



ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

11
2008

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 "Машиностроение"»
107076, Москва, Стромынский пер., 4

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Алексейчук Г.П., Алешин Н.П., Братухин А.Г.,
Воронцов А.Л., Гусейнов А.Г., Дмитриев А.М.
(председатель секции обработки материалов без
снятия стружки), Драгунов Ю.Г., Древаль А.Е.
(председатель секции технологии машинострое-
ния), Дроздов Ю.Н. (председатель секции кон-
струирования и расчета машин), Кутин А.А.,
Омельченко И.Н. (председатель секции органи-
зации и экономики производства), Пименов А.Ф.,
Попов Д.Н., Рыбин В.В., Салтыков М.А.,
Трегубов Г.П., Цыганкова И.А. (ответственный
секретарь)

Адрес редакции:

107076, Москва,
Стромынский пер., 4.
Телефон: 8(499)748-02-91
E-mail: vestmash@mashin.ru
www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г.
за № 77-12421 в Комитете Российской Федерации
по печати

Учредитель: А.И. Савкин

Индексы: 70120 ("Роспечать"),
27841 ("Пресса России"),
60264 ("Почта России")

Цена свободная

Отпечатано в ООО "Подольская Периодика",
142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, 15

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН	
Сыркин В. В., Драницин В. В. — Применение гидропривода в ветросиловых установках . . .	3
Целищев А. С., Жаров И. С. — Расчет упругих элементов в роликовинтовых механизмах . . .	7
Русецкая Г. В. — Программный комплекс по реализации математической модели радиального лопастного насоса . . .	9
Каракулов М. Н. — Исследование зацепления плунжерной передачи . . .	12
Ефремова И. А. — Проектирование круглых пластин с заданными нагрузками . . .	14
Цыбулько А. Е., Романенко Е. А., Кравченко Е. В. — Критерий прочности изотропных материалов с учетом их упругих свойств или деформационной способности . . .	16
Вихренко Д. В. — Расчетно-экспериментальное определение и прогнозирование долговечности рамы грузового автомобиля . . .	19
Пашовкин С. А. — Маслосъемность контакта поверхностей направляющих сверла для глубокого сверления и обрабатываемого отверстия . . .	21
Шнеерсон В. Я. — Определение оптимального тока как параметра нормального формирования шва при плазменной сварке торцевых и отбортованных соединений . . .	23
Безюков О. К., Жуков В. А., Жукова О. В. — Обеспечение эффективности и надежности жидкостных систем охлаждения энергетических установок и технологического оборудования . . .	25
Баранов В. Л., Канунников А. В. — Силовой отклик деформируемых материалов в динамических задачах контактной приработки . . .	27

В помощь конструктору и расчетчику

Иванов А. С. — Экспериментальное исследование влияния контактной податливости стыка на работу резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом . . .	31
--	----

Цикл статей

"Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"

Меделяев И. А. — Научное обоснование технических решений по управлению изнашиванием в условиях граничного трения . . .	37
--	----

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Пухальский В. А. — Варианты процесса предварительного ориентирования режущей части инструмента . . .	43
Карпусь В. Е., Иванов В. А. — Универсально-сборные перенастраиваемые приспособления . . .	46
Солоницын Б. М. — Проектирование прогрессивного шевинговального инструмента . . .	51
Черкашин В. П. — Концевая фреза с равной стойкостью боковых и торцевых режущихлезвий . . .	53
Юркевич В. В., Климанов М. М., Быков В. В. — Показатели точности при токарной обработке . . .	55
Гурин В. Д. — Графическое моделирование составляющих силы резания на ПЭВМ при фрезеровании . . .	58
Фоминский В. Ю., Гнедовец А. Г., Хороманская А. В. — Ионно-имплантационная обработка при использовании импульсной лазерной плазмы . . .	61
Бровер А. В. — Структурное состояние поверхностных слоев стали X12M после лазерно-акустической обработки . . .	67
Черный А. Г. — Рассеяние и плотность распределения такта несинхронной сборочной линии . . .	70
Попов А. В. — Влияние металлических наполнителей на изнашивание алмазных кругов на органических связках . . .	73

Серия статей

"Проблемы теории и практики резания материалов"

Воронцов А. Л., Султан-заде Н. М., Албагачиев А. Ю. — Разработка новой теории резания. 12. Расчет параметров фасонного фрезерования . . .	75
---	----

Обработка материалов без снятия стружки

Осипенкова Г. А., Пегашкин В. Ф., Филимонов И. Е. — Моделирование свойств поверхностного слоя при ультразвуковом выглаживании . . .	79
Рыбаков Г. М. — Насыщение энергией металлических деталей при поверхностном пластическом деформировании дробеструйной обработкой . . .	81

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

Зубарев Ю. М., Косаревский С. В. — Интеграция контроля с помощью измерительно-вычислительных комплексов в современном машиностроении . . .	83
Селиверстов Д. А., Кирсанова М. А. — Проблема использования производственных мощностей на предприятиях оборонно-промышленного комплекса . . .	86

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Захаров С. И. — Повышение достоверности значений износа деталей машин при акустической диагностике . . .	89
Жасимов М. М. — Решение научно-методических проблем разработки технических регламентов . . .	91
Иванов А. Н. — Выставка "Металлообработка-2008" . . .	92
Потапова Г. С. — Обзорные зарубежные издания . . .	94
Вниманию читателей . . .	42, 45

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Syrkin V. V., Dranitsin V. V. — A hydraulic drive use in the wind-powered plants	3
Tselishchev A. S., Zharov I. S. — Calculation of elastic elements in the roller-spiral mechanisms	7
Rusetskaya G. V. — A software for realization of mathematical model of a radial wing pump	9
Karakulov M. N. — Study of a plunger gear catching	12
Efremova I. A. — Design of ring plates with specified fracture loads	14
Tsybul'ko A. E., Romanenko E. A., Kravchenko E. V. — Toughness criteria of isotropic materials subject to their elastic properties or deformation ability	16
Vikhrenko D. V. — A design-experiment determination and forecasting of a chassis frame durability	19
Pashovkin S. A. — An oil absorption of surface contact of guides of drill for peck feed drilling and work hole	21
Sheerson V. Ya. — Determination of optimal current as a parameter of a weld normal forming at a plasma-arc welding of the front and flanged joints	23
Bezyukov O. K., Zhukov V. A., Zhukova O. V. — An efficiency and reliability assurance of liquid cooling systems of the power plants and manufacturing equipment	25
Baranov V. L., Kanunnikov A. V. — A power response of deformable materials in the dynamic problems of a contact extra earning	27

For the benefit of designer and estimator

Ivanov A. S. — Experimental study of a juncture contact pliability influence on a behavior of a screw joint loaded by separating force and tilting moment	31
---	----

Series of articles

"Problems of tribology — friction, wearing away, and lubrication"

Medelyaev I. A. — A scientific ground of technical solutions on a wear control in the boundary friction conditions	37
--	----

MANUFACTURING TECHNOLOGY

Pukhal'skii V. A. — Variants of preliminary orientation process of a tool's cutting part	43
Karpus' V. E., Ivanov V. A. — Modular readjusted attachments	46
Solonitsyn B. M. — Design of advanced shaving tool	51
Cherkashin V. P. — End milling cutter with equal durability of side and front cutting ends	53
Yurkevich V. V., Klimanov M. M., Bykov V. V. — Precision factors at turning	55
Gurin V. D. — Computer-aided graphical modeling of cutting force components at milling	58
Fominskii V. Yu., Gnedovets A. G., Khoromanskaya A. V. — An ion-implantation treatment at use of pulsed laser plasma	61
Brover A. V. — Structural state of surface layers of the X12M steel after laser-acoustic treatment	67
Chernyi A. G. — Dispersion and distribution density of an asynchronous assembly line clock cycle	70
Popov A. V. — Influence of metal fillers upon the wear of diamond wheels on the organic bonds	73

Series of articles

"Theory and practice problems of materials cutting"

Vorontsov A. L., Sultan-Zade N. M., Albagachiev A. Yu. — Development of a new cutting theory. 12. Calculation of the form milling parameters	75
--	----

Chipless materials working

Osipenkova G. A., Pegashkin V. F., Filimonov I. E. — Modeling of surface layer properties at ultrasonic burnishing	79
Rybakov G. M. — Energy saturation of metal details at surface plastic deforming by a grit blasting	81

PRODUCTION ORGANIZATION AND ECONOMICS

Zubarev Yu. M., Kosarevskii S. V. — Integration of the control into modern engineering industry using the measuring-computing systems	83
Seliverstov D. A., Kirsanova M. A. — A problem of production capacity use on the defense industry plants	86

TECHNICAL INFORMATION

Zakharov S. I. — Raising the authenticity level of the machinery wear at acoustic diagnostics	89
Zhasimov M. M. — Solution of guidance problems of technical regulations	91
Ivanov A. N. — "The Metal-Working-2008" ("Metalloobrabotka-2008") exhibition	92
Potapova G. S. — Review of foreign editions	94
To reader's attention	42, 45

Художественный редактор *Т. Н. Галицына*
Технический редактор *О. А. Ефремова*
Корректор *Т. В. Арбузова*

Сдано в набор 03.09.2008. Подписано в печать 21.10.2008.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 11,76. Уч.-изд. л. 15,05. Заказ 1109.

*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.*

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 621.22

В. В. СЫРКИН, д-р. техн. наук, В. В. ДРАНИЦИН
(Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия, г. Омск)

Применение гидропривода в ветросиловых установках

Рассмотрена математическая модель дроссельного регулирования угловой скорости вала гидромотора, соединенного с электрогенератором, с целью стабилизации частоты вращения. Линеаризация основных нелинейностей позволяет установить возможности данного привода, а также использовать его в качестве тормозного механизма при частотах ветроколеса выше допустимых.

A mathematical model of throttle control of angular velocity of hydraulic motor's shaft, connected with electric generator for the frequency stabilization has been considered. A linearization of basic nonlinearities allows ascertain the abilities of given drive and its use as a wind-wheel's brake gear at the frequencies higher than permissible ones.

Использование энергии ветра для получения электроэнергии особенно актуально в условиях сокращения невозобновляемых энергетических источников. Для повышения качества электроэнергии необходимо, используя соответствующий привод, привести переменную частоту вращения ветроэнергетической установки в соответствие с требуемой частотой вращения электрогенератора. Поставленную задачу можно решить наиболее просто, применив гидравлический привод, устанавливаемый между ветроколесом и электрогенератором.

Для исследования процесса регулирования угловой скорости Ω вала гидродвигателя будем использовать уравнения движения рабочих органов и звеньев гидропривода под действием приложенных сил, уравнения движения и характеристики управляющих элементов, сплошности потока или сохранения объемного расхода, давлений или сохранения энергии, а также уравнения, отражающие связи между параметрами потока и движения.

Для гидропривода с длинными трубопроводами и местными сопротивлениями (рис. 1) уравнение динамики без учета волновых процес-

сов и с учетом уравнений давлений [1] примет вид (при давлении в сливном баке $p_{сл} = 0$):

$$I_{пр} \frac{d\Omega}{dt} + \beta\Omega = q[p_H - (\Delta p_1 + \Delta p_2)] - M_c. \quad (1)$$

Здесь $I_{пр}$ — приведенный к валу гидромотора момент инерции вращающихся частей гидропривода; M_c — приведенный к валу гидромотора момент нагрузки и сил трения; Δp_1 , Δp_2 — гидравлические потери соответственно в нагнетательной и сливной магистралях (p_1 , p_2 — давления в полостях нагнетания и слива гидромотора соответственно); q — рабочий объем гидромотора; β — коэффициент вязкого трения; φ — угловая координата вала гидромотора; p_H — давление насоса при условии его работы на характеристике клапана (рис. 2):

$$p_H = p_{кл} - K_{кл} Q_H, \quad (2)$$

где $K_{кл}$ — коэффициент усиления клапана, определяющий крутизну его статической характеристики.

Будем считать, что режим течения жидкости в магистралях — ламинарный, а значения коэффициентов местных потерь — постоянны.

Гидравлические потери в нагнетательной и сливной магистралях соответственно [1]:

$$\Delta p_1 = \frac{Q_1}{G_{T1}} + \left(\frac{Q_1}{G_{M1}}\right)^2;$$

$$\Delta p_2 = \frac{Q_2}{G_{T2}} + \left(\frac{Q_2}{G_{M2}}\right)^2,$$

где G_T и G_M — суммарные проводимости соответственно трубопроводов и местных сопротивлений; Q_1 и Q_2 — расходы в нагнетательной и сливной магистралях соответственно.

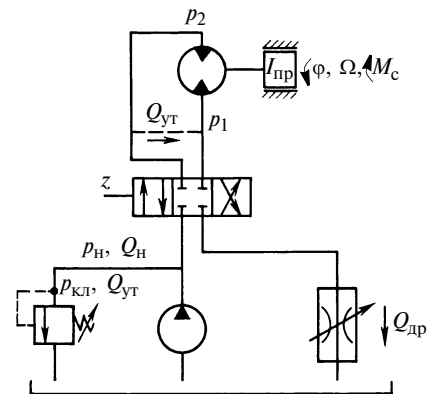


Рис. 1. Гидравлическая схема привода

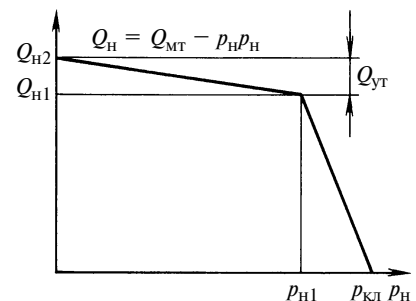


Рис. 2. Статическая характеристика гидропривода

Тогда

$$\Delta p_1 = \frac{q}{G_{T1}} \Omega + \frac{q^2}{G_{M1}} \Omega^2 = b_1 \Omega + a_1 \Omega^2;$$

$$\Delta p_2 = \frac{q}{G_{T2}} \Omega + \frac{q^2}{G_{M2}} \Omega^2 = \frac{q^2 f_{др}^2}{G_{max}^2 f_{др}^2} \Omega^2 = b_2 \Omega + a_2 \Omega^2 + a_{др}(f_{др}) \Omega^2,$$

где a_1, a_2, b_1, b_2 — коэффициенты квадратичных и линейных потерь; $a_{др}$ — коэффициент потерь дросселя; $f_{др}$ — площадь сечения дросселя.

Подставляя выражения (2) в уравнение движения (1), после группирования слагаемых имеем:

$$\frac{d\Omega}{dt} + a\Omega^2 + b\Omega = \frac{1}{I_{пр}} (qP_{кл} - M_c), \quad (3)$$

где $a = \frac{1}{I_{пр}} [qa_1 + qa_2 + qa_{др}(f_{др})];$
 $b = \frac{1}{I_{пр}} [\beta + q^2 K_{кл} + q(b_1 + b_2)].$

Для заданной конструкции гидравлической системы значения параметров a и b наиболее существенно зависят от ее размеров, вязкости жидкости и настройки дросселя. В стационарном температурном режиме работы гидромеханизма для каждой настройки дросселя эти величины будут положительными и постоянными: $a > 0; b > 0$.

При условии, что справа в уравнении (3) стоят величины, не зависящие от выходных параметров привода и от времени:

$$1/I_{пр}(qP_{кл} - M_c) = -c = \text{const}, \quad (4)$$

переменные уравнения разделяются. В результате получим:

$$dt = -\frac{d\Omega}{a\Omega^2 + b\Omega + c}. \quad (5)$$

Полученное уравнение интегрируется в элементарных функциях. Интеграл уравнения (5) зависит от знака дискриминанты $D = \sqrt{b^2 - 4ac}$ квадратного уравнения. Поскольку $c < 0$, то при $a > 0; b > 0$ следует: $D > 0$. Тогда интеграл уравнения (5)

при начальных условиях $t = 0; \Omega = 0$ имеет вид:

$$t = -\frac{1}{a(\lambda_1 - \lambda_2)} \ln \left| \frac{(\Omega - \lambda_1)\lambda_2}{(\Omega - \lambda_2)\lambda_1} \right|,$$

где $\lambda_{1,2} = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}$ — корни квадратного уравнения.

Один корень квадратного уравнения совпадает с установившейся скоростью Ω_y вала, причем $\Omega_y = \Omega_{y\max} > 0$. Так как $0 < D < b$, то установившаяся скорость будет:

$$\Omega_y = \lambda_1 - \frac{-b + \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} > 0.$$

Подставим значения λ_1 и λ_2 в интеграл, причем вместо λ_1 подставим Ω_y . После преобразования и потенцирования окончательно получим:

$$\bar{\Omega} = \frac{[1 - 1/(\Omega_y a \tau)](1 - e^{-t/\tau})}{[1 - 1/(\Omega_y a \tau)] - e^{-t/\tau}} \approx 1 - e^{-t/\tau}, \quad (6)$$

где $\bar{\Omega} = \Omega/\Omega_y$ — относительная скорость; $\tau = 1/\sqrt{b^2 - 4ac}$ — постоянная времени привода.

Процесс, описываемый выражением (6), весьма близок к апериодическому. За время $t = 3\tau$ параметр $\bar{\Omega}$ достигает 0,96, т. е. $\bar{\Omega} \approx 1$.

Для гидропривода с короткими трубопроводами коэффициент b мал по сравнению с коэффициентом a , т. е. линейные потери значительно меньше квадратичных потерь в местных сопротивлениях, и уравнение (3) движения существенно упрощается:

$$d\Omega/dt + a\Omega^2 + c = 0. \quad (7)$$

Установившаяся скорость в этом случае определяется выражением

$$\Omega_y = \sqrt{\frac{-c}{a}} = \sqrt{\frac{qP_{кл} - M_c}{aI_{пр}}}.$$

Интеграл уравнения (7) при нулевых начальных условиях имеет вид:

$$\bar{\Omega} = \frac{1 - e^{-t/\tau}}{1 + e^{-t/\tau}} = th \frac{t}{2\tau},$$

где $\tau = \frac{1}{\sqrt{-4ac}} = \sqrt{\frac{I_{пр}}{4a(qP_{кл} - M_c)}}.$

Для решения уравнения (7) заменим независимую переменную t на x подстановкой $d\Omega/dt = d\Omega^2/dx$, в результате получим:

$$\Omega \frac{d\Omega}{dx} + a\Omega^2 + c = 0.$$

Последнее уравнение разделением переменных интегрируется в элементарных функциях. Интегралом уравнения при нулевых начальных условиях является:

$$x = -\frac{1}{2a} \ln \frac{\Omega_y^2 - \Omega^2}{\Omega_y^2} = \frac{I_{пр} \Omega_y^2}{2(qP_{кл} - M_c)} \ln \frac{\Omega_y^2 - \Omega^2}{\Omega_y^2}.$$

Потенцируя последнее выражение, получим закон изменения скорости по углу поворота:

$$\Omega^2 = \Omega_y^2 (1 - e^{-a\varphi}).$$

При $x = \frac{3}{2} a = \frac{3I_{пр} \Omega_y^2}{2(qP_{кл} - M_c)}$ вы-

ходное звено привода практически разгоняется до установившейся скорости.

Зная значение установившейся скорости Ω_y и время разгона t_p , можно определить время t срабатывания исполнительного устройства:

$$t = t_p + t_y + t_t = t_p + \frac{S - S_p - S_T}{\Omega_y} + t_t,$$

где t_y — время установившегося движения; t_t — время торможения; S_T — тормозной путь; $S_p = \Omega t_p \cong \Omega_y t_p / 2$ — угловое перемещение вала за время разгона.

По способу управления торможением применяют устройства с торможением "по пути" и "по времени", что определяет зависимость площади проходного рабочего окна дросселя от положения вала $f_T(\varphi)$ или времени торможения $f_T(t)$. Характер изменения $f_T(\varphi)$ или $f_T(t)$ будет определять, при прочих заданных параметрах, закон торможения вала. Соответственно решают одну из двух задач:

выполняют анализ — по известному закону изменения площади $f_T(\varphi)$ или $f_T(t)$ проходного сечения дросселя находят закон изменения

угловой скорости $\Omega(\varphi)$ или $\Omega(t)$, а затем определяют время t_T торможения от начальной скорости $\Omega_0 = \Omega_y$ до некоторых конечной скорости и угла торможения;

осуществляют синтез — для заданного закона торможения по скорости $\Omega_T(\varphi)$ или $\Omega_T(t)$ или по ускорению $W_T(\varphi)$ или $W_T(t)$ определяют характер изменения площади проходного сечения дросселя или подбирают закон торможения, близкий к заданному.

Рассмотрим синтез устройства по заданному закону движения выходного звена. Для определения характеристики тормозного дросселя используем уравнение движения гидропривода, в котором все параметры, кроме искомого, должны быть известны. В качестве исходного примем уравнение (3), к которому справа добавим момент торможения:

$$M_T = M_T(\Omega, f_{др}); \quad (8)$$

$$\Omega \frac{d\Omega}{dt} + a\Omega^2 + b\Omega + c = -\frac{1}{I_{пр}} M_T(t);$$

$$\Omega \frac{d\Omega}{dx} + a\Omega^2 + b\Omega + c = -\frac{1}{I_{пр}} M_T(\varphi). \quad (9)$$

В уравнениях (8), (9) начальные условия зададим в виде:

$$t = 0; \quad \Omega = \Omega_y = \Omega_0; \quad x = x_0 = 0; \\ d\Omega/dt = 0.$$

Тормозной дроссель включен в силовую полость аналогично управляющему дросселю, приведенному на рис. 1. При вращении вала вправо $M_T = qp_T$, где p_T — потери давления на дросселе, зависящие от скорости u_T , режима течения жидкости через его рабочее окно, а также вида управления. При турбулентном течении $p_T = \xi_T \frac{u_T^2}{2} p$ ($\xi_T = 2 \div 5$).

Исходя из уравнения неразрывности потока можно записать: $u_T = \Omega q / f_T(z)$, где z — управление проходным сечением дросселя $z = z(t)$ или $z = z(\varphi)$. Получаем:

$$p_T(z, \Omega) = \xi_T \frac{\Omega^2}{2} \frac{q^2}{f_T^2(z)} p.$$

Подставив значение $p_T(z, \Omega)$ в выражение для момента торможения M_T , получим:

$$M_T(z, \Omega) = \xi_T \frac{\Omega^2}{2} \frac{q^3}{f_T^2(z)} p. \quad (10)$$

Синтез устройства торможения сводится к обратной задаче динамики — по заданному закону движения $\Omega(\varphi)$ или $\Omega(t)$ выходного звена определить из уравнений (8), (9) момент $M_T(z, \Omega)$, реализующий этот закон движения. Далее в соответствии с выражением (10) необходимо определить закон изменения проходного сечения $f_T(z)$ дросселя, создающего этот момент сопротивления:

$$f_T(z) = \Omega(z) q \sqrt{\xi_T \frac{p}{2 M_T(z, \Omega)}}. \quad (11)$$

При торможении движущихся частей технологических машин гидропривод должен не только поглотить их кинетическую энергию, не допустив удара в конце хода, но и обеспечить оптимальный закон движения, при котором создаются наиболее благоприятные условия для выполнения технологического процесса. Оптимальным по быстродействию законом торможения при условиях обеспечения минимумов времени и хода торможения, а также ограниченного модуля ускорения является закон постоянного ускорения $W_T = \text{const}$ [2]. Однако следует иметь в виду, что при этом имеют место резкие изменения в начале и конце торможения (так называемый мягкий удар). В зависимости от жесткости звеньев и механизмов допустимое ускорение на участке торможения выбирают порядка $2 \div 4$ м/с².

Рассмотрим процедуру синтеза устройства на примере торможения с постоянным ускорением. Интегрируя закон торможения, получаем для скорости торможения: $\Omega = \Omega_0 - W_T t$, для углового перемещения: $\varphi = \Omega_0 t - W_T t^2 / 2$. Время торможения при нулевой конечной скорости ($\Omega_{тк} = 0$) $t_T = \Omega_0 / W_T$. В результате можно получить связь тормозного пути: $S_T = \varphi_{к}$, ускорения и начальной скорости: $W_T = \Omega_0^2 / 2 S_T$. Исключая из уравнений для Ω и φ время и под-

ставляя в них выражение для W_T , получаем:

$$\Omega(\varphi) = \Omega_0 \sqrt{1 - \varphi / S_T}.$$

При торможении по времени подставим значения Ω и W_T в уравнение (4):

$$I_{пр} \left[\frac{\Omega_0}{2 S_T} - a(\Omega_0 - W_T t)^2 - b(\Omega_0 - W_T t) - c \right] = M_T(\Omega, t). \quad (12)$$

При торможении "по пути" надо подставить значения $\Omega(\varphi)$ и W_T в уравнение (9):

$$I_{пр} \left[\frac{\Omega_0}{2 S_T} - a \Omega_0 \left(1 - \frac{\varphi}{S_T} \right) - b \Omega_0 \sqrt{1 - \frac{\varphi}{S_T}} - c \right] = M_T(\Omega, \varphi). \quad (13)$$

Из уравнений (12) и (13) следует, что для торможения с постоянным модулем ускорения необходимая сила сопротивления из-за гидравлических потерь в магистралях и арматуре будет зависеть от скорости движения.

После определения требуемой силы сопротивления и давления торможения p_T по формуле (11) определяют соответствующий закон изменения проходного сечения дросселя:

$$f_T(t) = (\Omega_0 - W_T t) q_2 \sqrt{\xi_T p / [2 M_T(\Omega, t)]}; \\ f_T(t) = \Omega_0 q \sqrt{\left(1 - \frac{\varphi}{S_T} \right) p / [2 M_T(\Omega, t)]}. \quad (14)$$

В начале торможения из выражений (12)—(14) при $t = 0$; $\varphi = 0$; $\Omega = \Omega_0$, имея в виду, что $a \Omega_0^2 + b \Omega_0 + c = 0$, для давления и площади получим:

$$p_{T0} = \frac{I_{пр}}{q_2} (W_T - a \Omega_0^2 - b \Omega_0 - c) = \frac{I_{пр}}{q_2} W_T = p_{T\min}; \\ f_{T0} = \Omega_0 q \sqrt{\frac{\xi_T}{2 p_{T0}}} = f_{T\max}.$$

В ряде случаев задача синтеза существенно упрощается, если использовать безразмерные перемен-

ные. Введем безразмерные параметры $\bar{\varphi}$, $\bar{\Omega}$, \bar{t}_T и \bar{p}_T , приняв в качестве масштабов соответственно перемещение S_T , скорость Ω_0 , площадь f_{T0} , давление p_{TK} , время t_{T0} . Тогда переменные можно выразить через безразмерные переменные: $\varphi = \varphi_0 \bar{\varphi}$; $\Omega = \Omega_0 \bar{\Omega}$; $f_T = \bar{f}_T f_{T0}$; $p_T = \bar{p}_T p_{TK}$; $t = \bar{t} t_0$, где $p_{TK} = p_{Tmax} = I_{пр}/[q(W_0 - c)]$.

Из условия $d\bar{\varphi}/d\bar{t} = \Omega$ следует, что $t_{T0} = t_T/2 = S_T/\Omega_0$, т. е. это время, в течение которого выходное звено прошло бы тормозной путь S_T с постоянной скоростью Ω_0 . При этом следует иметь в виду, что

$$\frac{d\Omega}{dt} = \frac{2\Omega_0}{t_T} \frac{d\bar{\Omega}}{d\bar{t}} = 2W_T \frac{d\bar{\Omega}}{d\bar{t}}$$

$$\text{и } \bar{\Omega} \frac{d\bar{\Omega}}{d\bar{\varphi}} = \frac{d\bar{\Omega}}{d\bar{t}}.$$

При таком выборе масштабов $d\bar{\Omega}/d\bar{t} = \bar{W}_T = 0,5$, безразмерное время изменяется в пределах $0 \leq \bar{t} \leq 2$, все остальные безразмерные параметры изменяются от 0 до единицы.

Приведем уравнения (8), (9) к безразмерному виду, учитывая из выражения (10), что $p_T = p_{T0} \Omega^2 / \bar{f}_T^2$.

Введем обозначения: $\alpha = a\Omega_0^2 / (2W_T)$; $\beta = b\Omega_0 / (2W_T)$; $\delta = -c/W_T$; $\eta = \frac{q_2 \bar{p}_T \bar{p}_{TK}}{2W_T I_{пр}}$, тогда получим:

при торможении "по времени":

$$\frac{d\bar{\Omega}}{d\bar{t}} + \alpha \bar{\Omega}^2 + \beta \bar{\Omega} - \delta = \eta \frac{\bar{\Omega}^2}{\bar{f}_T^2(\bar{t})}; \quad (15)$$

при торможении "по пути":

$$\bar{\Omega} \frac{d\bar{\Omega}}{d\bar{\varphi}} + \alpha \bar{\Omega}^2 + \beta \bar{\Omega} - \delta = \eta \frac{\bar{\Omega}^2}{\bar{f}_T^2(\bar{\varphi})}. \quad (16)$$

Начальные условия для решения уравнений (15) и (16): $t = 0$; $\bar{\varphi} = 0$; $\bar{\Omega} = 1$.

Если задан закон торможения с постоянным ускорением $d\Omega/d\varphi = d\Omega/dt = -W_T$, то в безразмерном виде $d\bar{\Omega}/d\bar{t} = 0,5$, а соответствующие этому закону скорости: $\bar{\Omega}(\bar{t}) = 1 - \bar{t}/2$ и $\bar{v}(x) = \sqrt{1 - \bar{x}}$. В конце торможения $\bar{t} = 2$, $\bar{\varphi} = 1$, $\Omega = 0$.

Решим уравнение (15) относительно искомой безразмерной площади

$$\bar{f}_T = \frac{\sqrt{\eta \bar{v}}}{\sqrt{\delta - \frac{d\bar{v}}{d\bar{t}} - \alpha \bar{v}^2 + \beta \bar{\Omega}}}$$

При торможении с постоянным ускорением $d\bar{\Omega}/d\bar{t} = -0,5$ необходимая площадь имеет вид:

$$\bar{f}_T = \frac{\sqrt{\eta \bar{\Omega}}}{\sqrt{\delta + 0,5 - \alpha \bar{\Omega}^2 + \beta \bar{\Omega}}} \quad (17)$$

Подставив в уравнение (17) выражения $\bar{\Omega}(t)$ и $\bar{\Omega}(\bar{\varphi})$, соответствующие закону постоянного ускорения, получим:

$$\bar{f}_T(t) = \frac{\sqrt{\eta} \left(1 - \frac{\bar{t}}{2}\right)}{\sqrt{\delta + 0,5 - \alpha \left(1 - \frac{\bar{t}}{2}\right)^2 - \beta \left(1 - \frac{\bar{t}}{2}\right)}};$$

$$\bar{f}_T(\varphi) = \frac{\sqrt{\eta} (1 - \bar{\varphi})}{\sqrt{\delta + 0,5 - \alpha (1 - \bar{\varphi})^2 - \beta \sqrt{1 - \bar{\varphi}}}}$$

В начальный момент торможения ($\bar{t} = 0$; $\bar{\varphi} = 0$; $\bar{\Omega} = 1,0$) имеем:

$$\bar{f}_T = 1,0 = \frac{\sqrt{\eta}}{\sqrt{\delta + 0,5 - \alpha - \beta}}$$

С учетом этого выражения для \bar{f}_T могут быть упрощены:

$$\bar{f}_T(\bar{t}) = \frac{(2 - \bar{t}) \sqrt{\eta}}{\sqrt{4\delta + \alpha \bar{t}(4 - \bar{t}) + 2\beta \bar{t}}};$$

$$\bar{f}_T(\bar{\varphi}) = \frac{\sqrt{\eta} (1 - \bar{\varphi})}{\sqrt{\delta + \alpha \bar{\varphi} - \beta (1 - \sqrt{1 - \bar{\varphi}})}}$$

Если линейные и квадратичные потери в трубопроводе и арматуре малы и ими можно пренебречь ($\alpha = 0$, $\beta = 0$), то приближенно получим:

$$\bar{f}_T(\bar{t}) \approx \left(1 - \frac{\bar{t}}{2}\right) = \bar{\Omega}(\bar{t});$$

$$\bar{f}_T(\bar{\varphi}) \approx (1 - \bar{\varphi}) = \bar{\Omega}(\bar{\varphi}).$$

В этом случае параметры гидросистемы определяются только площадью f_{T0} , а необходимая безразмерная площадь \bar{f}_T зависит только от за-

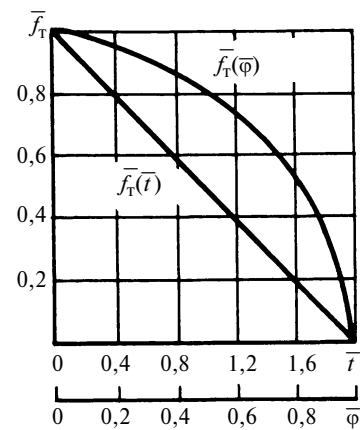


Рис. 3. Зависимости изменения площади f_T рабочего окна по времени t и по перемещению $\bar{\varphi}$ управляющего элемента при торможении

данного закона и одинакова для всех систем, в которых потерями в дросселе можно пренебречь.

Зависимости $\bar{f}_T(\bar{\varphi})$ и $\bar{f}_T(\bar{t})$ для этого случая приведены на рис. 3.

При торможении по времени для рассматриваемого случая площадь проходного сечения рабочего окна линейно зависит от времени: $f(t) = f_{T0}(1 - W_T t / \Omega_0)$, при торможении "по пути" имеет место квадратичная зависимость $f_T(\varphi) = f_{T0} \sqrt{1 - \varphi / S_T}$.

Если гидравлические потери в системе незначительны, то перепада давлений на дросселе нет: $p_T = \text{const} = p_{T0}$.

После определения закона изменения проходного сечения f_T тормозного дросселя профилирует сам дроссель или выбирают дроссель (золотниковую пару) известной геометрии, управляемый кулачком, спрофилированным в соответствии с функцией $z = z(\varphi)$ перемещения золотника.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сыркин В. В., Драницин В. В. Исследование возможности применения дроссельного гидропривода для стабилизации частоты вращения вала генератора ветросилового установок // Междунар. науч.-техн. конф. "Гидравлические машины, гидроприводы и гидропневмоавтоматика". СПб.: 2008.
2. Левитский Н. И., Цуханова Е. А. Расчет управляющих устройств для торможения гидроприводов. М.: Машиностроение, 1971.

Расчет упругих элементов в роликовинтовых механизмах

Представлена методика расчета упругого элемента, работающего в области больших перемещений с распределенной нагрузкой, который применяется в роликовинтовых механизмах для выборки мертвого хода.

A calculation technique of the elastic element working in large transferences region with distributed load has been presented. The elastic element mentioned above is employed in the roller-spiral mechanisms for a dead move compensation.

Роликовинтовые механизмы (РВМ) используют для преобразования вращательного движения в поступательное. Они обладают высоким КПД, большой долговечностью и достаточной жесткостью. По сравнению с шариковинтовыми передачами и передачами винт—гайка скольжения посредством РВМ можно реализовать бóльший диапазон кинематических передаточных функций (КПФ) при фиксированном шаге резьбы, что очень важно в высоконагруженных исполнительных механизмах.

Симметричная конструкция РВМ и наличие в резьбовых сопряжениях трения качения дают возможность использовать их в более высоком скоростном режиме, чем передачи винт—гайка. Это позволяет РВМ конкурировать с гидравлическими и пневматическими приводами поступательного движения.

Одной из главных проблем РВМ является мертвый ход, вызванный боковыми зазорами в резьбовых сопряжениях, который обуславливает значительную погрешность любого винтового механизма. В винтовых механизмах существуют два способа выборки зазора — осевое и радиальное смещения гайки. При осевой выборке зазора гайка состоит из двух половин (рис. 1) [1], а при радиальной — гайка и кольцо сепаратора роликов имеют осевой разрез.

Боковые зазоры вызывают мертвый ход, торцевые — перекосы в винтовом механизме. При осевом натяге происходит выборка боковых (осевых) зазоров, при радиальном — выборка торцевых зазоров, однако это справедливо только для трапецидальных и прямоугольных резьб с малым углом α профиля резьбы.

При резьбе с треугольным профилем (метрические и кинематические) радиальный натяг вызывает выборку как торцевых, так и боковых зазоров, причем чем больше угол профиля резьбы в вершине, тем больше радиальный натяг способствует выборке боковых зазоров. Поэтому для передач винт—гайка скольжения с треугольным профилем резьбы рекомендуется радиальная выборка зазора [3]. Это справедливо и для РВМ, в которых угол профиля резьбы составляет 90° . При таком угле профиля происходит одинаковая выборка торцевых и боковых зазоров (рис. 2).

Практика показала, что применительно к РВМ осевой натяг не позволяет полностью устранить зазор между резьбовыми элементами. Это хорошо видно на рис. 1, где осевой зазор остается между винтом и роликом.

этому в настоящее время наиболее перспективными являются схемы с радиальными натягами в роликовинтовых механизмах, создаваемыми пружинными пластинами и полукольцами [2]. При небольших упругих перемещениях и точечной нагрузке пружинный элемент, создающий радиальный натяг в РВМ, с достаточной точностью рассчитывают по известным формулам теории сопротивления материалов. В области же больших упругих перемещений и распределенной нагрузки, которые возможны при динамических перегрузках привода или ударных воздействиях на поступательно движущийся элемент, методики расчета упругих элементов, основанные на законе Гука, при определении места их расположения дают значительную погрешность (порядка 60 %). Особенно это касается пружинных пластин.

Знание места расположения упругого элемента в области больших упругих перемещений очень важно при проектировании РВМ. При неправильно подобранном

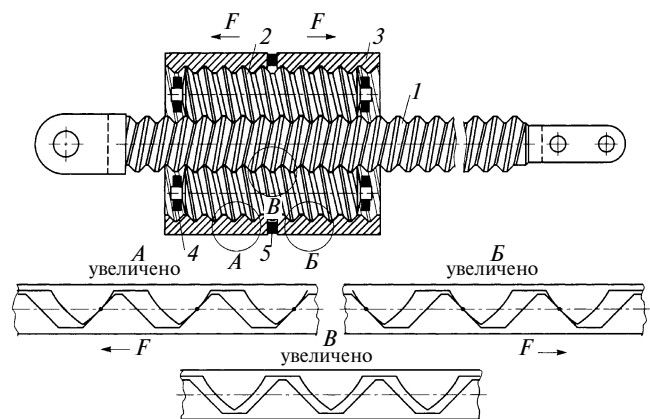


Рис. 1. РВМ с осевой выборкой зазора:

1 — винт; 2 — ролик; 3 — гайка; 4 — сепаратор; 5 — упругий элемент

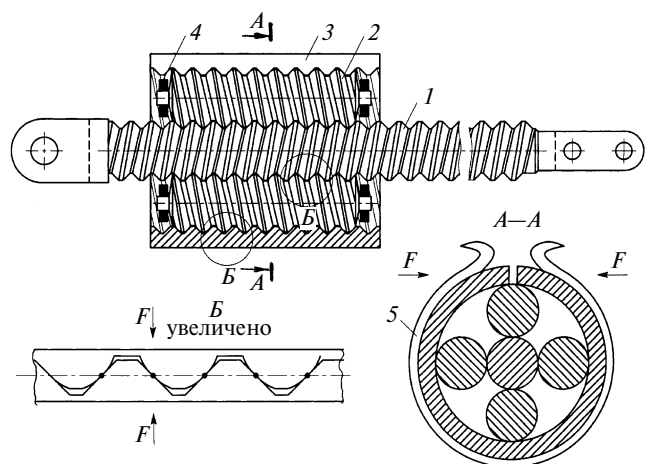


Рис. 2. Передача винт—гайка с треугольным профилем резьбы:

1 — винт; 2 — ролик; 3 — гайка; 4 — сепаратор; 5 — кольцевая пружина

упругом элементе гайка, имеющая осевой разрез, в момент динамической перегрузки привода может расширяться настолько, что ролики просто соскочат с резьбовых дорожек. Устранять данную проблему путем повышения упругости пружинного элемента не совсем корректно, так как это создает дополнительную нагрузку на резьбовые сопряжения, что может привести к значительному износу и снижению КПД РВМ.

Методики, применяемые в практике расчета и проектирования устройств с упругими элементами, работающими в области больших перемещений при распределенных нагрузках, не имеют достаточного научного обоснования. Нагрузка, действующая на пружину, распределяется неравномерно. Это связано с тем, что корпус РВМ имеет сложную форму, поэтому распределение нагрузки носит неравномерный характер. Для расчета необходима математическая модель упругого элемента, воспринимающего неравномерную нагрузку. Поскольку аналитические решения этой проблемы найдены только для ограниченного числа задач, основным инструментом исследования остается численный метод.

Выбор оптимальных конструкций упругих элементов, научно обоснованный и тщательно проведенный расчет, а также правильный выбор материала — все это повышает надежность машин и механизмов.

Согласно теории Е. П. Попова общее уравнение упругой линии пружины [3] имеет вид:

$$\frac{d^2\vartheta}{ds^2} + \frac{1}{B} \frac{dB}{ds} \frac{d\vartheta}{ds} = \frac{1}{B} \frac{d\theta}{ds} \frac{dB}{ds} + \frac{d^2\theta}{ds^2} - \frac{l^2}{B} [P_c \sin(\vartheta + \delta_c) + P_q \sin(\vartheta + \delta_q) + m],$$

где s — функция длины упругой линии; B — изгибная жесткость в текущем сечении; θ — угол наклона касательной к начальной упругой линии пружины; ϑ — угол наклона касательной к упругой линии пружины в текущий момент времени; l — длина участка пружины; P_c — равнодействующая сила от сосредоточенной силы в текущем сечении; P_q — равнодействующая сила от распределенной нагрузки в текущем сечении; δ_c — угол действия силы P_c ; δ_q — направление силы P_q ; m — распределенная моментная нагрузка.

Исследование пружин при изгибе сводится к интегрированию нелинейного дифференциального уравнения второго порядка. При этом используют численный метод, в котором осуществляют переход от исходной дифференциальной задачи к дискретной, представляющей собой систему нелинейных дифференциальных уравнений. Для решения нелинейной системы уравнений используют итерационный метод Ньютона.

Участки пружины выбирают таким образом, чтобы распределенная нагрузка q находилась в пределах этого участка. На каждом участке строится равномерная сетка, шаг которой зависит от требуемой точности. Крайние узлы сетки совпадают с границами участка. Узлы квазиравномерной сетки нумеруются от 1 до N (в нашем случае $N = 7$). Общее число узлов (N) квазиравномерной сетки определяется по числу J_L секций:

$$N = \sum_{L=1}^n J_L + 1. \text{ Для каждого участка, кроме первого,}$$

принято: $s_{L-1} < s < s_L, L = 2, 3, \dots, n.$

Дифференциальное уравнение упругой линии для каждого участка имеет вид:

$$\frac{d^2\vartheta}{ds^2} = -(n+1-L) \frac{P_q l^2}{B} \sin(\vartheta), \frac{L-1}{n} < s \leq \frac{L}{n}.$$

Условия нагружения: $P_q = qls, \delta_q = 0.$

Координаты границ участков определяют по формуле $s_L = L/7, L = 1, 2, \dots, 7.$ Значение силы P_q , действующей на участке, определяется суперпозицией сил, действующих на участках с номерами: $L+1, L+2, \dots, n.$

Пружина разбита на 7 равных участков. На каждый участок наложена равномерная сетка с общим числом узлов $N = 151$; погрешность вычислений — 0,001; максимальное число итераций — 12.

Для проверки математической модели была разработана программа, с помощью которой с учетом значений распределенных нагрузок в РВМ, габаритных размеров и свойств материала пружины находят параметры перемещения упругого элемента под действием распределенных нагрузок.

Таким образом, для расчета изгиба упругого элемента РВМ выполняют следующее:

определяют расчетную схему;

определяют участки пружины и координаты их границ; задают условия нагружения на участках;

строят равномерную сетку (выбирают число узлов сетки на каждом участке, узлы нумеруют и вычисляют их координаты);

задают начальные значения углов наклона касательных к упругой линии и краевые условия;

задают значения требуемой точности вычислений и максимальное число итераций;

рассчитывают изгиб пружины и выполняют анализ результатов.

Исследования показали, что работа упругого элемента в РВМ описывается дифференциальным уравнением второго порядка с постоянными коэффициентами:

$$T_2^2 \varphi''(t) + T_1 \varphi'(t) + \varphi(t) = kQ(t).$$

Здесь $\varphi(t)$ — выходной сигнал (наклон пружины); $Q(t)$ — входной сигнал (нагрузка); k — статический коэффициент преобразования упругого элемента; T_1, T_2 — постоянные времени: $T_2 = 1/\omega$, где ω — частота колебаний упругого элемента; $T_1 = 2hT_2 = 2h/\omega$, где h — степень демпфирования.

Распределенная нагрузка описывается уравнением $Q(t) = Q(e^{\alpha t - \beta t})$, где Q, α и β — константы дифференциального уравнения, находят из выражений:

$$\left. \begin{aligned} t_0 &= \ln(\alpha/\beta)^{\frac{1}{\beta-\alpha}}; \\ \beta &= \alpha/(1 + \tau\alpha); \\ Q &= Q_{\max} / \left[(\alpha/\beta)^{\frac{1}{\beta-\alpha}} - (\alpha/\beta)^{\frac{\beta}{\beta-\alpha}} \right]. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Равенства (1) подтверждают возможность аппроксимации работы упругого элемента аналитическим выражением [4]. Тогда работу упругого элемента можно описать уравнением

$$T_2^2 \varphi''(t) + T_1 \varphi'(t) + \varphi(t) = kQ(e^{\alpha t} - e^{\beta t}). \quad (2)$$

Полученное уравнение (2) — дифференциальное уравнение второго порядка с постоянными коэффициентами, описывает реакцию упругого элемента. При этом α , β и Q_{\max} отражают различные формы статической нагрузки, а параметры h и ω являются динамическими характеристиками упругого элемента.

Анализ характеристик упругого элемента в условиях динамического нагружения показал, что его движение имеет характер затухающих колебаний.

Полученные результаты могут быть использованы для выбора статических и динамических характеристик РВМ с упругим элементом.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Морозов В. В., Костерин А. Б., Новикова Е. А. Плавность динамических звеньев электромеханических приводов // Под. ред. В. В. Морозова. Владимир: ВлГУ, 1999. 158 с.
2. Целищев А. С. Новые концепции проектирования приводов поступательного перемещения // Науч.-практ. конф. "Актуальные проблемы авиации и космонавтики". Красноярск: 2005. С. 34—36.
3. Целищев А. С., Смольянинова М. В. Характеристика режимов работы роликвинтовых механизмов // 8-я Междунар. науч.-техн. конф. "Ломоносов". М.: МГУ им. М. В. Ломоносова, 2006. С. 114—116.
4. Попов Е. П. Теория и расчет гибких упругих стержней. М.: Наука, 1986. 396 с.

УДК 51.001.57: 621.66.001.24

Г. В. РУСЕЦКАЯ, канд. техн. наук

(Волжская государственная академия водного транспорта, г. Нижний Новгород)

Программный комплекс по реализации математической модели радиального лопастного насоса

Предложен программный комплекс для реализации математической модели радиального лопастного насоса для исследований общих закономерностей гидромеханических процессов, возникающих в проточных каналах.

A software for realization of mathematical model of a radial wing pump for study of general mechanisms of hydromechanic processes, arising in the running channels, has been proposed.

Программный комплекс (пакет прикладных программ) создан для численного решения нелинейных дифференциальных уравнений движения механической системы "радиальный лопастной насос", полученных на базе методов аналитической механики [1—4] и представляющих собой математическую модель центробежного насоса [2, 5—7].

Задача, решаемая с помощью программного комплекса, определена на некоторой ограниченной одномерной расчетной области, представляющей собой совокупность $i = \overline{1, \dots, 4}$ подобластей (подсистем): "жидкая среда — подводный канал", $i = 1$; "жидкая среда — ротор", $i = 2$; "жидкая среда — отводящий канал", $i = 3$; "жидкая среда — диффузор", $i = 4$.

Математическая модель насоса получена в гидравлическом приближении: нестационарный поток в проточных каналах насоса — одномерный и осредненный по поперечному сечению, плотность и вязкость жидкой среды — постоянны во всей расчетной области, проточные каналы насоса — недеформируемые.

Созданная математическая модель радиального лопастного насоса представляет собой систему нелинейных дифференциальных уравнений движения $i = \overline{1, \dots, 4}$ подсистем [2, 5, 6, 8]:

$$\begin{cases} C_{i,1} \dot{\varphi} - B_{i,1} \dot{Q} = f_{i,1}(\dot{\varphi}, Q), & i = \overline{1, \dots, 4}; \\ B_{i,2} \dot{Q} - C_{i,2} \ddot{\varphi} = f_{i,2}(\dot{\varphi}, Q), & i = 2, \end{cases} \quad (1)$$

где $C_{i,1}$, $C_{i,2}$ — коэффициенты, определяющие физические, реологические показатели перекачиваемой среды и геометрические параметры подсистем $i = \overline{1, \dots, 4}$, не зависящие от времени t ; $B_{i,1}$, $B_{i,2}$ — интегральные функции внутренних переменных; $\dot{\varphi} = \dot{\varphi}(t)$ — частота вращения рабочего колеса насоса; $Q = Q(t, \dot{\varphi})$ — расход жидкой среды во всей расчетной области системы; $\ddot{\varphi} = d\dot{\varphi}/dt$ — угловое ускорение рабочего колеса; $\dot{Q} = dQ/dt$ — скорость изменения расхода; $f_{i,1}(\dot{\varphi}, Q)$ — функция распределения давления p_i по длине проточных каналов подсистем $i = \overline{1, \dots, 4}$; $f_{i,2}(\dot{\varphi}, Q)$ — функция результирующего момента на валу насоса.

Система уравнений (1) дополняется соответствующими начальными и граничными условиями и решается в следующей постановке.

1. Задают параметры подсистем $i = \overline{1, \dots, 4}$:

не зависящие от времени t — физические и реологические параметры жидкой среды, геометрические параметры проточных частей элементов подсистем, динамические параметры ротора, интегральные функции внутренних переменных;

временной — момент $(M_y)_d$ на валу приводного двигателя.

2. Задают граничные условия: давление на входе в систему — $p_{вх} = p_{вх}(t) = (p_1)_1(t)$; давление на выходе из системы — $p_{вых} = p_{вых}(t) = (p_4)_2(t)$;

3. Задают начальные условия:

$$t_0 = 0;$$

$$\dot{\phi}(t_0) = \dot{\phi}_0 = \left\{ \begin{array}{l} \dot{\phi}(0) = 0, (M_y)_d = 0 \\ (\dot{\phi}_0)_{t_0}, (M_y)_d = [(M_y)_d]_{t_0} \end{array} \right\};$$

$$Q(\dot{\phi}_0, t_0) = Q_0 = \left\{ \begin{array}{l} 0, (M_y)_d = 0 \\ (Q_0)_{t_0}, (M_y)_d = [(M_y)_d]_{t_0} \end{array} \right\};$$

$$p_{\text{вх}}(\dot{\phi}_0, Q_0) = (p_{\text{вх}})_0 = \left\{ \begin{array}{l} \geq p_{\text{атр}}, (M_y)_d = 0 \\ (p_{\text{вх}})_{t_0}, [(M_y)_d] = [(M_y)_d]_{t_0} \end{array} \right\};$$

$$p_{\text{вых}}(\dot{\phi}_0, Q_0) = (p_{\text{вых}})_0 = \left\{ \begin{array}{l} \geq p_{\text{атр}}, (M_y)_d = 0 \\ (p_{\text{вых}})_{t_0}, [(M_y)_d] = [(M_y)_d]_{t_0} \end{array} \right\};$$

4. Определяют функции времени: $Q = Q(t)$, $\dot{\phi} = \dot{\phi}(t)$, $\ddot{Q} = \ddot{Q}(t)$, $\ddot{\phi} = \ddot{\phi}(t)$.

Для получения решений: $\dot{\phi} = \dot{\phi}(t)$, $\ddot{\phi} = \ddot{\phi}(t)$, $Q = Q(t)$, $\ddot{Q} = \ddot{Q}(t)$, систему уравнений (1) представляют в виде дифференциальных уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} dQ(t)/dt = f_Q(t, Q, \dot{\phi}); \\ d\dot{\phi}(t)/dt = f_{\dot{\phi}}(t, Q, \dot{\phi}); \quad 0 < t < T, \\ Q(t_0) = Q_0, \\ \dot{\phi}(t_0) = \dot{\phi}_0. \end{array} \right. \quad (2)$$

Для выполнения численного решения уравнений (2) по переменной t вводится равномерная сетка с шагом $\tau > 0$, т. е. рассматривается множество точек $\omega_{\tau} = \{t_n = n\tau < T, n = 0, 1, 2, \dots, N\}$.

Считается, что приближенные значения $Q_n, \dot{\phi}_n$ при решении задачи в момент времени $t = t_n$ уже известны. Требуется на временном шаге $n + 1$ определить значения параметров $Q_{n+1}, \dot{\phi}_{n+1}, \ddot{\phi}$ и \ddot{Q} . Функции $Q(t)$ и $\dot{\phi}_{1,2}(t)$ аппроксимируют кусочно-линейными зависимостями $y_n(t) = a_n t + b_n$.

Для вывода дискретного аналога дифференциальных уравнений (2), описывающих $Q(t)$ и $\dot{\phi}(t)$, используют численный метод Рунге—Кутты, допускающий вычисление $f_Q(t, Q, \dot{\phi}), f_{\dot{\phi}}(t, Q, \dot{\phi})$ не только в точках сетки, но и в некоторых промежуточных точках [7, 9]. Основная система уравнений метода Рунге—Кутты

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{Q_{n+1} - Q_n}{\tau} = \sum_{i=1}^2 \sigma_i k_i(Q); \\ \frac{(\dot{\phi})_{n+1} - (\dot{\phi})_n}{\tau} = \sum_{i=1}^2 \sigma_i k_i(\dot{\phi}), \end{array} \right. \quad (3)$$

$$\text{где } k_i(Q) = f_Q(t_n + a_i\tau, \sum_{j=1}^{i-1} \tau b_{ij} \sigma_j k_j(Q) + \sum_{j=1}^{i-1} \tau b_{ij} \sigma_j k_j(\dot{\phi})),$$

$$i = \overline{2, 3, \dots, m}, k_1(Q) = f_Q(t_n, Q_n);$$

$$k_i(\dot{\phi}) = f_{\dot{\phi}}(t_n + a_i\tau, \sum_{j=1}^{i-1} \tau b_{ij} \sigma_j k_j(Q) + \sum_{j=1}^{i-1} \tau b_{ij} \sigma_j k_j(\dot{\phi})),$$

$$i = \overline{2, 3, \dots, m}, k_1(\dot{\phi}) = f_{\dot{\phi}}(t_n, \dot{\phi}_n);$$

a_i, b_{ij}, σ_i — коэффициенты, зависящие от точности.

Решение дифференциальных уравнений (2) осуществляют двухэтапным методом Рунге—Кутты второго порядка точности ($\sigma_i = 0,5; a_i = 1; b_{21} = 1$) [7].

Частота $\dot{\phi}$ вращения ротора, расход Q , угловое ускорение $\ddot{\phi}$ ротора, скорость \dot{Q} изменения расхода дискретной модели — система уравнений (3), определяют по рекуррентным соотношениям:

$$\left. \begin{array}{l} Q_{n+1} = Q_n + 0,5\tau[k_1(Q) + k_2(Q)]; \\ (\dot{\phi})_{n+1} = (\dot{\phi})_n + 0,5\tau[k_1(\dot{\phi}) + k_2(\dot{\phi})], \end{array} \right\} \quad (4)$$

где

$$\left. \begin{array}{l} k_1(Q) = f_Q(t_n, (\dot{\phi})_n, Q_n), \\ k_2(Q) = f_Q(t_n + \tau, (\dot{\phi})_n + \tau k_1(\dot{\phi}), Q_n + \tau k_1(Q)); \end{array} \right\} \quad (5)$$

$$\left. \begin{array}{l} k_1(\dot{\phi}) = f_{\dot{\phi}}(t_n, (\dot{\phi})_n, Q_n), \\ k_2(\dot{\phi}) = f_{\dot{\phi}}(t_n + \tau, (\dot{\phi})_n + \tau k_1(\dot{\phi}), Q_n + \tau k_1(Q)). \end{array} \right\} \quad (6)$$

Вычислив по формулам (5) и (6) последовательно $k_2(Q), k_2(\dot{\phi})$, из соотношений (4) находят значения $Q_{n+1} = Q(t_{n+1}), (\dot{\phi})_{n+1} = (\dot{\phi})(t_{n+1})$ на временном слое $t = t_{n+1}$ в зависимости от известных на n -м временном слое значений Q_n и $(\dot{\phi})_n$. Процесс повторяется по мере продвижения во времени до момента окончания $t_n = n\tau < T, n = 0, 1, 2, \dots, N$.

Пакет прикладных программ содержит функциональные и дополнительные сервисные программные модули.

Функциональные программные модули выполняют непосредственный расчет задачи и представляют собой пять базовых подпрограмм реализации модели соответствующих $i = \overline{1, \dots, 4}$ подсистем на одном шаге по времени. Базовые подпрограммы иницируются из единого управляющего модуля. Каждой базовой подпрограмме соответствуют необходимые для ее работы массивы входной информации — базы данных подпрограммы (БДП), содержащие массивы постоянных параметров, внутренних переменных и временных зависимостей, а также граничные и начальные условия.

Информационные массивы $i = \overline{1, \dots, 4}$ базовых подпрограмм в совокупности определяют базу данных (БД) всей задачи. Способ формирования БД позволяет включать дополнительные параметры при необходимости расширения области исследования. Массив выходной информации создается в ходе выполнения программы. Он включает информацию о значениях, вычисленных в программе интегралов и выводимых в цикле по времени параметров: $\dot{\phi} = \dot{\phi}(t), \ddot{\phi} = \ddot{\phi}(t), Q = Q(t), \ddot{Q} = \ddot{Q}(t)$.

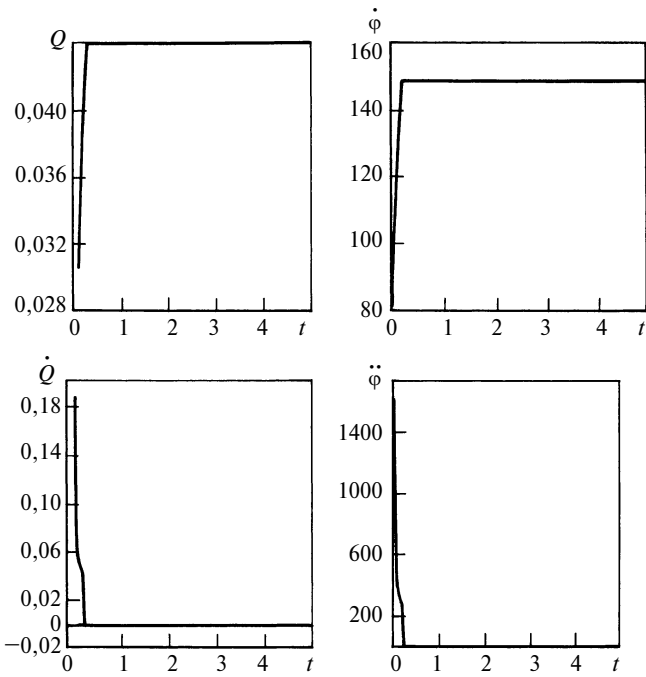


Рис. 1

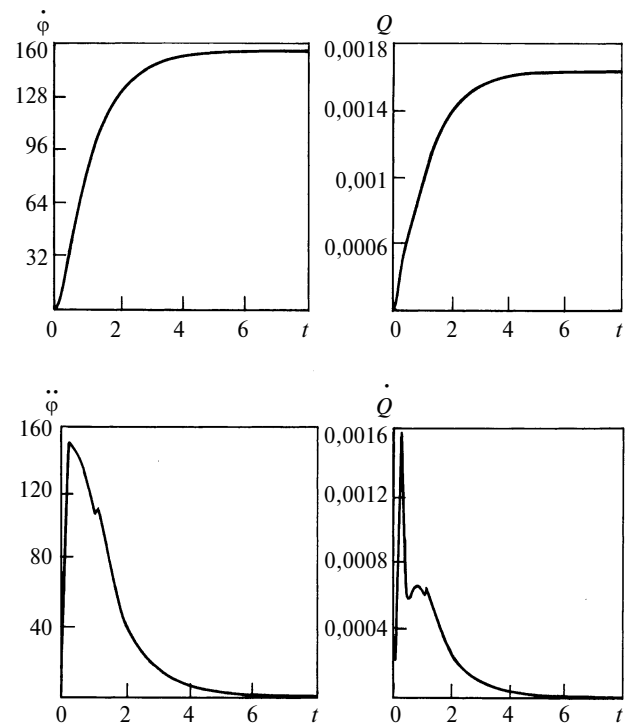


Рис. 2

Сервисные модули предназначены для считывания информации из массива выходных данных, передачи их в специально подготовленный файл для последующей визуализации. Графическая обработка выводимых временных зависимостей осуществляется двумя способами: с помощью программы Gnuplot graph и экспортированием текстовых файлов выходных параметров в Excel.

Программные модули написаны на языке FORTRAN и могут использоваться на любых ЭВМ, оснащенных операционными системами типа MS DOS. Пакет программ использует стандартное математическое обеспечение, которое не требует проведения дополнительных системных работ на ЭВМ пользователя при установке программного комплекса.

Апробация и тестовые примеры. С помощью данного программного комплекса проводилось решение тестовых задач численного моделирования динамических процессов в насосе типа 6К-12 [10] и в радиальном лопастном насосе [11–13].

В связи с отсутствием в настоящее время математических моделей радиальных лопастных (центробежных) насосов, предназначенных для решения задач в общей постановке, адекватность полученных тестовых решений проверялась в различных частных постановках, например, в стационарном режиме, а также по известным аналитическим решениям [14]. Достоверность результатов, полученных с помощью данного программного комплекса, подтверждена сравнительной оценкой с параметрами стационарного режима [10–13].

Результаты определения параметров $\dot{\phi}$, $\ddot{\phi}$, Q , \dot{Q} решением тестовой задачи численного моделирования [10], представленные на рис. 1, в стационарном режиме ($\ddot{\phi} = 0$, $\dot{Q} = 0$) хорошо согласуются с техническими данными насоса 6К-12: частота вращения рабочего ко-

lesa насоса $n = 1450 \text{ мин}^{-1}$ ($\dot{\phi} = 151,7 \text{ с}^{-1}$); подача $Q = 150 \text{ м}^3/\text{ч} = 0,0042 \text{ м}^3/\text{с}$ при заданном давлении насоса $p_{\text{вых}} = 147 \cdot 10^3 \text{ Па}$ (напор $H = 15 \text{ м}$).

Значения численных решений параметров $\dot{\phi}$, $\ddot{\phi}$, Q , \dot{Q} , полученные решения и тестовой задачи численного моделирования [13], представленные на рис. 2, в стационарном режиме ($\ddot{\phi} = 0$, $\dot{Q} = 0$) хорошо согласуются с результатами расчетов по методике, представленной в работе [11] и экспериментальными данными, полученными в работе [12]: $n = 1450 \text{ мин}^{-1}$ ($\dot{\phi} = 151,7 \text{ с}^{-1}$); подача $Q = 5,8 \text{ м}^3/\text{ч} = 0,0016 \text{ м}^3/\text{с}$ при заданном давлении насоса $p_{\text{вых}} = 171 \cdot 10^3 \text{ Па}$ (напор $H = 20 \text{ м}$).

Предлагаемый программный комплекс является средством реализации математической модели радиального лопастного насоса, предназначенной для решения комплекса задач в общей постановке для расчета радиальных лопастных насосов и исследования общих закономерностей гидромеханических процессов, возникающих в их проточных каналах. При включении математической модели радиального лопастного насоса в соответствующие уравнения динамики гидравлических систем [3, 4] можно проводить общие исследования сложных гидромеханических и теплофизических процессов в гидравлических системах различных схем при стационарных, переходных и аварийных режимах работы насоса, решать задачи обеспечения надежности, связанные с высокочастотными колебаниями и гидравлическим ударом, а также задачи оптимизации структуры и оптимального проектирования всех элементов гидросистем.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бутенин Н. В. Введение в аналитическую механику. М.: Высшая школа, 1964. 324 с.

2. **Русецкая Г. В.** Применение методов аналитической гидравлики для создания математической модели центробежного насоса // Междунар. науч.-техн. конф. "Гидравлические машины. Гидроприводы. Гидропневмоавтоматика". СПб.: Изд-во СПГПУ, 2005.

3. **Смирнов Л. В.** Математические модели динамики и устойчивости систем принудительной циркуляции теплоносителя. М.: Энергоиздат, 1992. 127 с.

4. **Овчинников В. Ф.** Математическое моделирование динамики пространственных трубопроводных систем. Н. Новгород: ННГУ, 2002. 316 с.

5. **Русецкая Г. В.** Структура уравнения вращательного движения подсистемы "жидкая среда — ротор", полученного методами аналитической механики в составе математической модели центробежного насоса // Наука и техника транспорта. 2007. № 11. С. 42—47.

6. **Русецкая Г. В.** Структура уравнения движения жидкой среды подсистемы "жидкая среда — ротор" в обобщенных координатах, полученного в составе математической модели центробежного насоса // Вестник машиностроения. 2008. № 2. С. 25—27.

7. **Самарский А. А., Гулин А. В.** Численные методы. М.: Наука, 1986. 430 с.

8. **Русецкая Г. В.** Базовые принципы построения математической модели лопастного радиального насоса // Известия вузов. Машиностроение. 2004. № 12. С. 27—34.

9. **Флетчер К.** Вычислительные методы в динамике жидкостей. М.: Мир, 1991. 500 с.

10. **ВИГМ.** Каталог-справочник. Насосы. М.: ГНТИ машиностроительной литературы, 1959. 551 с.

11. **Лукин Н. В., Русецкая Г. В., Яковлев С. Г.** Метод расчета радиального лопастного насоса. Моделирование и оптимизация сложных систем // Ср. науч. тр. Вып. 273. Ч. 2. Н. Новгород: ВГАВТ, 1997. С. 35—45.

12. **Русецкая Г. В., Яковлев С. Г.** Исследования работы радиального лопастного насоса / Науч.-техн. конф. "80-лет со дня рождения Р. Е. Алексеева". Н. Новгород: Волжско-Камское правление ВНТО им. акад. А. Н. Крылова, 1997. С. 16—18.

13. **Русецкая Г. В., Яковлев С. Г.** Радиальный лопастной насос для вязких жидкостей // Междунар. науч.-техн. конф. "Кораблестроение и океанотехника. Проблемы и перспективы". Ч. 2. Владивосток: ДГТУ, 1998. С. 81—84.

14. **Чугаев Р. Р.** Гидравлика. Л.: Энергоиздат, 1982. 570 с.

УДК 621.833.6

М. Н. КАРАКУЛОВ, канд. техн. наук (Ижевский ГТУ)

Исследование зацепления плунжерной передачи

Рассмотрена конструкция редуктора с плунжерной передачей. Получена расчетная зависимость для определения длины рабочего участка линии зацепления плунжерной передачи с эвольвентным профилем боковой поверхности зуба.

A design of reducer with plunger gear is considered. A calculated dependence for determination of operating zone of contact line length of plunger gear with evolvent profile of a tooth surface has been obtained.

Плунжерные передачи — механизмы, совмещающие в себе признаки и структуру кулачковых механизмов двух типов: нецентрального кулачкового механизма и зубчатого зацепления. Такое сочетание позволяет значительно расширить область возможного применения полученных механизмов.

В настоящее время существует множество формулировок задач синтеза приближенного зацепления [1, 2], но большинство авторов сходятся в одном: задача синтеза зацепления должна осуществляться в условиях ограничений, накладываемых на технологичность элементов зацепления, под которой понимают возможность применения методов высокопроизводительного и точного изготовления профильной части плунжеров и зубчатого колеса. Некоторые авторы отмечают технологичность круговых профилей зубьев, которые могут быть получены с помощью модернизированного инструмента [2]. Но в первую очередь к технологичным методам изготовления следует отнести изготовление эвольвентных профилей элементов передачи.

В плунжерном редукторе (рис. 1) эксцентриковый вал 4 с помощью стакана 2 и подшипников 1 установлен соосно с зубчатой муфтой 3, которая является неподвижным звеном механизма. Сепаратор 5 с крышкой 6 крепится к зубчатой муфте 3. Выходной вал, состоящий

из подвижного зубчатого колеса 7 и стакана 8, с помощью подшипников 9 установлен на вал 4. Крышка 10 герметизирует внутреннюю полость редуктора.

В России теоретические и экспериментальные исследования плунжерных передач [3, 4] были начаты еще в 60-х годах прошлого века. И сегодня конструкторы занимаются изучением геометрии аналогичных зацеплений. За рубежом это направление начиналось с изучения фрикционных планетарных механизмов [5—7]. Для увеличения нагрузок, передаваемых с помощью этих механизмов, такие устройства дополнялись зубчатым зацеплением [8, 9]. Некоторые конструкторы предлагают использовать круговой профиль элементов зацепления, заменяя весь элемент телом качения — шариком или роликом [10]. Это позволяет получить низкий уровень несопряженности элементов, так как в результате формируется практически точное зацепление и уменьшается скольжение в зацеплении ввиду применения тел качения. Но при этом имеются недостатки, которые связаны с низкой технологичностью и высокими контактными напряжениями, возникающими в зацеплении.

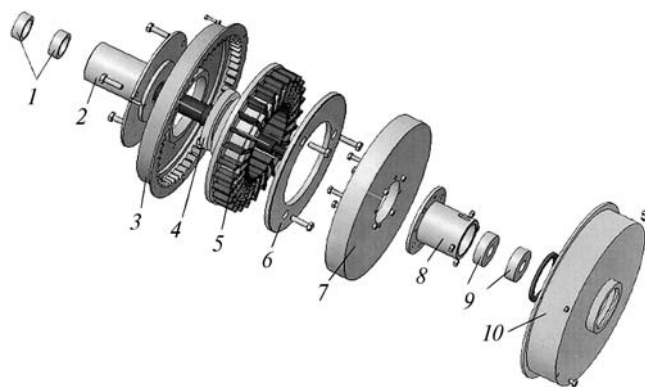


Рис. 1. Конструкция плунжерного редуктора ПВР-1

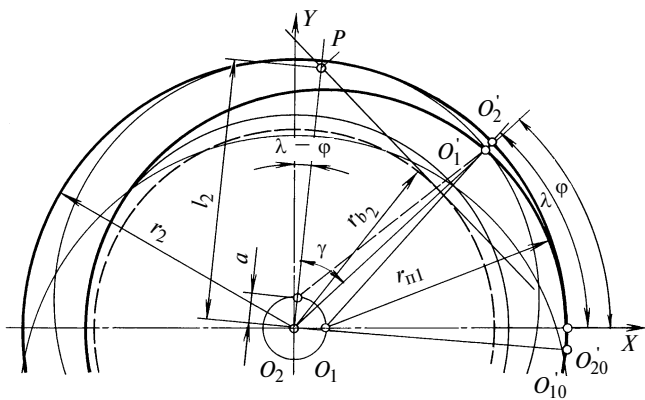


Рис. 2. Схема эвольвентного зацепления плунжерной передачи

В основе синтеза приближенных зацеплений лежит требование минимальной несопряженности боковых поверхностей, которая тесно связана с неравномерностью движения точек, принадлежащих поверхности плунжера, относительно равномерно движущихся точек, принадлежащих поверхности зуба зубчатого колеса. Данный недостаток можно устранить, используя закон движения точек, принадлежащих плунжеру, который задан уравнением окружности с радиусом $r_{п1}$ (рис. 2). Если профиль зуба зубчатого колеса принять эвольвентным, то для получения правильного зацепления профиль плунжера также должен очерчиваться эвольвентой, так как в этом случае осуществляется обычное внутреннее эвольвентное зацепление.

На рис. 2 приведена схема контакта эквивалентного зубчатого колеса плунжера и зубчатого колеса внутреннего зацепления. Допустим, что в момент, когда плунжер достигнет высшей точки траектории относительно сепаратора, оси симметрии зуба зубчатого колеса и плунжера будут совпадать, а также они будут совпадать с осью координат O_2X . Если рассматривать движение звеньев относительно неподвижного волнообразователя, при котором от точки Q'_{10} и Q'_{20} будут перемещаться по окружностям с радиусами $r_{п1}$ и r_2 с равными скоростями, то через определенное время точки пройдут одинаковые пути $Q'_{10}O'_1$ и $Q'_{20}O'_2$, а оси симметрии зубьев повернутся относительно оси O_2X соответственно на углы λ и φ .

Обозначим длины дуг $Q'_{10}O'_1 = \lambda r_{п1}$ и $Q'_{20}O'_2 = \varphi r_2$, тогда

$$\varphi = \lambda r_{п1}/r_2. \quad (1)$$

При прохождении точки контакта пути, ограниченного углом φ по дуге радиусом r_2 , центр эквивалентного зубчатого колеса плунжеров должен переместиться по дуге радиусом a на угол $\gamma + \varphi$ (см. рис. 2). Угол $\gamma + \varphi$ можно определить по формуле Виллиса, которая принимает вид:

$$-\frac{(\gamma + \varphi)}{\lambda - (\gamma + \varphi)} = \frac{r_{п1}}{r_2}.$$

В результате несложных преобразований, с учетом того, что $r_2 - r_{п1} = a$, получим:

$$(\gamma + \varphi) = \lambda r_{п1}/a. \quad (2)$$

Принимая во внимание уравнения (1) и (2), угол γ можно найти по формуле

$$\gamma = \lambda \frac{r_{п1}}{a} - \lambda \frac{r_{п1}}{r_2} = \varphi \left(\frac{r_2}{a} - 1 \right).$$

Если через центр зубчатого колеса и эквивалентного зубчатого колеса плунжеров провести прямую, то можно определить положение мгновенного полюса P зацепления.

Если зубья зубчатого колеса передачи имеют эвольвентный профиль, то все нормали к ним касательны к основной окружности радиусом r_{b2} . Для того чтобы найти мгновенную точку зацепления на рабочем профиле зуба, необходимо из мгновенного полюса P зацепления, соответствующего углу λ , провести нормаль, которая должна быть касательной к основной окружности, а значит, единственной для рассматриваемого положения зуба, определяемого углом $\varphi = \varphi(\lambda)$.

Изменением угла $\varphi = \varphi(\lambda)$ в неподвижной системе координат XO_2Y можно найти место мгновенных точек контакта, т. е. линии зацепления. Пересечение линии зацепления с диаметрами выступов зубчатого колеса внутреннего зацепления и эквивалентного зубчатого колеса плунжеров позволяет выявить ее рабочие участки.

Из рис. 2 следует, что $l_2 = r_{b2}/\cos\gamma$. Для определения значений угла φ , ограничивающего длину рабочего участка линии зацепления, т. е. для того, чтобы найти точку функции $l_2(\varphi)$ пересечения с диаметром выступов зубчатого колеса, можно использовать зависимости:

$$\begin{cases} \cos\varphi_{\max} = A^{-1}(r_{b2}/R_{a2}); \\ \cos\varphi_{\min} = A^{-1}(r_{b2}/R_{a1}), \end{cases}$$

где $A = (r_2/a - 1)$ — вспомогательный показатель; R_{a1} , R_{a2} — минимальный и максимальный радиусы окружности выступов зубчатого колеса.

Для оценки продолжительности контакта в зацеплении плунжерной передачи можно определить длину рабочего участка линии зацепления:

$$L = \int_{\varphi_{\min}}^{\varphi_{\max}} \sqrt{l_2^2(\varphi) + \left(\frac{d[l_2(\varphi)]}{d\varphi} \right)^2} d\varphi. \quad (3)$$

Уравнение (3) для опытного образца редуктора ПВР-1 при $a = 36,3$ мм, $R_{a2} = 106,4$ мм, $r_{b2} = 97$ мм, $r_2 = 111,2$ мм и $R_{a1} = 94$ мм имеет следующее решение:

$$\gamma = \varphi \left(\frac{r_2}{a} - 1 \right) = 2,063\varphi, \quad \varphi_{\max} = 1,112 \text{ рад}, \quad \varphi_{\min} = 1,047 \text{ рад},$$

$$L = \int_{1,047}^{1,112} \sqrt{[97,0/\cos(2,063\varphi)]^2 + \left(\frac{d[97,0/\cos(2,063\varphi)]}{d\varphi} \right)^2} d\varphi = 29,873 \text{ мм}.$$

Полученный результат позволяет сделать вывод о том, что плунжерная передача с эвольвентными профилями плунжеров и зубьев зубчатого колеса обладает многопарностью зацепления, сопоставимой с внутренним эвольвентным зацеплением. Так, для опытного образца теоретический коэффициент перекрытия состав-

ляет $\varepsilon = \frac{L}{p_b} = \frac{29,873}{4\pi \cdot 0,866} = 2,746$ при $\varepsilon_{\max} = 3,0$. Плунжерная передача имеет преимущество перед обычными передачами внутреннего зацепления ввиду наличия нескольких зон зацепления. Если число зон зацепления обозначить k_2 , то в зацеплении опытного образца (при $k_2 = 2$) фактический коэффициент перекрытия $\varepsilon = k_2 L / p_b = 5,492$.

Для сравнения полученных результатов с волновыми передачами, оснащенными гибкими зубчатыми колесами (ГЗК), продолжительность контакта плунжера с зубом зубчатого колеса удобно выразить с помощью угла φ_t , на который успевают повернуться вал волнообразователя за время нахождения плунжера в зацеплении. Данный угол в передачах с ГЗК называют угловым размером зоны зацепления, а для плунжерной передачи его величину определяют из выражения

$$\varphi_t = U_{\text{ЗК}}^c (\varphi_{\max} - \varphi_{\min}), \quad (4)$$

где $U_{\text{ЗК}}^c$ — передаточное число от волнообразователя к зубчатому колесу при неподвижном сепараторе.

Для опытного образца ПВР-1 при $U_{\text{ЗК}}^c = 28$ по формуле (4) получаем: $\varphi_t = 28(63,7 - 60) = 103,6^\circ$, что соответствует угловому размеру зоны активного зацепления $\varphi_{ta} = 0,5\varphi_t = 51,8^\circ$.

Таким образом, в плунжерной передаче с эвольвентным профилем зубьев сложно достичь большой многопарности контакта, но можно получить многозонное зацепление и высокую технологичность профилей, что компенсирует указанный недостаток.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гинзбург Е. Г. Волновые зубчатые передачи. Л.: Машиностроение, 1969. 159 с.
2. Иванов М. Н. Волновые зубчатые передачи. М.: Высшая школа, 1981. 160 с.
3. Ястребов В. М. Теоретическое исследование плунжерной передачи // Изв. вузов. Машиностроение. 1962. № 8. С. 27–36.
4. Калабин С. Ф. Коэффициент перекрытия плунжерной передачи / Сб. "Механические передачи". Ижевск: Изд-во ИМИ, 1975. С. 139–144.
5. Pat. 2.106.733. Speed changing mechanism.
6. Pat. 3.227.005. Gearless transmission.
7. Pat. 4.282.777. Pancake planetary drive.
8. Pat. 3.192.799. Transmission drive elements.
9. Pat. 4.078.454. Screw extruder.
10. Pat. 5.183.443. Speed Reducer.

УДК 629.7.018.4

И. А. ЕФРЕМОВА
ОАО "ОКБ "Новатор" (г. Екатеринбург)

Проектирование круглых пластин с заданными нагрузками

Установлена разность разрушающих давлений при действии их на круглые пластины (крышки) с обеих сторон в предположении чисто вязкого разрушения, т. е. при полном пластическом перераспределении напряжений к моменту разрушения. Показано, что для пластины из однородного материала в случае чисто вязкого разрушения с полным перераспределением напряжений получение большой разницы между внутренним и внешним давлениями ограничено.

При проектировании некоторых конструкций возникает необходимость в том, чтобы деталь типа крышки разрушалась на части определенной формы и массы, освобождая отверстие. При этом она должна удовлетворять условиям прочности и герметичности при действии на нее внутреннего и внешнего давлений, а также при изменении температуры. Сложность проектирования таких крышек заключается в определении необходимой разницы между внутренним давлением, при котором крышка должна разрушиться, и внешним давлением (превышающем внутреннее), при котором крышка должна оставаться прочной и герметичной. Основным условием проектирования крышки такой конструкции является ее разруше-

ние в заданном интервале значений внутреннего давления. Расчеты установили, что этот интервал составляет $0,8 \div 1,4$ атм, что подтверждено экспериментально. Также должна обеспечиваться герметичность при эксплуатации при температуре $\pm 50^\circ\text{C}$.

В качестве крышки рассмотрим плоскую пластину (рис. 1). Цель расчета — определение разницы между давлениями при нагружении пластины с разных сторон в предположении чисто вязкого разрушения, т. е. при полном пластическом перераспределении напряжений к моменту разрушения.

Реальные свойства пенопласта ПС-1-200 (ТУ 2244-461-05761784-01) при растяжении не могут обеспечить такое перераспределение. Расчет по предельному равновесию в

сочетании с расчетом по схеме идеально хрупкого материала направлен на получение информации о том, какие реальные свойства материала могли бы (или не могли) обеспечить требуемую разницу давлений.

В связи с такой, в основном качественной, постановкой задачи принимается приближенная расчетная схема. Уточнение расчета по предельному равновесию (с учетом реальной разницы свойств при рас-

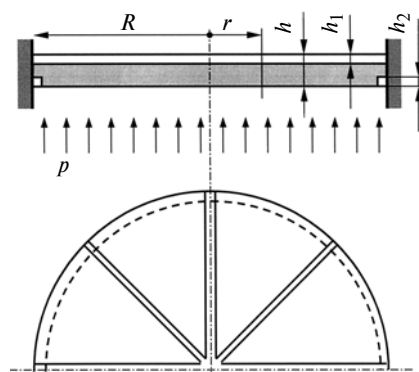


Рис. 1

тяжении и сжатии, реальных размеров прорезей, геометрической нелинейности и т. д.) может иметь смысл, если окажется возможным создание требуемой конструкции из высокопластичного (при растяжении, а не только при сжатии) материала.

Рассмотрим пластину толщиной h (см. рис. 1), имеющую n радиальных прорезей глубиной h_1 с одной стороны и кольцевую прорезь глубиной h_2 у опоры (жесткой заделки) с другой стороны. Все прорези считаем настолько узкими, что при сжатии они закрываются и не оказывают влияния на пластическое деформирование, а при растяжении остаются открытыми. Глубина h_1 прорезей не превышает половины толщины h пластины. Материал пластины — идеально упругопластический с предельным напряжением σ_s (рис. 2). Требуется определить разрушающие давления, действующие на пластину сверху и снизу. Принимаем, что при действии давления снизу радиальные и кольцевая прорези могут открываться, а при действии сверху они закрываются и пластина работает как сплошная (т. е. $h_1 = h_2 = 0$, см. рис. 1).

Для расчета предельной нагрузки воспользуемся приближенным кинематическим методом, приведенным в работе¹, и рассмотрим два возможных механизма разрушения:

разрушение с превращением пластины перед началом развития трещин в коническую оболочку;

разрушение, при котором пластические деформации и последующие трещины локализируются в сечениях с радиальными прорезями, а между ними материал остается упругим, т. е. пластина перед разрушением превращается в пирамиду.

В первом случае скорость пластического прогиба w распределяется по радиусу r пластины по линейному закону (рис. 3):

$$w = w_0(1 - r/R). \quad (1)$$

Скорости радиальных и окружных пластических деформаций определяются из условий совместности:

¹ Койгер В. Т. Общие теоремы теории упругопластических сред. М.: Изд-во иностранной литературы, 1961. 80 с.

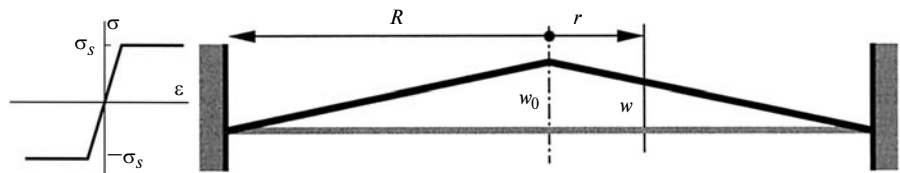


Рис. 2

Рис. 3

$$\varepsilon_r = -z \frac{d^2 w}{dr^2} = 0;$$

$$\varepsilon_\phi = -z \frac{dw}{rdr} = \frac{zw_0}{rR}.$$

При условии текучести Треска—Сен-Венана параметрам ε_r и ε_ϕ соответствуют напряжения $\sigma_r = \sigma_\phi$.

В опорном сечении образуется кольцевой пластический шарнир с угловой скоростью поворота w_0/R .

Можно отметить, что для сплошных пластин принятый механизм разрушения (1) не является точным: в центральной части пластины скорости прогибов изменяются по радиусу r нелинейно. Учет этой нелинейности усложняет расчет, но меняет предельную нагрузку для сплошных пластин всего на 6,5%. Здесь такая точность пока не требуется.

На поверхностях радиальных прорезей окружные напряжения в пластине равны нулю, а вблизи прорезей образуются зоны разгрузки. Для приближенного учета этих зон примем, что $\sigma_s = 0$ в зонах, ограниченных плоскостями, проходящими через вершины прорезей и наклоненными под углом 45° (рис. 4). Кроме того, $\sigma_s = 0$ в центре пластины в слое глубиной h_1 и радиусом $r = nh_1/\pi$, т. е. в области пересечения зон разгрузки у прорезей.

Подставив приведенные выше данные в баланс работ кинематической теоремы о предельном равновесии, после преобразований получим верхнюю оценку предельного давления при нагружении пластины со стороны кольцевой прорези:

$$p = 12 \frac{\sigma_s h^2}{4R^2} \left\{ \left(1 - \frac{h_2}{h} + \frac{h_2^2}{h^2} \right) - \frac{h_1^2}{4\pi h^2 R} \left[n(h - h_1) + \left(\frac{h_2}{2} - \frac{h_1}{3} \right) \ln \frac{\pi R}{nh_1} \right] \right\}. \quad (2)$$

Левое слагаемое в фигурных скобках отражает влияние кольцевой прорези у опоры, правое — радиальных прорезей.

При действии давления со стороны радиальных прорезей, когда все прорези закрыты, предельное давление в рамках рассматриваемой схемы: $p_0 = 12\sigma_s h^2 / (4R^2)$.

Рассмотрим второй механизм разрушения, который представляется более реалистичным при глубоких и частых прорезях. Численные границы можно установить по результатам расчетов.

Итак, предположим, что пластическое деформирование происходит только в протяженных пластических шарнирах, а области между шарнирами представляют собой жесткие диски. Первая группа пластических шарниров расположена в плоскостях радиальных прорезей. Вторая группа должна обеспечивать кинематически возможное распределение скоростей пластических перемещений. Очевидно, что кольцевой пластический шарнир у опоры не удовлетворяет этому требованию. Остается принять, что пластические шарниры ориентированы по хордам, соединяющим концы радиальных шарниров (рис. 5). Таким образом, перед образованием трещин, разделяющих пластину на части, она пронимает форму n -гранной правильной пирамиды.

Длина радиальных шарниров (ребер пирамиды) равна R . Углы взаимного поворота граней:

$$\Delta\phi_i = 2 \frac{w_0}{R} \frac{1 - \cos\alpha}{\sin\alpha} \quad (i = 1, 2, \dots, n);$$

$$\alpha = 2\pi/n.$$

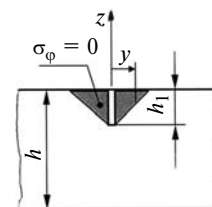


Рис. 4

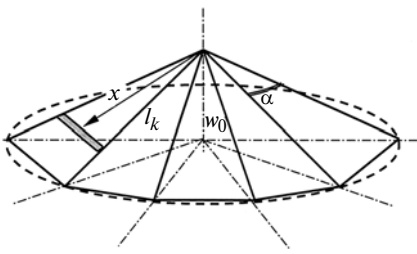


Рис. 5

Длина шарниров, ориентированных по хордам, $l_k = 2R\sin\alpha/2$ ($k = 1, 2, \dots, n$); углы поворота в них $\Delta\varphi_k = w_0/[R\cos(\alpha/2)]$.

Баланс работ в этом случае приводит к следующему предельному давлению при нагружении со стороны кольцевой прорези:

$$p = 12 \frac{\sigma_s h^2}{4} \left[\left(1 - \frac{h_1}{h}\right)^2 \frac{1 - \cos\alpha}{\sin^2\alpha} + \frac{\operatorname{tg}\alpha/2}{\sin\alpha} \right]. \quad (3)$$

Полученные результаты иллюстрирует рис. 6. Линии 1, 2 и 3 соответствуют решению (2) при $h/R = 0,1$, $h_1/h = 0,5$ и $h_2/h = 0; 0,25; 0,50$ соответственно, а линии 4, 5 и 6 — решению (3) при $h_1/h = 0,5; 0,25; 0,50$ соответственно. Наилучшее верхнее значение предельного давления при $h_1 = h_2 = 0,5h$ и $n \leq 8$ дает решение (2), а при $n \geq 8$ — решение (3).

При малом числе радиальных прорезей ($n \leq 8$) они, как следует из равенства (2), практически не влияют на отношение p/p_0 , т. е. на соотношение разрушающих нагрузок при давлении с разных сторон (но определяют форму обломков при разрушении — трещины проходят по ним и по кольцевой прорези у опоры). При этом изменение p/p_0 за счет глубины прорези у опоры может доходить до 25 %.

При большом числе радиальных прорезей ($h \geq 8$) разрушение происходит по ним и по хордам между радиальными прорезями в опорном сечении. Теоретически снижение p/p_0 при этом может достигать 32,5 % (при $n \rightarrow \infty$ и прорезях нулевой ширины). При конечных значениях n круговая трещина у опоры не обеспечивается, хотя отличие от нее уменьшается с увеличением n . Отметим, что при создании узких прорезей по хордам у опоры и достаточно больших значениях n можно теоретически отношение p/p_0 уменьшить до 75 %. Если кольцевая прорезь у опоры делается достаточно широкой, величина p_0 снижается за счет ослабления зоны сжатия, а отношение p/p_0 увеличивается.

Уточнение расчетов условий вязкого разрушения пластины с учетом разницы свойств при растяжении и

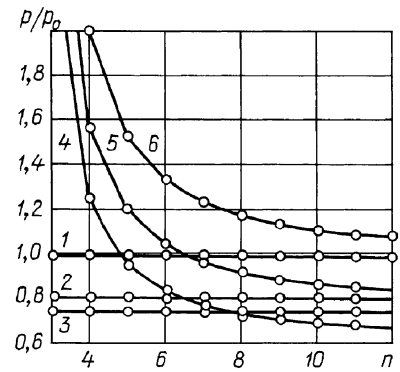


Рис. 6

сжатии, неполного закрытия прорезей при действии p_0 и других факторов может повлиять на величины p_0 и p , но отношение p/p_0 вряд ли изменится радикально.

Таким образом, проведенный расчет показывает, что для пластины из однородного материала в случае чисто вязкого разрушения с полным перераспределением напряжений возможность получения большой разности давлений p и p_0 ограничена. Следовательно, необходимо проверить два других очевидных пути снижения p/p_0 : переход от вязкого разрушения к хрупкому или квазихрупкому и неоднородность механических свойств материала по толщине.

УДК 539.3

А. Е. ЦЫБУЛЬКО, Е. А. РОМАНЕНКО, Е. В. КРАВЧЕНКО
(АО "Новокраматорский машиностроительный завод", г. Краматорск, Украина)

Критерий прочности изотропных материалов с учетом их упругих свойств или деформационной способности

Предложен новый критерий прочности изотропных материалов с учетом их упругих свойств или деформационной способности.

A new toughness criterion of isotropic materials subject to their elastic properties or deformation ability has been proposed.

Наступление предельного состояния материала обусловлено его способностью одновременно оказывать сопротивление как касательным, так и нормальным напряжениям. При этом приводят материал в предельное состояние не сами по себе сжимающие напряжения, а вызванные ими касательные и нормальные напряжения, соответствующие поперечным деформациям удлинения.

Хрупкие материалы (стекло, высокоуглеродистая инструментальная сталь, металлокерамические компо-

зиции и др.) проявляют упругие свойства вплоть до разрушения, а малопластичные материалы (легированные стали, бронзы и др.) и пластичные (отожженная медь, алюминий, малоуглеродистая сталь и др.) следуют закону Гука до момента начала текучести, т. е. практически до своего предельного состояния [1–3].

Однако обобщенные критерии прочности (за исключением натурального критерия, который вытекает из "теории прочности широкого класса изотропных материалов" [4]) не учитывают влияния на прочность упругих характеристик материала, например коэффициента Пуассона (поперечной деформации).

С учетом изложенного выше предлагаем искать критерий прочности в виде инвариантных по отношению

к напряженному состоянию функций, например октаэдрических касательных напряжений $\tau_{\text{окт}}$ (сдвиг) и некоторого результирующего нормального напряжения σ_r (отрыв). При этом предполагаем, что сложное напряженное состояние будет эквивалентно простому растяжению при $\sigma_r > 0$ и простому сжатию при $\sigma_r < 0$. Математически это можно записать в общем виде [1, 4]:

$$\left. \begin{aligned} \tau_{\text{окт}} + c_1 \sigma_r &\leq c_2 \text{ при } \sigma_r > 0; \\ \tau_{\text{окт}} + c_1(-\mu \sigma_r) &\leq c_2 \text{ при } \sigma_r < 0, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $(-\mu \sigma_r)$ — нормальные напряжения, соответствующие поперечным деформациям удлинения; c_1 и c_2 — некоторые константы материала, определяемые при простом растяжении и сжатии.

В работе [5] результирующее нормальное напряжение σ_r вычисляется на основании следующих рассуждений. Предполагается, что в объеме напряженно-деформированного материала имеется площадка, у которой нормаль ν определяется направляющими косинусами в виде выражений:

$$\left. \begin{aligned} \cos \alpha_1 &= \sigma_1 / \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2}; \\ \cos \alpha_2 &= \sigma_2 / \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2}; \\ \cos \alpha_3 &= \sigma_3 / \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2}, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ — углы, которые образует нормаль ν с соответствующими направлениями главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$.

В технической литературе нормальные напряжения σ_ν на произвольной площадке с нормалью ν определяются по формуле [6]

$$\sigma_\nu = \sigma_1 \cos^2 \alpha_1 + \sigma_2 \cos^2 \alpha_2 + \sigma_3 \cos^2 \alpha_3, \quad (3)$$

причем $\cos^2 \alpha_1 + \cos^2 \alpha_2 + \cos^2 \alpha_3 = 1$.

После подстановки выражений (2) в формулу (3) находится необходимое выражение для результирующего нормального напряжения σ_r через главные напряжения $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, т. е.

$$\sigma_r = \frac{\sigma_1^3 + \sigma_2^3 + \sigma_3^3}{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2}. \quad (4)$$

В технической литературе октаэдрическое касательное напряжение $\tau_{\text{окт}}$ определяется по формуле [6]

$$\tau_\nu = \sqrt{(\sigma_1 \cos \alpha_1)^2 + (\sigma_2 \cos \alpha_2)^2 + (\sigma_3 \cos \alpha_3)^2} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{(\sigma_1 \cos^2 \alpha_1 + \sigma_2 \cos^2 \alpha_2 + \sigma_3 \cos^2 \alpha_3)^2}{(\sigma_1 \cos^2 \alpha_1 + \sigma_2 \cos^2 \alpha_2 + \sigma_3 \cos^2 \alpha_3)^2}$$

при условии $\cos \alpha_1 = \cos \alpha_2 = \cos \alpha_3 = 1/\sqrt{3}$ и действует на площадке, нормаль ν которой образует равные углы с направлениями главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, т. е.

$$\tau_{\text{окт}} = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} / 3. \quad (5)$$

Выражения для констант c_1 и c_2 получим из зависимостей (1) с учетом формул (4) и (5) через предельные напряжения для материала при одноосном растяжении ($\sigma_1 = \sigma_p, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$) и при одноосном сжатии ($\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -\sigma_c$), т. е.

$$\left. \begin{aligned} c_1 &= \frac{\sqrt{2}(\sigma_c - \sigma_p)}{3(\sigma_p - \mu \sigma_c)}; \\ c_2 &= \frac{\sqrt{2}(1 - \mu)\sigma_c \sigma_p}{3(\sigma_p - \mu \sigma_c)}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Тогда зависимости (1) с учетом выражений (6) будут иметь вид:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\text{экв}} &= \frac{3(\chi - \mu)}{\sqrt{2}(1 - \mu)} \tau_{\text{окт}} + \frac{1 - \chi}{1 - \mu} \sigma_r \leq \sigma_p \text{ при } \sigma_r > 0; \\ \sigma_{\text{экв}} &= \frac{3(\chi - \mu)}{\sqrt{2}(1 - \mu)} \tau_{\text{окт}} - \frac{\mu(1 - \chi)}{1 - \mu} \sigma_r \leq \sigma_p \text{ при } \sigma_r \leq 0, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где $\chi = \sigma_p / \sigma_c$ — характеристика хрупкости материалов.

Используя формулу интенсивности напряжений [6]

$$\sigma_i = \frac{3}{\sqrt{2}} \tau_{\text{окт}} = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \quad (8)$$

окончательно получим искомый критерий прочности изотропных материалов с учетом их упругих свойств или деформационной способности в виде:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\text{экв}} &= \frac{(\chi - \mu)}{(1 - \mu)} \sigma_i + \frac{1 - \chi}{1 - \mu} \sigma_r \leq \sigma_p \text{ при } \sigma_r > 0; \\ \sigma_{\text{экв}} &= \frac{(\chi - \mu)}{(1 - \mu)} \sigma_i - \frac{\mu(1 - \chi)}{1 - \mu} \sigma_r \leq \sigma_p \text{ при } \sigma_r \leq 0, \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где $0 < \chi \leq 1; 0 < \mu \leq 0,5; \chi \geq \mu$.

Из выражений (9) с учетом формул (4) и (8) получим условие прочности при чистом сдвиге ($\sigma_1 = \tau_k, \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -\tau_k$):

$$\tau_k \leq \frac{1 - \mu}{\sqrt{3}(\chi - \mu)} \sigma_p. \quad (10)$$

Отметим, что в справочной литературе [7] значения коэффициента μ для многих хрупкопластичных материалов или приводятся с большим разбросом (например, для сталей $\mu = 0,25 \div 0,3$), или они просто отсутствуют (например, для гранита, камня и др.). Поэтому численно принимаем в предельном состоянии материала зависимость между μ и χ

$$\mu = 0,5 - 0,5(1 - \chi) = \chi/2. \quad (11)$$

Так, для материалов, находящихся в пластическом состоянии, $\chi = 1$ и $\mu = 0,5$ (условие несжимаемости материала), а для идеально хрупкого материала $\chi \approx 0$ и $\mu \approx 0$ (пробка [6]). При $0 < \chi \leq 1$ (подавляющее большинство реальных материалов) получаем $0 < \mu \leq 0,5$ [6]. Например, для незакаленной стали У8 $\chi = 250/430 = 0,58$ и по зависимости (11) $\mu = 0,29$ [3].

Тогда, используя выражение (11), перепишем зависимости (9) в виде:

$$\left. \begin{aligned} k_1 \sigma_i + k_2 \sigma_r &\leq \sigma_p \text{ при } \sigma_r > 0; \\ k_1 \sigma_i + k_3 \sigma_r &\leq \sigma_p \text{ при } \sigma_r \leq 0, \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

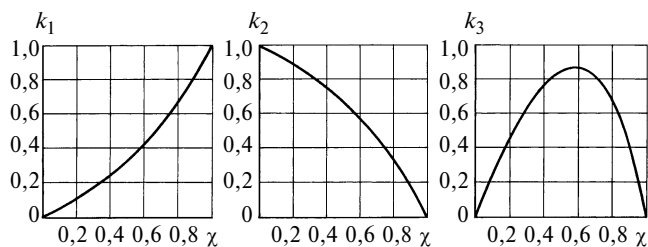


Рис. 1. Изменение коэффициентов k_1 , k_2 , k_3 в выражениях (12) в зависимости от параметра χ

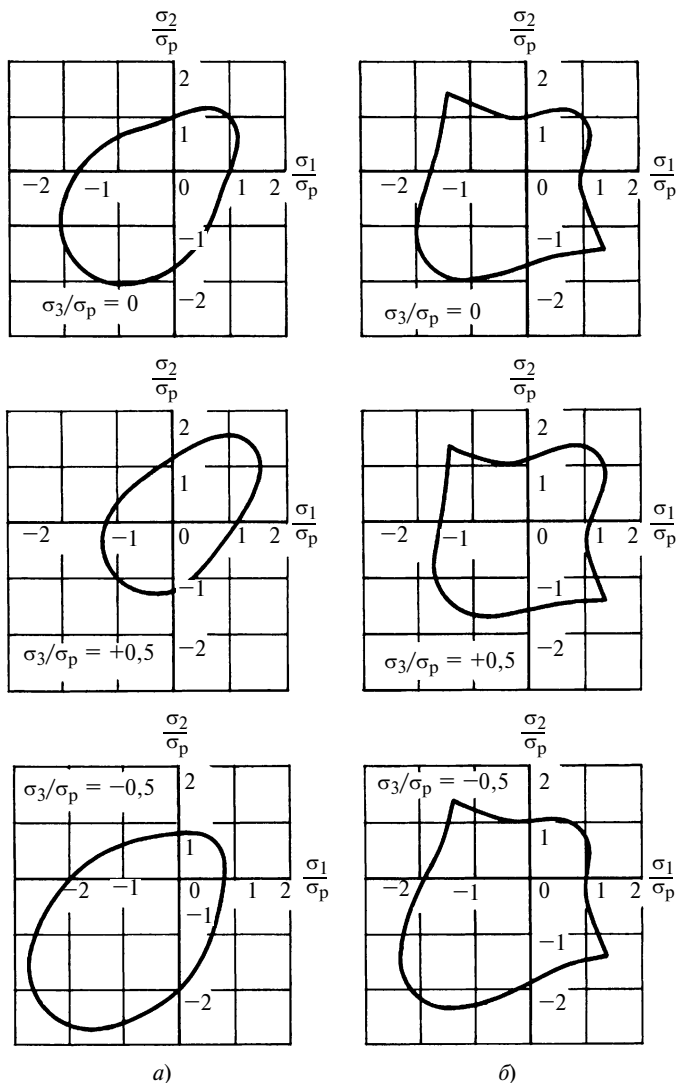


Рис. 2. Предельные кривые для стали У8: а — без учета упругих свойств материала [по выражению (15)]; б — с учетом упругих свойств материала [по одному из выражений (12)]

где $k_1 = \frac{\chi}{2-\chi}$; $k_2 = 2\frac{(1-\chi)}{2-\chi}$; $k_3 = \frac{\chi(1-\chi)}{2-\chi}$ (рис. 1).

При этом выражение (10) преобразуется к виду $\tau_k = \frac{2-\chi}{\sqrt{3}\chi} \sigma_p$.

Для материалов в пластическом состоянии $\chi = 1$ и $\tau_k = \sigma_p/\sqrt{3} \approx 0,577\sigma_p$, что хорошо согласуется с результатами эксперимента [1 ÷ 3,6].

Оценку прочности по критерию (12) проведем в сравнении с критерием Писаренко—Лебедева на следующих примерах.

Пример 1. В опасной точке чугунной детали на гранях выделенного элемента действуют главные напряжения: $\sigma_1 = 20$ МПа, $\sigma_2 = 0$, $\sigma_3 = -40$ МПа. Проверить прочность детали, если $\sigma_p = 80$ МПа, $\sigma_c = 150$ МПа ($\chi = 0,53$).

По критерию Писаренко—Лебедева [1] при $\sigma_i = 53$ МПа, $\sigma_1 = 20$ МПа, $\chi = 0,53$, $1 - \chi = 0,47$:

$\sigma_{\text{ЭКВ}} = \chi\sigma_i + (1 - \chi)\sigma_1 = 37$ МПа $< \sigma_p = 80$ МПа, т. е. прочность детали обеспечивается.

По предлагаемому критерию (12) при $\sigma_i = 53$ МПа, $\sigma_r = -28$ МПа < 0 , $k_1 = 0,36$, $k_3 = 0,17$:

$\sigma_{\text{ЭКВ}} = k_1\sigma_i - k_3\sigma_r = 24$ МПа $< \sigma_p = 80$ МПа, т. е. прочность детали обеспечивается.

Пример 2. На гранях элемента стенки резервуара действуют главные напряжения: $\sigma_1 = 150$ МПа, $\sigma_2 = 75$ МПа, $\sigma_3 = 0$. Материал резервуара — легированная сталь: $\sigma_p = 160$ МПа, $\sigma_c = 180$ МПа ($\chi = 0,89$). Проверить прочность стенки резервуара.

По критерию Писаренко—Лебедева при $\sigma_i = 130$ МПа, $\sigma_1 = 150$ МПа, $\chi = 0,89$, $1 - \chi = 0,11$:

$\sigma_{\text{ЭКВ}} = \chi\sigma_i + (1 - \chi)\sigma_1 = 132$ МПа $< \sigma_p = 160$ МПа, т. е. прочность стенки резервуара обеспечивается.

По предлагаемому критерию при $\sigma_i = 130$ МПа, $\sigma_r = 135$ МПа > 0 , $k_1 = 0,8$, $k_2 = 0,2$:

$\sigma_{\text{ЭКВ}} = k_1\sigma_i + k_2\sigma_r = 131$ МПа $< \sigma_p = 160$ МПа, т. е. прочность стенки резервуара обеспечивается.

Следовательно, предлагаемый критерий позволяет оценить прочность изотропных материалов с учетом их упругих свойств или деформационной способности.

Примечание. Из первого неравенства выражений (1) аналогично получаем константы материала при простом растяжении и сжатии, без учета упругих свойств (или деформационной способности) материала, т. е.

$$\left. \begin{aligned} c_1 &= \frac{\sqrt{2}(\sigma_c - \sigma_p)}{3(\sigma_c + \sigma_p)}; \\ c_2 &= \frac{2\sqrt{2}\sigma_c\sigma_p}{3(\sigma_c + \sigma_p)}. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Тогда выражение (1) с учетом выражений (13) запишем в виде:

$$\frac{3(1+\chi)}{2\sqrt{2}} \tau_{\text{окт}} + \frac{1-\chi}{2} \sigma_r \leq \sigma_p, \quad (14)$$

или с учетом выражения (8) в виде:

$$\frac{(1+\chi)}{2} \sigma_i + \frac{1-\chi}{2} \sigma_r \leq \sigma_p. \quad (15)$$

На рис. 2 показаны предельные кривые для стали У8, построенные без учета упругих свойств материала (а) по выражению (15) и с учетом этих свойств (б) по одному из выражений (12).

1. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. Киев: Наукова думка, 1976. 416 с.
2. Беляев Н. М. Соппротивление материалов М.: ГИТТЛ, 1958. 856 с.
3. Феодосьев В. И. Соппротивление материалов. М.: Машгиз, 1960. 536 с.
4. Цыбулько А. Е., Козлов П. Н. Теория прочности широкого класса изотропных материалов при сложном напряжен-

ном состоянии // Вестник машиностроения. 2005. № 12. С. 21—24.

5. Цыбулько А. Е. Универсальный критерий прочности, учитывающий вид напряженного состояния конструкционных материалов // Тяжелое машиностроение, 1999. № 12.
6. Соппротивление материалов / Под ред. акад. АН УССР Г. С. Писаренко. — 5-е изд. перераб. и доп. Киев: Виша школа. Головное изд-во, 1986. 775 с.
7. Справочник по соппротивлению материалов / Г. С. Писаренко и др. Киев: Наукова думка, 1988. 736 с.

УДК 621.81.001.24:629.11.011.112

Д. В. ВИХРЕНКО (РУП "МАЗ", г. Минск)

Расчетно-экспериментальное определение и прогнозирование долговечности рамы грузового автомобиля

Рассмотрены особенности применения метода оценки долговечности деталей сложной конфигурации с концентрацией напряжений для лонжеронов рамы грузового автомобиля. Приведено построение поверхности ресурса, по которой можно прогнозировать долговечность конструкции с изменяемыми параметрами или определять значения конструктивных параметров по заданному ресурсу.

Peculiarities of use of durability estimation method of formed components with concentration of strains for auto truck's long-erons are considered. A resource surface making has been presented, which allows to forecast the durability of design with changeable parameters or to determine the design values on the basis of a target life.

В статье [1] был предложен метод, позволяющий оценить долговечность деталей сложной конфигурации в зонах концентрации напряжений на основании расчета напряженно-деформированного состояния (НДС) конструкции методом конечных элементов (МКЭ) и испытаний образцов, изготовленных в соответствии с технологией основной детали.

Оценка долговечности лонжерона рамы грузового автомобиля с использованием МКЭ осуществляется следующим образом:

1. Определяют наиболее опасные точки рамы (методика, выбор нагрузочного режима и расчет модели приведены в работах [2, 3]). Исследуемая модель рамы включает в себя все заклепочные и болтовые соединения и учитывает контакт соединяемых деталей: в конечно-элементной модели 140 тыс. узлов и 150 тыс. элементов, которые в совокупности дают 650 тыс. степеней свободы. Так как трещинообразующими являются растягивающие напряжения σ_1 , предварительно выбирают ряд точек (в данном случае отверстия), где $\sigma_1 > \sigma_{-1}$ (σ_{-1} — предел выносливости).

2. В выбранных точках исследуют НДС. В качестве примера рассмотрим отверстие крепления кронштейна поперечной тяги (рис. 1, поз. 1 — см. 2-ю полосу обложки).

При расчете на стенде моделировалась ситуация диагонального наезда на неровности и в соответствии с этим попеременного закручивания рамы влево — вправо. Выявлены два опасных момента, точное время

появления которых установлено по максимальным значениям сил в реактивной поперечной тяге: $t_1 = 5,81$ с и $t_2 = 6,75$ с.

Исследуем НДС в выбранном отверстии, т. е. векторы главных напряжений σ_1 и σ_3 . Так как конечно-элементная модель выполнена из пластинчатых конечных элементов (КЭ), анализировать следует два слоя — нижний и верхний (относительно поверхности лонжерона — внутренний и наружный).

На рис. 2 (см. 2-ю полосу обложки) показаны векторы главных напряжений (метод усреднения в пост-процессоре MSC/Patran — Average/Derive в глобальной системе координат) в моменты времени t_1 и t_2 . Для упрощения рисунка векторы напряжений показаны в одной точке, но, как правило, в общем случае рассматривают несколько точек в одном отверстии.

Векторы напряжений σ_1 и σ_3 не совпадают по направлению. Учитывая, что именно растягивающие напряжения σ_1 являются трещинообразующими, определяют число циклов для направления напряжения σ_1 . Таким образом, для рассматриваемого отверстия циклы изменений напряжений: на внутреннем слое $\sigma_{t_1} = -78 \div 324$ МПа; на наружном $\sigma_{t_2} = -265 \div 248$ МПа.

3. Определяют вид нагружения. В данном случае вид нагружения ближе к изгибу, характерной особенностью которого является циклическое изменение напряжений по слоям (растяжение на наружном слое переходит в сжатие, в то время как на внутреннем слое сжатие переходит в растяжение).

4. Определяют функции подобия $F(\theta, \nu_\sigma)$ на основе градиента напряжений. В данном случае $F(\theta, \nu_\sigma) = 0,99$.

5. Выполняют подстановку всех коэффициентов в ранее выведенное выражение $N_d =$

$$= N_0 \left(\frac{\alpha_{\sigma_0} \sigma_{R_0}}{k_{и.р} F(\theta, \nu_\sigma) \sigma_{R_{\max д}}} \right)^m, \text{ где } N_d \text{ — искомая долговеч-$$

ность в циклах; N_0 — число циклов до перелома кривой усталости; α_{σ_0} — коэффициент концентрации напряжений образца, по которому определены пределы выносливости; σ_{R_0} — предел выносливости материала образца при соответствующем коэффициенте асимметрии R ; $k_{и.р}$ — коэффициент перехода от изгиба к растяжению —

Таблица 1

**Расчетные циклы напряжений
в опасных отверстиях лонжерона, МПа**

Отверстие (поз. на рис. 1)	h, мм		
	8	9	10
1	-265÷248	-234÷243	-210÷239
2	-20÷404	-16÷332	-14÷276
3	-112÷321	-120÷317	-121÷305

Таблица 2

**Расчетный ресурс в опасных отверстиях лонжерона
из стали 17Г1С, 10³ циклов**

Отверстие (поз. на рис. 1)	h, мм		
	8	9	10
1	61	111	175
2	66	354	Не ограничен
3	120	117	149

Таблица 3

**Расчетный ресурс в опасных отверстиях лонжерона
из стали 10ХСНД, в циклах**

Отверстие (поз. на рис. 1)	h, мм		
	8	9	10
1	Не ограничен	Не ограничен	Не ограничен
2	1 410 · 10 ³	Не ограничен	Не ограничен
3	Не ограничен	Не ограничен	Не ограничен

сжатию; $\sigma_{R_{\max d}}$ — максимальное напряжение в детали, определенное МКЭ; m — показатель степени наклона кривой усталости.

Получаем
$$N_d = N_0 \left(\frac{1,17 \sigma_{R_0}}{0,75 \cdot 0,99 \sigma_{R_{\max d}}} \right)^m =$$

$$= N_0 \left(\frac{1,57 \sigma_{R_0}}{\sigma_{R_{\max d}}} \right)^m$$
, т. е. расчетный предел выносливости образца следует увеличить в 1,576 раза.

6. Расчет ресурса лонжерона с такими параметрами по программе Resurs [4] показал, что минимальная долговечность на наружном слое исследуемого отверстия составляет $R_{90} = 61 \cdot 10^3$ циклов при 90 %-й вероятности неразрушения и 90 %-м доверительном интервале и $R_{50} = 244 \cdot 10^3$ циклов при 50 %-й вероятности неразрушения и 90 %-м доверительном интервале. Расчет ресурса без учета коэффициентов влияния концентрации и вида нагружения установил долговечность в $R_{90} = 6 \cdot 10^3$ циклов, что в 10 раз меньше и не соответствует действительности. Это подтвердили и стендовые испытания — была выявлена трещина лонжерона от отверстия крепления поперечной реактивной тяги до отверстия крепления кронштейна опоры пневмоподвески (см. рис. 1, поз. 2) при $R_c = 190 \cdot 10^3$ циклов.

Аналогичный расчет по другим отверстиям, вдоль которых распространялась трещина, показал такие результаты: в крайнем отверстии крепления усилителя $R_{90} = 66 \cdot 10^3$ циклов и $R_{50} = 285 \cdot 10^3$ циклов; в отверстии крепления кронштейна опоры пневмоподвески

$R_{90} = 120 \cdot 10^3$ циклов и $R_{50} = 570 \cdot 10^3$ циклов (см. рис. 1, поз. 3).

7. Для определения значений показателей материала и конструкции, обеспечивающих необходимые параметры сопротивления усталости конструкции, предлагается метод, который заключается в создании поверхности, описываемой функцией $R(h, \sigma_{-1})$, где h — изменяемый параметр конструкции. Для рамы, например, выберем в качестве варьируемого параметра толщину лонжерона, которая изменяется от 8 до 10 мм с шагом 1 мм. При этих значениях выполняют прочностные расчеты по приведенной выше методике и определяют напряжения в опасных точках, а также рассчитывают ресурс при 90 %-й вероятности неразрушения и 90 %-м доверительном интервале для лонжерона из стали 17Г1С ($\sigma_{-10} = 119$ МПа) и стали 10ХСНД ($\sigma_{-10} = 177$ МПа). Результаты расчета приведены в табл. 1–3. Анализ полученных результатов показал, что не всегда увеличение толщины приводит к увеличению долговечности.

Рассмотрим построение поверхности ресурса для отверстия 1 (см. рис. 1).

Поверхность описывается функцией $R(x, y) = (a + bx + cx^2) \ln \left(\frac{1}{1 - f(x, y)} \right)$, где $f(x, y) = \left(\frac{y}{a_y + b_y x + c_y x^2} \right)^d$ ($x = t - 8$, $y = \sigma_{-1}$).

Выбор функции связан с тем, что, с одной стороны, она должна аппроксимироваться параболой в квадрате при материале с пределом выносливости $\sigma_{-10} = 119$ МПа, а с другой — быстро приближаться к неограниченному ресурсу при улучшении свойств материала. Коэффициенты, входящие в данную функцию, определяют по известным значениям ресурса в граничных точках. В результате получаем: $a = 460 \cdot 10^3$; $b = 324 \cdot 10^3$; $c = 52,8 \cdot 10^3$; $d = 7$; $a_y = 160,8$; $b_y = -9,6$; $c_y = 1,2$. В соответствии с этими значениями получаем поверхность ресурса (рис. 3, см. 2-ю полосу обложки).

Видно, что ресурс в 1 млн циклов обеспечивает лонжерон толщиной $h = 8$ мм из стали с пределом выносливости $\sigma_{-10} = 159$ МПа или толщиной 7 мм с $\sigma_{-10} = 177$ МПа, т. е. из стали 10ХСНД.

Таким образом, предложенный метод позволяет прогнозировать долговечность реальных деталей с изменяемыми параметрами и определять значения конструктивных параметров по заданному ресурсу.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вихренко Д. В. Расчетно-экспериментальный метод оценки долговечности деталей сложной конфигурации с концентраторами напряжения // Вестник машиностроения. 2008. № 3. С. 27–30.
2. Капуста П. П., Вихренко Д. В., Слабко И. А. Комплексный метод обработки конструкции рамы седельного тягача // Автомобильная промышленность. 2005. № 1. С. 27–30.
3. Захарик Ан. М., Захарик Ал. М., Вихренко Д. В. Методика создания узлов несущей и ходовой систем грузовых автомобилей с улучшенными потребительскими качествами с использованием современных компьютерных средств автоматизации проектирования и расчетов // Грузовик &. 2006. № 12. С. 54–57.
4. Разработка программы расчета долговечности наиболее нагруженных зон рамы по результатам моделирования условий нагружения / А. В. Шмелев и др. Минск: НИРУП "Белавтракторостроение", 2005. 35 с.

Маслоемкость контакта поверхностей направляющих сверла для глубокого сверления и обрабатываемого отверстия

Проведено исследование маслоемкости контакта поверхностей направляющих элементов сверла для глубокого сверления и обрабатываемого отверстия в зависимости от угла наклона микронеровностей поверхности направляющих. Приведены результаты экспериментальных исследований и моделирования.

A study of the oil absorption of surface contact of guide pins of drill for peck feed drilling and processed hole depending on the micro-asperities inclination angle of way surface has been performed. Results of experimental investigations and modeling are presented.

Одним из процессов механической обработки, при котором в зоне резания возникают высокие напряжения, является сверление глубоких отверстий. В наиболее тяжелых условиях работает инструмент — сверло. Замкнутый объем и многочисленные функции, выполнение которых должна обеспечить конструкция сверла, заставляя работать его корпус, режущие и направляющие элементы с высокими напряжениями, приводящими в конечном итоге к износу сверла [1].

Исследования последних лет показывают, что более 80 % случаев выхода из строя машин и механизмов обусловлено процессами, происходящими в зоне контакта деталей [2]. Контактными характеристиками, в значительной мере влияющими на эксплуатационные свойства соединения "направляющий элемент — обрабатываемое отверстие", являются сближение шероховатых поверхностей, относительная площадь контакта и объем зазоров в контакте, которые находятся в определенной взаимозависимости и определяются параметрами микрогеометрии и величиной сжимающих напряжений.

Для определения контактных характеристик взаимодействующих поверхностей используем получивший значительное развитие в последнее время метод математического моделирования. Он позволяет представить взаимодействие шероховатых поверхностей и еще на стадии проектирования обеспечить необходимый уровень эксплуатационных свойств. Шероховатость поверхности при численном моделировании аппроксимируется матрицей $n \times n$ элементов, каждый из которых представляет собой высоту расположения рассматриваемой точки относительно самой низкой (высота которой принимается равной нулю) [3]. Одним из достоинств данного подхода является возможность прогнозирования маслоемкости контакта двух шероховатых поверхностей с учетом всех их топологических характеристик. Схема контакта двух шероховатых поверхностей для определения маслоемкости и исходные параметры приведены соответственно на рис. 1, а и б (см. 3-ю полосу обложки).

Известна формула для определения маслоемкости контакта шероховатых поверхностей [3]:

$$VM = k_x k_y k_z \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n [(R_{1\max} - R_{1(i,j)}) + (R_{2\max} - R_{2(i,j)}) - \Delta].$$

Особенностью взаимодействия шероховатых поверхностей направляющих элементов сверла и обрабатываемого отверстия является то, что одна и та же поверхность направляющих в процессе обработки отверстия каждый раз контактирует с новой поверхностью обрабатываемого отверстия. Учитывая эту особенность, запишем:

$$VM = k_x k_y k_z \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n [(R_{1\max}^{\text{тек}} - R_{1(i,j)}) + (R_{2\max} - R_{2(i,j)}) - \Delta],$$

где k_x, k_y, k_z — масштабные коэффициенты модели; $R_{1\max}^{\text{тек}}$ — максимальная текущая высота микронеровностей поверхности направляющих; $R_{2\max}$ — максимальная высота микронеровностей поверхности обрабатываемого отверстия; $R_{(i,j)}$ — высоты микронеровностей в точках (i, j) матрицы; Δ — величина сближения, отсчитывается от исходной точки $R_{1\max}^{\text{тек}} + R_{2\max}$ (см. рис. 1), в которой ни одна из вершин микронеровностей не контактирует с обрабатываемой поверхностью (глубина проникновения поверхности направляющих в поверхность обрабатываемого отверстия под действием радиальной силы).

Распределение параметров шероховатости по площади поверхности с учетом анизотропии, направлений микронеровностей и на основании теоретических исследований [4] можно представить уравнением вида:

$$Ra_\alpha = Ra_{\min} + \Delta Ra \sin \alpha,$$

где Ra_α — значение параметра Ra микрорельефа, направленного под углом α к направлению измерения; $\Delta Ra = Ra_{\max} - Ra_{\min}$ — разность между максимальным и минимальным значениями параметра Ra шероховатости.

Тогда формула для определения маслоемкости примет вид:

$$VM = k_x k_y k_z \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n [(Ra_{1\alpha}^{\text{тек}} - R_{1(i,j)}) + (R_{2\max} - R_{2(i,j)}) - \Delta],$$

где $Ra_{1\alpha}$ — текущее значение параметра Ra микрорельефа направляющих, направленного под углом α к оси инструмента.

Численное моделирование позволяет представить маслоемкость при контакте двух шероховатых поверхностей с различным направлением микронеровностей. Анализ графиков (рис. 2, см. 3-ю полосу обложки) изменения маслоемкости VM в зависимости от угла α наклона микронеровностей и сближения Δ поверхностей показывает, что при перпендикулярном (\times) и под углом 45° (Δ) взаимодействи микрорельефов поверхностей объем контакта — наибольший. В то время как при параллельном (\blacklozenge) взаимодействии микрорельефов поверхностей объем контакта наименьший. Вследствие

Направление микрорельефов в зоне взаимодействия	Среднестатистическая площадь, мм ² , при усилии раздавливания 30 кгс					
	Образец с Ra = 3,2 мкм	Контртело с Ra = 25 мкм	Образец с Ra = 1,6 мкм	Контртело с Ra = 25 мкм	Образец с Ra = 0,8 мкм	Контртело с Ra = 25 мкм
Параллельное	252	157	270,8	162	261	166,3
Перпендикулярное	238	138	212	134	243	161,5
Под углом 45°	243	143	250,5	141,8	246,5	163,8

параллельности следов обработки при сближении объем в контакте выбирается максимально.

Моделирование проводили при следующих граничных условиях:

параметр шероховатости поверхности образцов выбирали в пределах $Ra = 3,2 \div 0,8$ мкм при угле наклона микронеровностей относительно контртела $\alpha = 0, 45$ и 90° ;

параметр шероховатости поверхности контртела выбирали в пределах $Ra = 25 \div 6,3$ мкм.

Адекватность разработанной модели оценивали методом раздавливания капли масла на поверхности контртела образцами с различными направлениями микрорельефа. На рис. 3, а показан общий вид приспособления для раздавливания капли масла, а на рис. 3, б — его схема (см. 3-ю полосу обложки).

На рис. 4, а (см. 3-ю полосу обложки) показана раздавленная капля масла на поверхности образца с $Ra = 1,6$ мкм, а на рис. 4, б — на поверхности контртела с $Ra = 25$ мкм; микрорельефы взаимодействовали под углом $\alpha = 45^\circ$.

Результаты опытов по определению маслостойкости поверхностей при раздавливании капли масла приведены в таблице.

Обозначим: F_{01}, F_{02}, F_{03} — площади раздавленной капли масла на поверхности образца соответственно при параллельном, наклонном и перпендикулярном направлении микрорельефа; F_{k1}, F_{k2}, F_{k3} — площади раздавленной капли масла на поверхности контртела соответственно при параллельном, наклонном и перпендикулярном микрорельефе. Например, для образца с параметром шероховатости микрорельефа $Ra = 1,6$ мкм и контртела $Ra = 25$ мкм получим соотношения:

$$F_{01} : F_{02} : F_{03} = 270,8 : 250,5 : 212 = 1,28 : 1,08 : 1;$$

$$F_{k1} : F_{k2} : F_{k3} = 162 : 141,8 : 134 = 1,21 : 1,14 : 1.$$

На рис. 5 (см. 3-ю полосу обложки) представлены графики изменения площади раздавленной капли на поверхности образцов (а) и контртела (б) при параллельном (1), под углом 45° (2) и перпендикулярном (3) направлениях микрорельефов.

Учитывая, что объем масла, нанесенного на поверхность контртела, во всех сериях опытов был постоянным, можно сделать вывод, что толщина смазочного слоя в зоне контакта различна, причем она тем больше, чем меньше площадь раздавленной капли.

Таким образом, можно считать, что при контакте поверхностей с различным направлением микронеровностей в зону контакта поступает разное количество смазочного материала. Учитывая, что для поверхностей, работающих в условиях интенсивного трения, в

частности направляющих элементов сверла при глубоком сверлении, толщина смазочного слоя определяет условия трения и, следовательно, износостойкость и безотказность инструмента. По результатам опытов можно сделать вывод о целесообразности применения в конструкции сверл для глубокого сверления направляющих элементов, с образованием на их поверхностях наклонного и параллельного микрорельефа.

Теоретические положения модели реализованы в инструменте для обработки глубоких отверстий, который содержит корпус с установленными в нем режущими пластинами и направляющие элементы, отличающиеся тем, что микрорельеф на них выполнен под углом к оси инструмента, отличным от 90° [5]. Это подтверждается производственными испытаниями, проведенными на специальном сверлильно-расточном станке РТ 60418. Так, в период планового сверления (период между началом и окончанием работы сверлильной головки вследствие потери ее работоспособности) на сверлильных головках с перпендикулярным относительно оси сверла направлением микронеровностей наступал параметрический отказ по износу поверхностей направляющих, в то время как при параллельном и наклонном направлениях микрорельефа (также относительно оси сверла) признаков отказов не наблюдалось. Износостойкость таких сверлильных головок примерно на 20 % выше, чем обработанных периферией шлифовального круга прямого профиля с получением перпендикулярного микрорельефа относительно оси инструмента.

Таким образом, на основании проведенных исследований можно сделать вывод, что поверхности направляющих элементов с параллельным и наклонным направлением микрорельефа относительно оси сверла обладают повышенной износостойкостью, а сверлильные головки с такими направляющими элементами характеризуются более высокими эксплуатационными показателями по сравнению с головкой с перпендикулярным направлением микронеровностей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Троицкий Н. Д.** Глубокое сверление. Л.: Машиностроение, 1971. 174 с.
2. **Горохов Д. Б.** Контактное взаимодействие фрактальных шероховатых поверхностей деталей машин: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Братск. БГУ, 2005. 20 с.
3. **Козлов А. М.** Повышение качества и точности цилиндрических поверхностей при шлифовании. Липецк: ЛГТУ, 2004. 181 с.
4. **Козлов А. М.** Контроль параметров шероховатости поверхности с неровностями различных направлений // Изв. вузов. Машиностроение. 1983. № 1. С. 154.
5. **Пат. 57171 РФ:** Инструмент для обработки глубоких отверстий: Кл. В 23 В 51/06.

В. Я. ШНЕЕРСОН, канд. техн. наук

Определение оптимального тока как параметра нормального формирования шва при плазменной сварке торцевых и отбортованных соединений

Рассмотрены закономерности формирования оплавленного слоя торца одиночного образца при оплавлении плазменной горелкой. Приводятся уравнения, связывающие ток $I_{\text{опт}}$ нормального формирования шва с основными факторами процесса оплавления. Показано, что этот показатель в определенной степени характеризует и тепловую, и гидродинамическую природу процесса формирования слоя.

Regularities of forming of flowed layer of ordinary sample end surface at flashing by plasma torch have been considered. Equations relating the current $I_{\text{опт}}$ as a parameter of normal weld forming with basic factors of flashing process are presented. It has been shown, that this parameter characterizes in definite extent both thermal and hydrodynamic nature of the layer forming process.

При плазменной, аргодуговой и других видах сварки плавлением торцевых и отбортованных соединений существуют два режима формирования шва — нормальное и волновое (рис. 1). Границы этих режимов определяются параметрами формирования — токами $I_{\text{опт}}$ и $I_{\text{п}}$. Параметр $I_{\text{опт}}$ — это максимальное значение тока дуги при заданных скорости сварки и толщине металла, при котором еще сохраняется ровная поверхность шва. При токах, больших $I_{\text{опт}}$, на поверхности шва появляются одиночные волнообразные структуры и, наконец, при определенном значении тока $I_{\text{п}}$ волновые структуры занимают весь торец образца. Току $I_{\text{опт}}$ соответствуют предельные высота шва, площадь поперечного сечения шва и прочность.

Целью данной работы было определить параметр нормального формирования шва — ток $I_{\text{опт}}$, исходя из положения, что движение металла в сварочной ванне является движением вязкой жидкости.

Ранее в работе [1] опытным путем были определены параметры формирования слоя при плазменной сварке (оплавлении одиночного об-



Рис. 1. Режимы нормального (слева, $I = 80$ А) и волнового (справа, $I = 105$ А) формирования слоя при оплавлении торца образца плазменной горелкой: $b = 1,8$ мм; $v_{\text{св}} = 1,6$ см/с; сталь — низкоуглеродистая

разца) при разных значениях факторов процесса оплавления (толщине образца, скорости, диаметре сопла, расстоянии от торца сопла до образца и др.). В опытах факторы процесса сварки изменяли в следующих пределах: скорость сварки — $0,3 \div 4,5$ см/с, толщина образцов — $0,5 \div 1,8$ мм, расход аргона — $1,5 \div 5$ л/мин, расстояние от сопла до торца образца — $2 \div 8$ мм, диаметр сопла — $2 \div 8$ мм. Обработка экспериментальных данных позволила установить для параметров формирования (с точностью до 15 %) при оплавлении торца стальной пластины, изготовленной из низкоуглеродистой стали, следующие зависимости:

$$I_{\text{опт}} = 22,4 \cdot 10^4 (d^2/Q_L)^{0,15} \times v_{\text{св}}^{0,44} b^{1,09}, \quad (1)$$

$$I_{\text{п}} = 29,5 \cdot 10^4 (d^2/Q_L)^{0,15} \times v_{\text{св}}^{0,44} b^{1,09}, \quad (2)$$

где $I_{\text{опт}}$, $I_{\text{п}}$ — параметры нормального и волнового формирования, А; $v_{\text{св}}$ — скорость сварки, м/с; b — толщина образца, м; d — диаметр сопла, м; Q — расход аргона, м³/с; L — расстояние от сопла до образца, м.

При измерении скорости, диаметра, расстояния, толщины и расхода коэффициенты в уравнениях (1) и (2) равны 24 и 31,6 соответственно. Расчет значений $I_{\text{опт}}$ по зависимости (1) представлен в таблице. При оптимальном режиме сварки (максимальное значение тока $I_{\text{опт}}$, которое достигается при диаметре сопла

$4 \div 5$ мм, расстоянии от сопла до образца 3 мм, расходе аргона 1,7 л/мин) уравнение (1) будет иметь вид:

$$I_{\text{опт}} = 3,05 v_{\text{св}}^{0,44} b^{1,09}$$

или

$$I_{\text{опт}} = 42,8 \cdot 10^4 v_{\text{св}}^{0,44} b^{1,09}. \quad (3)$$

Опыты по оплавлению торца стальных пластин аргодуговой горелкой показали, что оптимальное значение тока $I_{\text{опт}}$ при плазменной сварке торцевых соединений не превышает соответствующих значений тока при аргодуговой сварке. Для объяснения полученных зависимостей будем рассматривать движение металла в сварочной ванне как движение вязкой жидкости в направлении, перпендикулярном к действию силы тяжести. Так как поверхность оплавленного слоя пластины ровная, то действие сил поверхностного натяжения не учитываем. Кроме того, пренебрегаем электродинамическими силами, действующими в хвостовой части ванны, а также считаем, что средняя скорость движения металла равна скорости перемещения образца. В режиме нормального формирования устанавливается динамическое равновесие между силой, увлекающей металл хвостовой части ванны вслед за дугой, и силами, препятствующими этому движению. При нарушении этого баланса сил наступит режим зарождения волнового формирования слоя (рис. 2). Таким образом, в режиме нормального формирования слоя рассматриваем только действие движущей силы ду-

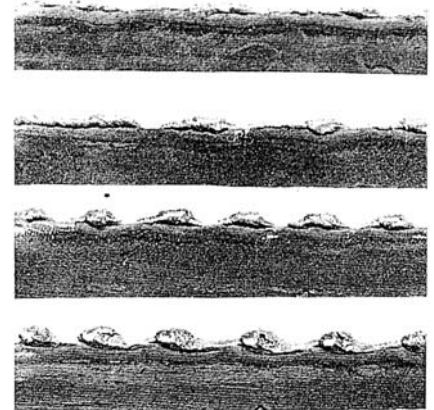


Рис. 2. Зарождение волнового режима формирования слоя при токе дуги (сверху вниз) 44, 50, 55 и 60 А

Скорость сварки $v_{св}$, см/с	Значения тока $I_{опт}$ нормального формирования слоя на образце толщиной, мм					
	0,6		1,0		1,8	
	Опыт	Расчет по формуле (3)/(6)	Опыт	Расчет по формуле (3)/(6)	Опыт	Расчет по формуле (3)/(6)
0,3	12	10,3/11,3	19	18/17,2	36	33,5/28
0,6	15	13,9/15,9	25	24,4/24,2	48	45,4/39,6
1	17	17,5/20,6	30	30,6/31,2	62	56,9/51,1
1,6	20	21,5/25,9	38	37,6/39,5	80	70/64,4
2,8	25	27,5/34,3	50	48,1/52,3	105	89,6/85,4
4,5	30	33,9/43,6	62	59,3/66,3	130	110,4/108,4

ги и силы вязкого трения $F_{тр}$ на металл хвостовой части ванны. Также принимаем, что форма подвижного слоя хвостовой части ванны близка к сфероидальной, на которую действует нормальная составляющая половины усилия дуги $F_{д.н}$ (рис. 3).

При этих допущениях уравнение движения жидкости будет иметь вид:

$$F_{тр} = F_{д.н} \quad (4)$$

Силу вязкого трения (при сфероидальной форме хвостовой части ванны) можно выразить уравнением [2] $F_{тр} = 3\pi\mu bvn$, где v — скорость движения жидкости; b — размер малой оси сфероиды, равный толщине образца; μ — коэффициент динамической вязкости жидкости; n — коэффициент, учитывающий вытянутость сфероиды.

На сварочную ванну действует давление дуги $P_d = k/\pi KI^2 \exp(-kx^2)$, где k — коэффициент сосредоточенности дуги; K — коэффициент пропорциональности в выражении $F_d = KI^2$ для усилия дуги, а нормальная составляющая давления дуги с усреднением ее по половине пятна (d_H) нагрева $P_{д.н} = 1,95 KI^2 \cos\beta / d_H^2$.

На заднюю стенку хвостовой части ванны действует усилие дуги $F_{д.н} = P_{д.н} b l_{хв}$, где $l_{хв} = L_{хв} / \cos\beta$ ($L_{хв}$ — проекция длины хвостовой части ванны на ось шва; β — угол

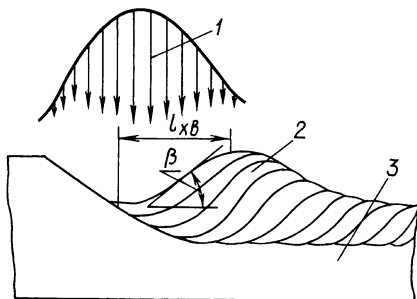


Рис. 3. Схема сварочной ванны: 1 — сварочная дуга; 2 — слой жидкого металла; 3 — свариваемый металл

между задней стенкой хвостовой части ванны и осью шва).

Обработка результатов определения [3] геометрических размеров сварочной ванны позволила установить для длины хвостовой части ванны следующее выражение (данные получены методом сдува ванны жидкого металла, погрешность метода не оценивалась, а разброс данных опытов составил до 30 %):

$$L_{хв} = 0,27a / [v_{св}(\eta P / \lambda T b)(v_{св} b / a)^{0,5}],$$

где a — коэффициент температуропроводности; P — мощность дуги; λ — коэффициент теплопроводности; T — температура плавления металла; η — эффективный КПД процесса нагревания. Ввиду малости угла β принято, что $\cos\beta = 1$. После подстановки выражений для $L_{хв}$, $F_{д.н}$, $F_{тр}$ в уравнение (4) получим выражение для определения тока

$$I_{опт} = [6\pi m^2 n \mu \lambda T / (Ka^{0,5} \eta U)]^{0,33} \times b^{0,83} v_{св}^{0,5}, \quad (5)$$

где U — напряжение дуги, В.

При выводе уравнения (5) было принято: коэффициент сосредоточенности дуги $k = (3,46/d_H)^2$; диаметр пятна нагрева d_H пропорционален b , т. е. $d_H = mb$; где m — постоянный коэффициент. После подстановки значений $m = 3,5$; $K = 1,27 \cdot 10^{-7}$ Н/А²; $\mu = 3,5 \cdot 10^{-3}$ кг/(м·с); $a = 0,07 \cdot 10^{-4} \cdot 10^{-4}$ м²/с; $\lambda = 34$ Вт/(м·°С); $T = 1500$ °С (постоянные для низкоуглеродистой стали); $\eta = 0,6$; $U = 15$ В; $n = 1$ (принимаем $n = 1$ из-за малой вытянутости сфероиды) в уравнение (5) получим выражение для тока нормального формирования

$$I_{опт} = 2,13 \cdot 10^4 b^{0,83} v_{св}^{0,5}. \quad (6)$$

Данная модель качественно отражает зависимость тока нормального формирования от толщины образца и скорости его перемещения,

показатели степени при этих величинах близки к значениям, установленным в опытах, но числовой коэффициент отличается значительно (по-видимому, на заднюю стенку воздействует только некоторая часть усилия дуги). Значения параметра нормального формирования, рассчитанные по уравнению (6), но с коэффициентом $9,7 \cdot 10^4$, соответствуют опытным данным (см. таблицу). Уравнение (5) отражает зависимость тока нормального формирования $I_{опт}$ как от теплофизических свойств металла, так и от вязкости жидкого металла и соответствует опытным данным, представленным уравнением (3). Параметр $I_{опт}$ отражает двойственный характер источника нагревания при сварке металлов плавлением, т. е. источник нагревания является одновременно и источником теплоты, образующим сварочную ванну, и фактором, оказывающим силовое воздействие на расплавленный металл ванны.

Выводы

1. Предложены зависимости для определения тока $I_{опт}$ нормального формирования шва при плазменной сварке торцевых соединений.
2. Предельное значение тока $I_{опт}$ в режиме нормального формирования шва определяется как тепловыми, так и гидродинамическими процессами, происходящими в сварочной ванне.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шнеерсон В. Я., Быховский Д. Г. Особенности формирования оплавленного слоя торца стальной пластины при плазменной сварке // Сварочное производство. 1980. № 12. С. 18, 19.
2. Зимон А. Д. Адгезия жидкостей и смачивание. М.: Химия, 1974.
3. Шнеерсон В. Я. Определение массы и геометрических размеров ванны при плазменной сварке торцевых соединений.

О. К. БЕЗЮКОВ, д-р техн. наук, В. А. ЖУКОВ, канд. техн. наук, О. В. ЖУКОВА
(С.-Петербургский ГУ водных коммуникаций,
Рыбинская государственная авиационная технологическая академия им. П. А. Соловьева)

Обеспечение эффективности и надежности жидкостных систем охлаждения энергетических установок и технологического оборудования

Рассмотрены основные проблемы, возникающие при эксплуатации жидкостных систем охлаждения в энергетических и технологических установках. Предложен способ повышения надежности и эффективности систем охлаждения путем использования многофункциональных присадок, которые прошли лабораторные и эксплуатационные испытания.

The basic problems arising at exploitation of liquid cooling systems in the power and manufacturing plants have been considered. A method of the reliability growth of cooling systems along with the efficiency increase due to use of well-tried multifunctional dopes has been proposed.

Жидкостные системы охлаждения широко используются для поддержания необходимой (не превышающей допустимых значений) температуры деталей с целью обеспечения их ресурса в различных энергетических и технологических установках (ДВС, компрессорах, волоочильных станах, закалочных печах, многоразовых литейных формах и т. д.). При эксплуатации таких систем могут возникать коррозионные и кавитационные разрушения охлаждаемых поверхностей, образование на них накипи и отложений, которые ухудшают теплоотвод, нарушают стабильность их работы, а в некоторых случаях становятся причиной выхода из строя.

Кавитационно-коррозионные разрушения и накипобразование являются основными факторами, снижающими надежность и эффективность работы систем охлаждения ДВС, поэтому защита элементов машин от коррозии является весьма актуальной задачей [1]. В настоящее время общий металлофонд Российской Федерации, составляющий 1600 млн т, по отраслям распределяется следующим образом, млн: промышленность — 750, транспорт — 400, сельское хозяйство — 150, прочие конструкции — 300. Таким образом, транспорт занимает второе место по использованию металлоресурсов России. При этом 40 ÷ 50 % элементов машин работают в агрессивных средах, 30 % — в слабо агрессивных и только 10 % не требуют активной антикоррозионной защиты.

В России ежегодные потери вследствие коррозии составляют до 12 % от общей массы металлоресурсов, что соответствует 30 % от ежегодно производимого металла. Кроме прямых потерь, связанных с коррозией, существуют косвенные потери, к которым относятся расходы, обусловленные потерей мощности машин, вынужденными простоями из-за отказов и аварий, а также расходы на ликвидацию отказов.

В большинстве стран ежегодные потери от коррозии в среднем составляют 4 ÷ 6 % национального дохода. Так, в США за последние годы ежегодные потери от коррозии составили 300 млрд долл. США.

Негативное влияние на работу двигателей оказывает образование накипи в системе охлаждения. В системах охлаждения дизелей наиболее часто имеют место щелочноземельные накипи, состоящие из карбонатных, сульфатных, силикатных, фосфорных солей и гидроксидов Ca и Mg: CaCO_3 , CaSO_4 , Mg(OH)_2 , CaSiO_3 , $\text{Ca}_3(\text{PO}_4)_2$ и др. Состав накипей зависит от наличия в используемой воде тех или иных катионов и анионов. Скорость образования щелочноземельных отложений в значительной степени зависит от теплового потока, проходящего по нагреваемой поверхности, так как при нагревании значительно изменяется степень упаривания воды в пристеночном пограничном слое. Находящаяся в системе охлаждения накипь наносит значительный вред, ухудшая эксплуатационные показатели и техническое состояние двигателя. Причиной тому является низкая теплопроводность накипи, что приводит даже при небольшом слое отложений к резкому изменению теплового режима работы деталей дизеля. При толщине слоя накипи 1 мм температура стенок цилиндра повышается на 100 ÷ 200 °С. Снижение теплоотвода в систему охлаждения на 30 % при эксплуатации двигателя приводит к образованию в центральной зоне днища головки и в верхнем поясе гильзы слоя накипи толщиной 1,5 мм.

Превышение температурного режима работы двигателя из-за ухудшения отвода теплоты из-за накипи приводит к повышенному расходу топлива и снижению мощности двигателя. Исследования показали, что при толщине накипи 0,5 ÷ 1,2 мм наблюдается снижение мощности на 7 ÷ 13 %, а перерасход топлива достигает 4 ÷ 10 % [2].

Образование накипи в каналах и полостях водоохлаждаемого технологического оборудования (волоочильных станов, кокилей) приводит к нарушению режимов технологического процесса и становится причиной брака.

Техническое состояние системы охлаждения двигателей значительно влияет и на изнашивание деталей цилиндропоршневой группы (ЦПГ). Наличие накипи и отложений на стенках блоков цилиндров определяют путем измерения объемов рубашек охлаждения, по повышенному угару масла и его температуре, повышение которой обусловлено ростом температуры деталей ЦПГ вследствие уменьшения теплоотдачи через гильзы цилиндров и головку блока цилиндров. О наличии слоя отложений в отдельных зонах системы охлаждения свидетельствует увеличение перепада температур на наружной поверхности рубашек охлаждения.

Уменьшение отложений позволит на 20 % и более форсировать многие двигатели без внесения конструктивных изменений в систему охлаждения.

Устранить или ингибировать (замедлить) данные негативные процессы возможно различными методами, среди которых наиболее распространенным является использование присадок, изменяющих физико-химические свойства теплоносителей. По составу и характеру действия присадки делятся на химические и водоэмульсионные. Химические присадки пассивируют металлы, создавая на их поверхности защитные окисные пленки, способствуют переводу в шлам накипеобразователей и улучшают показатель рН. Присадки водоэмульсионного типа — антикоррозионные масла, при растворении в воде образуют устойчивую эмульсию белого цвета, которая, омывая охлаждаемые поверхности, создают на них пленки, предотвращающие коррозионные разрушения и образование отложений. Кроме того, благодаря демпфирующему эффекту, масляная пленка способна уменьшать кавитационные разрушения, что обуславливает существенное преимущество водоэмульсионных присадок. Однако имеются и недостатки. При использовании водоэмульсионных присадок возможен местный перегрев из-за ухудшения теплообмена при увеличении толщины масляной пленки. Это возможно при повышении концентрации эмульсии в охлаждающей жидкости, которое, как правило, происходит при добавлении эмульсии без контроля ее концентрации в системе охлаждения.

Присадки на масляной основе способны образовывать пленку, толщина которой за 500 ÷ 1000 ч работы энергетической установки может достигать 0,3 ÷ 0,5 мм. Под действием высокой температуры (выше 170 °С) в пленке в результате каталитического воздействия металла развиваются деструктивные процессы с образованием продуктов уплотнения [3], обуславливающих перегрев дизеля. По этой причине дизелестроительные фирмы "Бурмейстер и Вайн" и "Зульцер" не рекомендуют применять водоэмульсионные присадки в форсированных дизелях.

Целью исследований была разработка многофункциональных присадок химического типа для основных видов теплоносителей, применяемых в жидкостных системах охлаждения, которыми являются вода и водные растворы этиленгликолей (тосолы). При выборе компонентов присадок учитывалась, прежде всего, их совместимость с теплоносителями: отсутствие таких явлений, как расслоение, вспениваемость, выпадение осадка. Исследуемые компоненты должны обеспечивать высокую эффективность при малых концентрациях (суммарная масса присадки должна составлять не более 0,5 %). Кроме того, присадки должны быть негорючими, взрывобезопасными, нетоксичными.

Для воды разработаны композиции, в состав которых вошли силикат натрия, поверхностно-активное вещество (ПАВ) Синтанол ДС-10, полиакриламид, молибдат аммония. При использовании в качестве охлаждающей жидкости растворов этиленгликоля (тосолов) в состав присадки входят полиакриламид, поливиниловый спирт и Синтанол ДС-10. И в том, и в другом случаях для обеспечения нормальной работы систем охлаждения в состав присадок вводится в небольшом количестве пеногаситель.

Предложенные присадки прошли комплекс лабораторных и эксплуатационных испытаний.

Исследования процессов кавитационно-коррозионных разрушений проводили с использованием гравиметрических и потенциостатических методов. Полученные результаты подтвердили высокую эффективность ингибирования кавитационно-коррозионных разрушений основных конструкционных материалов, применяемых в энергомашиностроении.

Коэффициенты защиты разработанных присадок составляют: для черных металлов — 90 ÷ 95 %; для цветных металлов — 50 ÷ 75 %. Введение присадок в серийно выпускаемые тосолы обеспечивает снижение их коррозионной агрессивности для черных металлов на 40 ÷ 60 %, для цветных — на 10 ÷ 20 %.

Антинакипинные свойства присадок обеспечивают ПАВ и растворимые полимеры. Поверхностно-активные вещества адсорбируются в виде мономолекулярной пленки на поверхности зародышевых кристаллов, препятствуя их росту и адгезии на поверхности [4]. Полимеры, входящие в состав присадок, находятся в растворах в виде мицеллярных образований и предотвращают коагуляцию твердых частиц в широком диапазоне содержания твердой фазы. Эффективность защиты от накипи теплоотдающих поверхностей была установлена путем частичной разборки системы охлаждения и осмотра ее элементов.

Таким образом, разработанные присадки позволяют решить две основные проблемы, возникающие при эксплуатации жидкостных систем охлаждения: предотвратить или существенно снизить кавитационно-коррозионные разрушения и накипеобразование.

В состав присадок входят компоненты, способные существенно повлиять на процессы теплообмена. Это потребовало дополнительных исследований, для проведения которых была создана лабораторная установка, позволяющая моделировать процессы теплообмена в зарубашечной полости двигателя. Экспериментальная установка представляет собой модель замкнутой системы жидкостного охлаждения ДВС и включает в себя гильзу цилиндров с внутренним нагревателем, резервуар с исследуемой жидкостью и циркуляционный насос. Мощность нагревателя позволяла повышать температуру зеркала цилиндра до 180 °С (температура начала коксования масла). Использование внутреннего нагревателя обеспечивало стационарность теплового потока. Термостат, установленный в емкости с жидкостью, обеспечивал постоянство температуры на входе в полость охлаждения. Скорость циркуляции регулировалась расходом жидкости посредством системы вентиля, изменялась в диапазоне скоростей, характерных для жидкостных систем охлаждения как ДВС, так и технологического оборудования (0,1 ÷ 1,0 м/с). Для ее измерения использовали дифференциальный манометр, который для каждой исследуемой жидкости тарировался весовым методом.

Термометрирование гильзы цилиндров позволило установить, что введение в охлаждающие жидкости полиакриламида вследствие ламинаризации пристеночного слоя жидкости и увеличения его термического сопротивления приводит к повышению температуры

гильзы на различных режимах работы при теплообмене без кипения на $5 \div 10$ °С. Введение ПАВ приводит к уменьшению поверхностного натяжения, что облегчает образование паровых пузырей при теплообмене в присутствии фазовых переходов, интенсифицируя, таким образом, процесс отвода теплоты. Следствием изменения теплофизических свойств охлаждающей жидкости явилось снижение температуры гильзы цилиндров на $3 \div 7$ °С.

Определение осредненного по поверхности коэффициента теплоотдачи, выполненное на основании закона Ньютона—Рихмана, подтвердило влияние присадок на интенсивность теплообмена. Моторные испытания позволили оценить работоспособность присадок в реальных условиях эксплуатации систем охлаждения и показали, что "утепление" цилиндрической втулки путем изменения теплофизических свойств охлаждающих жидкостей не приводит к перегреву двигателя. Однако это способствует уменьшению тепловых потерь через систему охлаждения, что и снижает удельный эффективный расход топлива на $2 \div 4$ % на режимах, близких к номинальному, и на $5 \div 8$ % на режимах частичных нагрузок и холостого хода.

Таким образом, введение разработанных присадок химического типа в охлаждающие жидкости обеспечивает не только повышение надежности ДВС вследствие предотвращения кавитационно-коррозионных разрушений и накипеобразования, но и способствует снижению расхода топлива. Применение данных присадок рекомендуется для судовых, тепловозных, автотракторных и стационарных двигателей, технологического оборудования, имеющего жидкостные замкнутые системы охлаждения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Семенова И. В., Флорианович Г. М., Хорошилов А. В. Коррозия и защита от коррозии / Под ред. И. В. Семеновой. М.: Физматлит, 2002. 336 с.
2. Моисеев А. Ф. Предупреждение образования накипи в автомобильных двигателях. М.: Транспорт, 1971. 128 с.
3. Овсянников М. К., Петухов В. А. Судовые дизельные установок. Справочник. Л.: Судостроение, 1986. 424 с.
4. Громогласов А. А., Копылов С. А., Пильщиков А. П. Водоподготовка: Процессы и аппараты. М.: Энергоатомиздат, 1990. 272 с.

УДК 539.374:621.7

В. Л. БАРАНОВ, д-р техн. наук, А. В. КАНУННИКОВ, канд. техн. наук (Тулский ГУ)

Силовой отклик деформируемых материалов в динамических задачах контактной приработки

Многочисленные исследования по нелинейной динамике машин, в том числе и работы авторов настоящей статьи, выявили связь контактной жесткости элементов кинематических пар с динамическими характеристиками системы в целом [1—3]. При этом, как показали эксперименты [4, 5], одним из определяющих факторов в реальных кинематических парах является наличие зазоров, соизмеримых с величиной перемещения нагруженных участков. Особый интерес представляют связанные с этим многовариантность опирания звеньев и нестационарность связей, которая порождает колебательные явления — биение звеньев в зазорах. Наличие и того, и другого в реальных механических системах связано с контактной жесткостью. Таким образом, обеспечение высокой точности решения задачи динамики сопряжено с задачами механики контактного взаимодействия и, в частности, с задачами микромеханики нагружения структурно неоднородного поверхностного слоя, т. е. микрорельефа.

В многочисленных работах в той или иной мере сделаны попытки перехода от параметров дискретных поверхностных структур к геометрическим и механическим эквивалентным аналогам [6, 7], однако в них не предлагалось непосредственного перехода к механическим эквивалентам, необходимым для решения задач динамики машин. В настоящей статье рассмотрен один из вариантов такого перехода с учетом нормального закона распределения высот микронеровностей.

Постановка задачи: будем рассматривать регулярный микрорельеф поверхности как совокупность стержне-

вых элементов, один из торцов которых зафиксирован на жестком основании, а другой — подвержен внешней сжимающей нагрузке, вызванной воздействием перемещающейся в вертикальном направлении жесткой плиты. Стержни однородны, постоянного сечения, из одного материала, но имеют разную высоту. Характер распределения этого параметра описывается известным законом распределения. На рис. 1 представлена расчетная схема регулярного микрорельефа.

Введем следующие допущения: поверхности плиты и жесткого основания — плоскости; трение на торцевых поверхностях отсутствует; стержни испытывают только осевое сжатие; потери устойчивости стержнями нет; диаметры стержней — постоянны; волновые явления отсутствуют; материал стержней деформируется упругопластически — билинейная схематизация диаграммы нагружения.

Принятая расчетная схема включает в себя две встречно ориентированные системы координат: ось Oh , которая задает закон распределения высот элементов микрорельефа, и ось Oz , которая служит для определения перемещений элементов в эквивалентном слое. Введем дополнительные параметры: $h(z)$ — высота элементов микрорельефа; H — толщина эквивалента микрорельефного слоя; z — координата элемента эквивалентного слоя; u_z — осевое перемещение элемента; u_z^r — осевое перемещение границы эквивалентного слоя.

Осевая компонента σ_z напряжения, развиваемого в единичной микронеровности, связана с осевой дефор-

мацией ε_z соотношением, отражающим свойства материала:

$$\sigma_z(\varepsilon_z) = \Phi(\sigma, \varepsilon_z), \quad (1)$$

где σ — вектор параметров напряженного состояния; $\varepsilon_z = \Delta h(z)/h(z)$ — деформация отдельной микронеровности.

По критерию истинности условия:

$$u_z^\Gamma \geq H - h(z), \quad (2)$$

где $z \in [0; u_z^\Gamma]$, позволяет выделить из всей совокупности элементов микрорельефа стержни, находящиеся в нагруженном состоянии.

Согласно рис. 1 изменение высоты $\Delta h(z) = u_z$ микронеровности вследствие приложения нагрузки определяется выражением

$$\Delta h(z) = h(z) + u_z^\Gamma - H, \quad (3)$$

что позволяет записать соотношение для осевой деформации стержня как

$$\varepsilon_z = 1 + \frac{u_z^\Gamma - H}{h(z)}. \quad (4)$$

Для приведения $h(z)$ к безразмерному виду разделим обе части равенства $h(z) = H - z$, определяющего связь двух систем координат (Oz и Oh), на толщину H слоя и введем обозначение: $\eta = z/H$.

В результате преобразований получим:

$$h(z) = (1 - \eta)H. \quad (5)$$

С учетом выражений (4) и (5) формула осевой деформации стержневого элемента будет иметь вид:

$$\varepsilon_z(\varepsilon_z^\Gamma, \eta) = 1 - \frac{1 - \varepsilon_z^\Gamma}{1 - \eta}, \quad (6)$$

где $\eta \in [0; \varepsilon_z^\Gamma]$.

Формула (6) связывает относительную осевую деформацию ε_z отдельной микронеровности с осевой компо-

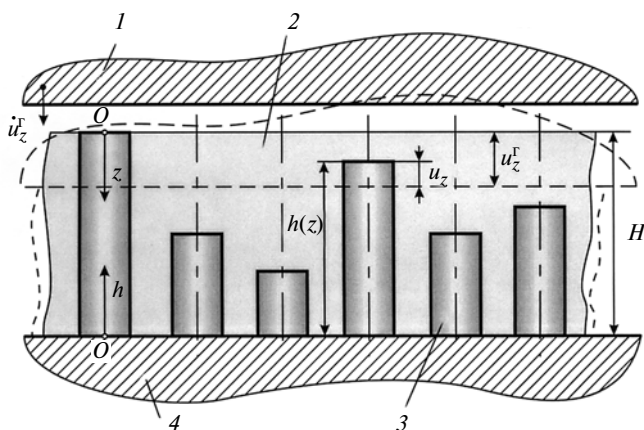


Рис. 1. Расчетная схема для модельного представления регулярного микрорельефа:

1 — деформируемая плита; 2 — эквивалентный слой; 3 — стержневой элемент микронеровности; 4 — жесткое основание

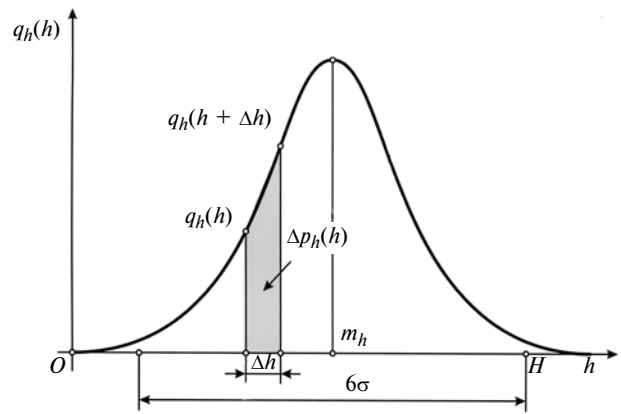


Рис. 2. Закон распределения параметра $h(z)$

нентой деформации ε_z^Γ эквивалентного слоя, взятой по внешней границе, и безразмерным параметром η .

Приведенные модули упругости и упрочнения. На рис. 2 приведен закон вероятности распределения параметра $h(z)$.

Элемент площади под кривой $q_h(h)$ плотности распределения параметра $h(z)$ представляет собой интеграл

$\Delta p_h = \int_{h(z)}^{h(z) + \Delta h} q_h(h) dh$, разложение которого в ряд Тейлора в окрестности $h(z)$ по параметру Δh имеет вид:

$$\Delta p_h(h) = q_h(h)\Delta h + \frac{1}{2} \frac{\partial q_h(h)}{\partial h} \Delta h^2 + \frac{1}{6} \frac{\partial^2 q_h(h)}{\partial h^2} \Delta h^3 + \dots + \frac{1}{(n+1)!} \frac{\partial^n q_h(h)}{\partial h^n} \Delta h^{n+1}, \quad n \rightarrow \infty. \quad (7)$$

Так как элемент $\Delta p_h(h)$ вероятности определяет число микронеровностей в интервале Δh , отнесенное к общему их числу на рассматриваемом участке поверхности, выражение для элемента приведенного контактного напряжения $\Delta \bar{\sigma}_z$ имеет вид:

$$\Delta \bar{\sigma}_z(\varepsilon_z) = \Phi(\sigma, \varepsilon_z) \Delta p_h(h), \quad (8)$$

где $\Delta p_h(h)$ в форме (7) с учетом связи между дифференциалами $\frac{\partial h(z)}{\partial z} dz = -H \frac{\partial \eta}{\partial z} dz$, вытекающей из выражения (5), можно заменить на $\Delta p_h(\eta)$. Тогда дифференциал $\Delta p_h(\eta)$ запишем как функцию

$$\begin{aligned} \Delta p_h(\eta) &= -q_h(\eta)H\Delta\eta + \\ &+ \frac{1}{2} \frac{\partial q_h(\eta)}{\partial \eta} H^2\Delta\eta^2 - \frac{1}{6} \frac{\partial^2 q_h(\eta)}{\partial \eta^2} H^3\Delta\eta^3 + \dots + \\ &+ \frac{(-1)^{n+1}}{(n+1)!} \frac{\partial^n q_h(\eta)}{\partial \eta^n} H^{n+1}\Delta\eta^{n+1} = \\ &= \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^{k+1}}{(k+1)!} \frac{\partial^k q_h(\eta)}{\partial \eta^k} H^{k+1}\Delta\eta^{k+1}. \end{aligned} \quad (9)$$

Отбросим, аналогично разложению (7), все члены кроме первого в выражении (9) и подставим с учетом

предложенной выше замены уравнение (8), получим выражение

$$\Delta \tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r, \eta) = -\Phi[\sigma, \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \eta)]q_h(\eta)H\Delta\eta. \quad (10)$$

Подстановка равенства $\Delta \tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r, \eta) = \frac{\partial \tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r, \eta)}{\partial \eta} \Delta\eta$ в выражение (10) дает уравнение

$$\frac{\partial \tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r, \eta)}{\partial \eta} = -\Phi[\sigma, \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \eta)]q_h(\eta)H, \quad (11)$$

в соответствии с которым приведенное контактное напряжение определяется интегралом

$$\tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r) = -\int_0^{\varepsilon_z^r} \Phi[\sigma, \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \eta)]q_h(\eta)Hd\eta, \quad (12)$$

а приведенный модуль упругости имеет вид:

$$\begin{aligned} \tilde{E}_z(\varepsilon_z^r) &= -\frac{\partial}{\partial \varepsilon_z^r} \int_0^{\varepsilon_z^r} \Phi[\sigma, \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \eta)]q_h(\eta)Hd\eta \Big|_{\varepsilon_z = \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \varepsilon_z^r)} = \\ &= -\int_0^{\varepsilon_z^r} \frac{\partial \Phi[\sigma, \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \eta)]}{\partial \varepsilon_z} \frac{\partial \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \eta)}{\partial \varepsilon_z^r} q_h(\eta)Hd\eta - \\ &- \Phi[\sigma, \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \varepsilon_z^r)]q_h(\varepsilon_z^r)H. \end{aligned} \quad (13)$$

Выражение (13) позволяет определить и приведенный модуль упрочнения, при этом внешний вид зависимости сохраняется:

$$\begin{aligned} \tilde{D}_z(\varepsilon_z^r) &= -\int_{\varepsilon_z^r(e)}^{\varepsilon_z^r} \frac{\partial \Phi[\sigma, \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \eta)]}{\partial \varepsilon_z} \frac{\partial \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \eta)}{\partial \varepsilon_z^r} q_h(\eta)Hd\eta - \\ &- \Phi[\sigma, \varepsilon_z(\varepsilon_z^r, \varepsilon_z^r)]q_h(\varepsilon_z^r)H, \end{aligned} \quad (14)$$

где ε_z^r — точка, в которой сливаются зависимости приведенного модуля упругости и приведенного модуля упрочнения. Положение этой точки не определяется однозначно, рекомендуется принимать значение $\varepsilon_z^r(e)$, соответствующее максимуму крутизны $\tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r)$, полагая, что $\varepsilon_z^r = \varepsilon_z^r(e)$.

Физический смысл выражений (12)—(14) заключается в следующем: данные параметры, являясь интегральными эквивалентами соответствующих механических характеристик, отражают приведенные к единице площади интегральные силу сопротивления и жесткость нагруженных элементов структурно неоднородного поверхностного слоя.

Необходимо отметить, что непосредственного определения модуля упрочнения как самостоятельного параметра при решении рассматриваемых задач, как правило, не требуется: значения этого параметра определяются из выражения (13) автоматически, как только материал микронеровностей начинает переходить в область упругопластической деформации.

Анализ численного моделирования. На основе полученных выражений было проведено численное моделирование и установлены зависимости, отражающие изменение приведенного контактного напряжения, моду-

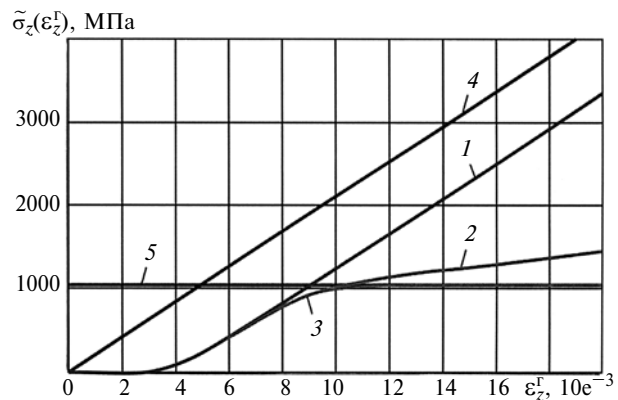


Рис. 3. Нагрузочные зависимости $\tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r)$, соответствующие нормальному закону распределения:

1 — идеальное упругое нагружение без учета распределения высот микронеровностей; 2 — упругопластическая модель материала; 3 — жесткопластическая модель материала; 4 — идеальное упругое нагружение без учета распределения высот микронеровностей; 5 — жесткопластическое нагружение без учета распределения высот микронеровностей

ля упругости и упрочнения, а также получены поверхности эквивалентных напряжений и модулей материалов в соответствии с законом распределения высот микронеровностей по Гауссу.

Расчеты выполняли при следующих значениях параметров: $H = 20$ мкм; $m_h = 19,92$ мкм; $\sigma = 0,03$ мкм (среднеквадратичное отклонение); $E = 210$ ГПа (модуль упругости материала микронеровностей); $D = 35$ ГПа (модуль упрочнения); $\varepsilon_p = 0,005$ (предел текучести); $\varepsilon_{\max} = 0,02$ (исследуемый диапазон деформаций). Значения параметров были подобраны таким образом, чтобы наглядно показать характер изменения расчетных параметров и их асимптотическое приближение к значениям постоянных без перехода к логарифмическим шкалам. Этим обусловлены завышенные значения напряжений на нижеприведенных рисунках.

На рис. 3 показаны нагрузочные кривые $\tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r)$, соответствующие нормальному закону распределения. Очевидно влияние распределения высот на кривую нагружения: приращение приведенного контактного напряжения опаздывает по сравнению с аналогичным параметром при идеальном упругом нагружении гладкой поверхности (кривая 4). В то же время с увеличением нагруженных микронеровностей кривая 1 становится параллельной кривой 4, что указывает на равенство действительной константы материала и ее интегрального эквивалента. Это справедливо и для кривых 3 и 5 — жестко-пластическое нагружение.

С практической точки зрения наибольший интерес представляет кривая 2 — упругопластическая модель материала, полученная с учетом распределения высот микронеровностей. При качественном и количественном соответствии билинейной аппроксимации точки перегиба и быстрота асимптотического приближения этой кривой определяются параметрами именно закона распределения, а следовательно, структурой неоднородного слоя, причем влияние существенное.

На рис. 4 приведена поверхность эквивалентных напряжений $\tilde{\sigma}_z = \tilde{\sigma}_z(\varepsilon_z^r, D)$, где $D \in [0; E]$ — модуль упрочнения материала микронеровностей, которая на-

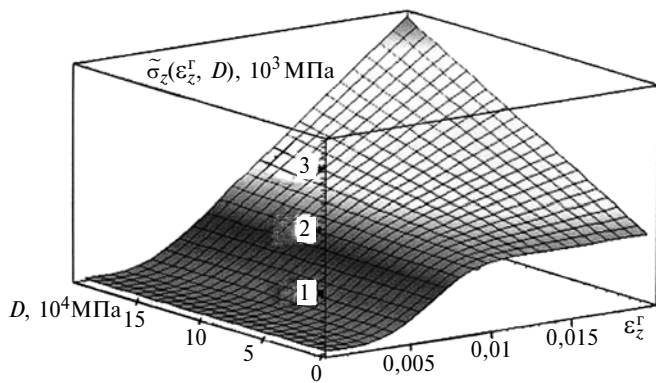


Рис. 4. Поверхность эквивалентных напряжений $\tilde{\sigma}_z = \tilde{\sigma}_z(\epsilon_z^r, D)$

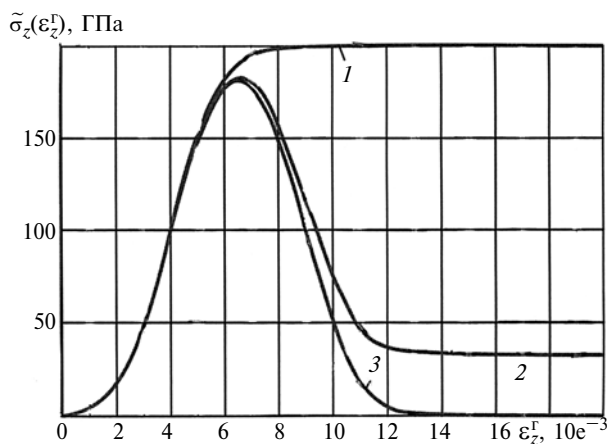


Рис. 5. Зависимости изменения приведенного нагрузочного модуля $\tilde{E}_z(\epsilon_z^r)$ при нормальном законе распределения высот микронеровностей при $D = E$ (1), $D = 35$ ГПа (2) и $D = 0$ (3)

глядно отражает переход от жестко-пластической модели материала к идеально-упругой.

Анализ поверхности $\tilde{\sigma}_z = \tilde{\sigma}_z(\epsilon_z^r, D)$ показал, что при нормальном законе распределения чувствительность приведенного контактного напряжения к изменению модуля упрочнения невысока, что позволяет охарактеризовать такой закон распределения как предпочтительный для механических систем с повышенными требованиями к стабильности контактной жесткости. С другой стороны, при этом законе сложнее выдерживать требования по размерным цепям, поскольку отклонения параметров микрорельефа вследствие контактной приработки, обусловленной упругопластическим деформированием микронеровностей, значительны.

На рис. 5 показаны кривые приведенных нагрузочных модулей в соответствии с производной

$$\tilde{E}_z(\epsilon_z^r) = -\frac{\partial}{\partial \epsilon_z^r} \left(\int_0^{\epsilon_z^r} \Phi[\sigma, \epsilon_z(\epsilon_z^r, \eta)] q_h(\eta) H d\eta \right) \Big|_D$$

от функции $\tilde{\sigma}_z(\epsilon_z^r, D)$ (см. рис. 4) для значений $D = 0$, $D = 35$ ГПа, $D = E = 210$ ГПа. Данные зависимости находятся в качественном и количественном соответствии не только с поверхностью, представленной на рис. 4, но

и с исходными механическими постоянными, а также с ожидаемым откликом нагружаемой поверхности.

На рис. 6 показана поверхность приведенного эквивалентного модуля $\tilde{E}_z(\epsilon_z^r)$ при нормальном законе распределения высот микронеровностей для случая изменения модуля упрочнения в диапазоне $D \in [0; E]$.

На рис. 7 представлена зависимость приведенного модуля упругости $\tilde{E}_z(\bar{m}_h, \bar{\sigma}_h) |_{\epsilon_z^r = 0,01}$ как функции математического ожидания и дисперсии. Она соответствует поверхности, приведенной на рис. 6, и не выявляет качественных и количественных противоречий с физическим содержанием задачи, но имеет неочевидную, на первый взгляд, однако существенную особенность — плато треугольной формы, т. е. область, где приведенный модуль упругости изменяется незначительно.

Данная область приходится на видимую боковую поверхность, представленную на рис. 6, и с учетом $\tilde{E}_z = \partial \tilde{\sigma}_z / \partial \epsilon_z^r$ вытекает из нее, что позволяет предположить возможность использования ее при расчете требуемого значения контактной жесткости, т. е. парамет-

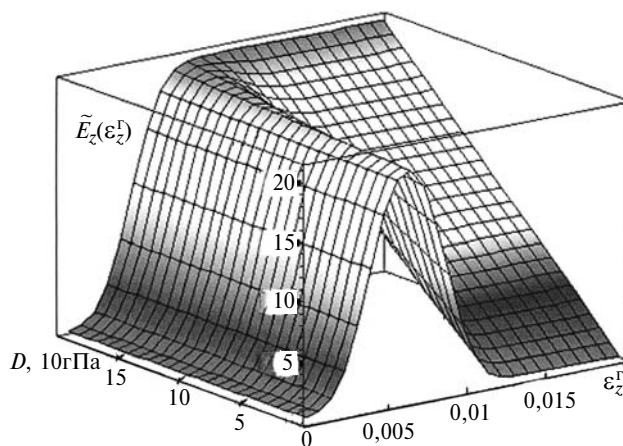


Рис. 6. Поверхность приведенного эквивалентного модуля $\tilde{E}_z(\epsilon_z^r)$ при $D \in [0; E]$

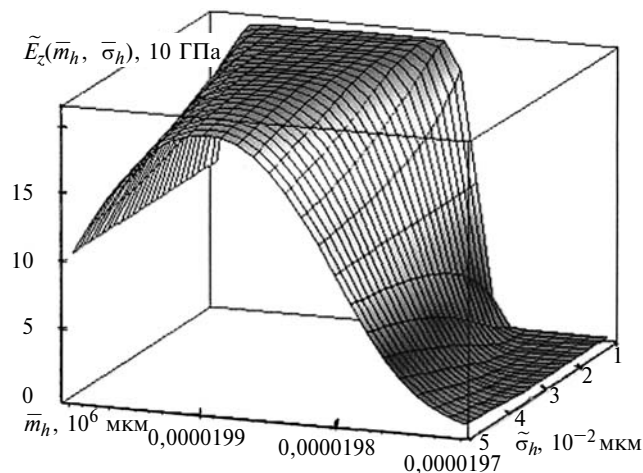


Рис. 7. Поверхность приведенного модуля $\tilde{E}_z(\bar{m}_h, \bar{\sigma}_h) |_{\epsilon_z^r = 0,01}$: m_h — математическое ожидание высот микронеровностей; σ_h — среднеквадратичное отклонение высот

ры технологического процесса назначать таким образом, чтобы при реализации вероятностных параметров распределения устойчиво получалась требуемая контактная жесткость.

Выводы

1. Приведенные механические параметры эквивалентного поверхностного слоя находятся в непосредственной связи с параметрами, характеризующими структурно неоднородный поверхностный слой.

2. Характер изменения механических эквивалентов обусловлен вероятностным распределением параметров поверхностной структуры.

3. Чувствительность механических эквивалентов к вариациям постоянного материала существенно зависит от вероятностных параметров поверхностной структуры.

4. Вероятностный закон распределения значений высот микронеровностей предопределяет область применения изделия с определенной технологией формирования поверхностной структуры и позволяет корректировать сам технологический процесс для минимизации брака.

5. Разработанные математические модели позволяют осуществить непосредственный переход от параметров технологического процесса производства изделия к механическим параметрам при решении задач динамики.

6. Рекурсивная реализация предложенного подхода позволяет прогнозировать кинетику изменения параметров контактного взаимодействия при многоцикловом нагружении.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вульфсон И. И., Коловский М. З. Нелинейные задачи динамики машин. М.: Машиностроение, 1968. 248 с.
2. Демкин Н. Б. Приближенный расчет характеристик контакта деталей машин // Надежность и долговечность машин. 1974. С. 3—11.
3. Исследование контактных деформации шероховатых поверхностей при ударном нагружении / В. Ф. Шатинский, Р. Н. Гарпинский, Ю. В. Колесников и др. Науч.-техн. семинар. "Контактная жесткость в приборостроении и машиностроении". Рига: 1979. С. 88.
4. Баранов В. Л., Канунников А. В. Влияние контактного упруго-пластического деформирования на динамику систем циклической автоматики // Вестник машиностроения. 2006. № 4. С. 22—24.
5. Канунников А. В., Кудряшов А. М. Конструкция экспериментального стенда по исследованию принципа полусвободного запирания // Современные методы проектирования и отработки ракетно-артиллерийского вооружения; Т. 2. Саров: РФЯЦ-ВНИИЭФ, 2004. С. 684—687.
6. Киришин П. А., Коротков М. А. Влияние неодновременности вступления в контакт на временную зависимость контактных деформаций // Надежность и долговечность деталей машин. 1974. С. 68—76.
7. Максак В. И., Советченко Б. Ф., Чернышева Т. В. Исследование пластического контактирования шероховатых тел // Трение и износ. 1984. № 5. С. 604—610.

В помощь конструктору и расчетчику

УДК (621.882-192:539.419).001.24

А. С. ИВАНОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана)

Экспериментальное исследование влияния контактной податливости стыка на работу резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом

Сопоставлены результаты экспериментального исследования влияния контактной податливости стыка на нагрузку, возникающую в винтах, и сближение в стыке при действии внешних отрывающей силы и опрокидывающего момента с результатами, полученными по предлагаемому расчету.

Results of experimental study of influence of a juncture contact pliability on a load arising in the screws and on closing in the joint under action of external separating force and tilting moment are compared with that obtained via the method being proposed.

В работах [1, 2] изложены два метода расчета резьбовых соединений, нагруженных внешними отрывающей силой F и опрокидывающим моментом M : 1) в предположении постоянной податливости стягиваемых деталей, когда резьбовое соединение n винтами заменяют n втулками, соединенными жесткой диафрагмой, параллельной плоскости стыка (рис. 1, а); 2) в предположении переменной податливости стягиваемых деталей, когда те

же втулки соединяют жесткой диафрагмой, расположенной наклонно к плоскости стыка (рис. 1, б), причем на стороне сжатия принимается, что диафрагма касается плоскости стыка, а на стороне растяжения она отодвинута от этой плоскости на всю толщину Σh .

Суммарную силу $F_{\Sigma i1}$, действующую на i -й винт, рассчитывают по формулам:

в предположении постоянной податливости стягиваемых деталей

$$F_{\Sigma i1} = F_{\text{зат}} + \chi F/n + \chi M x_i / (n_1 x_1^2 + n_2 x_2^2 + \dots); \quad (1)$$

в предположении переменной податливости стягиваемых деталей

$$F_{\Sigma i2} = F_{\text{зат}} + \chi F/n + 2x_{0i} M A_B / \{ [1 + 1/m(1 - x_{0i}/x_{0\text{max}})] (I_B + x_{0i} m S_B) \}, \quad (2)$$

где $F_{\text{зат}}$ — сила затяжки винта; $\chi = \lambda_d / (\lambda_d + \lambda_B)$ — коэффициент основной нагрузки (λ_d , λ_B — податливости

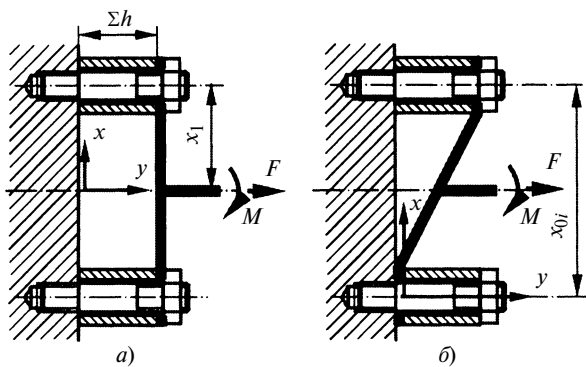


Рис. 1. Расчетные схемы группового резьбового соединения при постоянной (а) и переменной (б) податливости стягиваемых деталей

детали и винта, т. е. изменение их длины под действием единичной нагрузки); x_i и c_{0i} — расстояния от i -го винта до оси y ; $x_{0\max}$ — наибольшее расстояние между винтами по оси x в предположении, что ось y стыка проходит через оси крайних винтов, расположенных на сжатой моментом M стороне стыка; $A_B = \pi d_3^2/4$ — площадь сечения винта (d_3 — внутренний диаметр резьбы винта); $m = A_{\text{втул}}/A_B$ — отношение площади втулки к площади сечения винта; $I_B = A_B \sum x_i^2$ — момент инерции винтов относительно оси y ; $S_B = A_B \sum x_i$ — статический момент винтов относительно той же оси.

Эти методы расчета не учитывают контактную податливость стыка, хотя установлено [1], что она повышает податливость стягиваемых деталей на 20 ÷ 30 %. Отсутствие учета контактной податливости стыка ведет к занижению найденной расчетом внешней силы, нагружающей винт. Пренебрежение в расчетах резьбовых соединений контактной податливостью стыка объясняется отсутствием экспериментальных исследований таких соединений с измерением не только сил в винтах, но и деформаций стыка при разной чистоте обработки его поверхностей. В данной статье описаны экспериментальные исследования на эту тему, выполненные как самим автором, так и другими исследователями, для контактирующих поверхностей, полученных обработкой шлифованием, точением, фрезерованием или строганием.

Ранее [3, 4] было показано, что сближение δ в стыке, вызванное внешней нагрузкой, может быть оценено как

$$\delta \approx k_p \varepsilon \sigma, \quad (3)$$

где $k_p = 0,5 Ra c_0 / (E \sigma_{\text{зат}})^{0,5}$ — коэффициент контактной податливости; Ra — средняя арифметическая высота микронеровностей; c_0 — безразмерный коэффициент, зависящий от вида обработки контактирующих поверхностей и направления следов обработки и равный в большинстве случаев 500; E — приведенный модуль упругости; $\sigma_{\text{зат}} = n F_{\text{зат}} / A$ — напряжение в стыке от затяжки винтов; n — число винтов; $F_{\text{зат}}$ — сила затяжки винта; A — площадь (номинальная) стыка; ε — коэффициент влияния масштаба; σ — напряжения в стыке от внешней нагрузки.

Коэффициент влияния масштаба $\varepsilon = \delta_p / \delta_{p0}$, где $\delta_{p0} = Ra c_0 (\sigma_{\text{зат}} / E)^{0,5}$ — сближение контактных поверхностей, наибольший размер $l_0 = 50$ мм которых считаем эталоном. При этом принимаем: при $l = 50$ мм $\varepsilon = 1$; при $l < 50$ мм $\varepsilon = l/50$; при $l > 50$ мм, если $3a^{1/3} < a$, то $\varepsilon = 3a^{1/3}$, и если $3a^{1/3} > a$, то $\varepsilon = 0,5a + (1 - a^2/12)^{1/2}$, где $a = (\Delta - W_{\max}) / \delta_{p0}$ (Δ — допуск плоскостности; W_{\max} — высота волны волнистой поверхности).

На основании зависимости (3) получены выражения:

для доли χ_F внешней нагрузки от растягивающей силы F , приходящейся на винты,

$$\chi_F = \frac{\lambda_{\text{ст}} + \lambda_{\text{д}}}{\lambda_{\text{ст}} + \lambda_{\text{д}} + \lambda_{\text{в}}/n}; \quad (4)$$

для доли χ_M внешней нагрузки от опрокидывающего момента M , приходящейся на винты,

$$\chi_M = \frac{\lambda_{\text{ст}} + \lambda_{\text{д}}}{\lambda_{\text{ст}} + \lambda_{\text{д}} + \lambda_{\text{в}} I / A \sum (n_i x_i^2)}, \quad (5)$$

где $\lambda_{\text{ст}} = k\varepsilon/A$, $\lambda_{\text{д}} = (h_1 + h_2)/(EA)$ и $\lambda_{\text{в}}$ — податливости соответственно стыка, деталей и винта, т. е. изменение их размеров под действием единичной нагрузки; h_1 и h_2 — толщины стягиваемых фланцев; I — момент инерции стыка; n_i — число винтов, удаленных от нейтральной оси на расстояние x_i .

При этом формула для дополнительной нагрузки $F_{\text{в}i}$ (рис. 2) на i -й винт получает вид:

$$F_{\text{в}i} = F_{\text{в}F} + F_{\text{в}M}, \quad (6)$$

где $F_{\text{в}F} = \chi_F F/n$ — нагрузка на i -й винт от внешней растягивающей силы; $F_{\text{в}M} = \chi_M M x_i / \sum (n_i x_i^2)$ — нагрузка на i -й винт от внешнего опрокидывающего момента.

Выражение для оценки угла θ поворота соединения представляется в виде

$$\theta = (k\varepsilon + \lambda_{\text{д}} A)(1 - \chi_M) M / I. \quad (7)$$

Исследование сближений стыка при повторных нагружениях и определение нагрузок на винты резьбового соединения были проведены на экспериментальной установке, состоявшей из двух пластин, двух стоек и рычага (рис. 3). Опорной поверхностью стыка являлись пластики. Пластины прямоугольной формы длиной $l = 90$ мм (рис. 4), шириной $b = 120$ мм и толщиной $h = 23$ мм имели фрезерованные ($Ra_1 = 1,25$ мкм) поверхности контакта. Они стягивались четырьмя ($n = 4$) винтами М12 с шагом резьбы $P = 1,75$ мм, удаленными от нейтральной оси на расстояния $x_1 = 25$ мм (слева от нейтральной оси пластин — винты 1, справа — винты 2). Для имитации пластинок под винты между пластинами устанавливали шайбы толщиной 3 мм с диаметром отверстия $d_0 = 13$ мм. Были испытаны шайбы-пластики двух исполнений: полученные точением и фрезерованием. Первые имели круглую форму с наружным диаметром D_0 . При этом одинаковой высоты шайб добились обработкой некоторых шайб из комплекта шли-

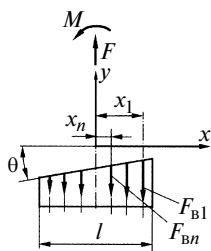


Рис. 2. К расчету резьбового соединения с учетом контактной податливости стыка

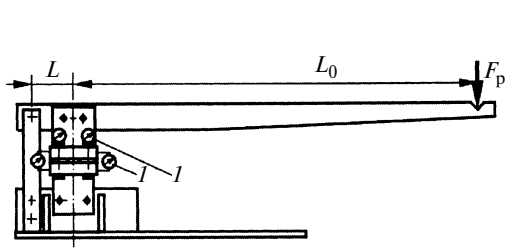


Рис. 3. Схема экспериментальной установки: 1 — механический тензомер Гугенбергера; 2 — индикатор часового типа

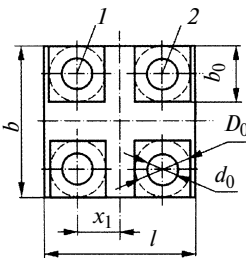


Рис. 4. Геометрические параметры стыка

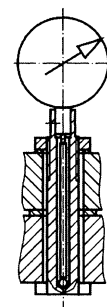


Рис. 5. Винт с индикатором часового типа

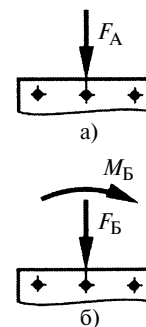


Рис. 6. Схемы нагружения резьбового соединения: а — вариант А; б — вариант Б

фовальной бумагой с соответствующим размером зерна. Для получения фрезерованием четырех шайб одинаковой высоты стальной квадратный лист фрезеровали с двух сторон, разрезали на четыре квадрата со стороной $b_0 = 30$ мм и в каждом сверлили отверстие (сплошные линии на рис. 4).

Сближения по левому ($f_{л}$) и правому ($f_{пр}$) краям пластин, возникающие в затянутом соединении после приложения к нему внешних нагрузок, измеряли (см. рис. 3) двумя механическими тензомерами Гугенбергера 1 с ценой деления 1 мкм и базой 20 мм, а изменение размера нагруженной части винтов фиксировали двумя индикаторами 2 часового типа с ценой деления шкалы 1 мкм. Конструктивное исполнение крепления на винте индикатора часового типа представлено на рис. 5. Соединение исследовали, прикладывая к концу рычага силу $F_p = 0,5$ кН (см. рис. 3). При этом путем перестановки двух штифтов в четырех отверстиях рычага реализовывали два варианта нагружения: центральной силой $F_A = F_p(L_0 + L)/L$ (рис. 6, а); центральной силой $F_B = F_p$ и опрокидывающим моментом $M_B = L_0 F_p$ (см. рис. 3 и 6, б). Размеры рычага: $L_0 = 1000$ мм; $L = 100$ мм.

Эксперимент проводили при затяжке винтов силой $F_{зат} = 5$ и 10 кН. Винты затягивали динамометрическим ключом. После затягивания винтов выставляли на ноль показания механических тензомеров и индикаторов часового типа. Каждый вариант соединения 2 раза нагружали силой F_p и разгружали, чтобы устранить пластические деформации микронеровностей и обеспечить возвращение в ноль стрелок измерительных приборов при снятии внешней нагрузки. При третьем нагружении (реализуя испытания при повторных нагружениях) записывали экспериментально полученные сближения $f_{л}$ и $f_{пр}$ соответственно по левому и правому краям пластин, а также показания f_1 и f_2 индикаторов часового типа винтов 1 и 2 (см. рис. 4).

Тарировку винтов проводили на этой же экспериментальной установке путем удаления шайб-пластиков и двух винтов 2 (см. рис. 4), а также добавления по оси симметрии стыка цилиндрического валика в качестве шарнирной опоры (рис. 7). Нагружали два винта 1 без

предварительной затяжки. Сила F_p изменялась от 0 до 0,5 кН, что соответствовало изменению растягивающей силы $F_{BF} = F_p L_0 / (2x_1)$, действующей на винт, в диапазоне от 0 до 10 кН. Удлинение винтов по показаниям индикаторов часового типа при растягивающей силе $F_{BF} = 10$ кН составило $f = 26$ мкм. Таким образом, экспериментально полученная податливость тела винта $\lambda_{т.в} = f / F_{BF} = 0,026 / 10 = 2,6 \cdot 10^{-6}$ мм/кН. Она оказалась ниже расчетной податливости винта на величину податливости в резьбе и величины податливости в стыках: головки винта с деталью, шайбы с гайкой и шайбы с деталью.

Испытания резьбового соединения с шайбами-пластиками, полученными точением. Шайбы имели по торцам среднюю арифметическую высоту микронеровностей $Ra_2 = 2,5$ мкм. Таким образом, если учесть, что два последовательно работающих стыка эквивалентны одному стыку с удвоенной средней арифметической высотой микронеровностей, имитировался стык с пластиками, в котором контактирующие детали обработаны до шероховатости $Ra = 3,6$ мкм, что обычно имеет место, например, для присоединительных поверхностей редукторов и опор приводных валов к рамам.

Результаты экспериментальных исследований представлены в табл. 1. При этом угол поворота соединения найден как $\theta_3 = (f_{л} + f_{пр}) / l$, а суммарные силы в винтах 1 и 2 (см. рис. 4) получены пересчетом: $F_{B13} = f_1 / \lambda_{т.в}$; $F_{B23} = f_2 / \lambda_{т.в}$. Следует отметить, что значение f_2 для винтов 2 при действии на них сжимающей внешней силы не удалось измерить.

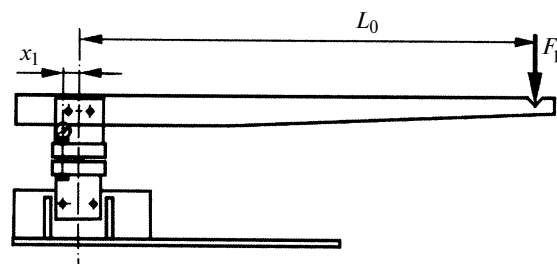


Рис. 7. Схема экспериментальной установки при тарировке винтов

Таблица 1

Параметр	Значения параметра для варианта нагружения А (см. рис. 6, а)/Б (см. рис. 6, б)	
	$F_{зат} = 5 \text{ кН}$	$F_{зат} = 10 \text{ кН}$
<i>Шайбы-пластики, полученные точением, $Ra_2 = 2,5 \text{ мкм}$</i>		
$f_{л}, \text{ мкм}$	-1,2/12,0	-0,8/8,0
$f_{пр}, \text{ мкм}$	-1,2/-11,0	-0,8/-5,6
$\theta_э, \text{ рад}$	$0/2,55 \cdot 10^{-4}$	$0/1,51 \cdot 10^{-4}$
$f_1, \text{ мкм}$	-1,0/4,0	-0,7/3,0
$f_2, \text{ мкм}$	-1,0/-	-0,7/-
$F_{в1}, \text{ Н}$	-385/1540	-270/1115
$F_{в2}, \text{ Н}$	-385/-	-270/-
<i>Шайбы-пластики, полученные фрезерованием, $Ra_2 = 12,5 \text{ мкм}$</i>		
$f_{сл. э}, \text{ мкм}$	-2,0/25,0	-1,2/8,0
$f_{спр. э}, \text{ мкм}$	-2,2/-19,0	-1,2/-12
$\theta_э, \text{ рад}$	$0,02 \cdot 10^{-4}/4,89 \cdot 10^{-4}$	$0/2,22 \cdot 10^{-4}$
$f_1, \text{ мкм}$	-1,2/6,7	-1,0/5,0
$f_2, \text{ мкм}$	-1,2/-	-1,0/-
$F_{в1}, \text{ Н}$	-462/2580	-385/1925
$F_{в2}, \text{ Н}$	-462/-	-385/-

Испытания резьбового соединения с шайбами-пластиками, полученными фрезерованием. Шайбы имели по торцам среднюю арифметическую высоту микронеровностей $Ra_2 = 12,5 \text{ мкм}$. Результаты испытаний приведены в табл. 1.

Результаты расчета по формулам (4)–(7) испытанных резьбовых соединений с шайбами-пластиками, полученными точением и фрезерованием, приведены в табл. 2. Податливость винта вычисляли по формуле

$$\lambda_B = \{ (0,5d_B + l_0) / [\pi(d_B^2 - d_{B0}^2)] + (0,5d_B + l_1) / [\pi(d_B^2 - d_{B0}^2)] \} / 4E_B + 4h_{ш} / (EA),$$

где l_0, l_1 — длины гладкой и нарезанной нагруженной частей винта; d_{B0} — диаметр отверстия в винте; E_B — модуль упругости материала винта. Третье слагаемое в этой формуле учитывает толщину $h_{ш}$ шайбы под гайкой. Результаты вычисления: $\lambda_d = 6,48 \cdot 10^{-8} \text{ мм/Н}$, $\lambda_B = 3,87 \cdot 10^{-6} \text{ мм/Н}$.

Из анализа экспериментальных данных следует:

величины сближений и сил в винтах, создаваемых внешними нагрузками, существенно зависят от Ra , повышаясь с увеличением этого параметра;

силы в винтах, создаваемые внешними нагрузками, уменьшаются с увеличением силы затяжки винтов;

ось поворота стыка смещена относительно его нейтральной оси, что указывает на существенное влияние нелинейности в зависимости контактного сближения от номинальных напряжений в контакте;

средняя погрешность определения угла поворота соединения составила 31,2 %;

средняя погрешность определения сил в винтах составила 25,7 %.

Точность расчета по формулам (4)–(6) проверили, кроме того, сопоставлением с экспериментальными данными работ [1, 5–8].

В работе [1] приведены результаты измерения сил в шести винтах ($n = 6$) М12 (шаг резьбы $P = 1,75 \text{ мм}$), стягивающих кольцевые фланцы толщиной $h_1 = 18 \text{ мм}$ и $h_2 = 36 \text{ мм}$. Эксперименты с фланцами меньших толщин не рассматриваем, чтобы не нарушать принцип Сен-Венана. Фланцы были изготовлены из стали и имели диаметры: наружный $D = 115 \text{ мм}$, внутренний $d = 25 \text{ мм}$, окружности расположения винтов $D_B = 84 \text{ мм}$ (рис. 8, а). Соединение нагружали растягивающей силой F , изменявшейся от 0 до 100 кН. При этом сила предварительной затяжки винта составляла 4,2; 13; 21,5 и 26,3 кН. Проведены также испытания соединения при совместном его нагружении растягивающей силой F и опрокидывающим моментом $M = 106F \text{ Н} \cdot \text{мм}$. При этом обеспечивали $F_{зат} = 12 \text{ кН}$.

На рис. 9, а и б представлены точками соответственно значения суммы $F_{зат} + F_{BF}$ сил, нагружающих винты, измеренные при действии растягивающей силы, и значения силы $F_{в1}$, нагружающей винты I, измеренные при действии растягивающей силы и опрокидывающего момента; линиями — результаты расчета по формулам (4)–(6). На рис. 9, а наклонная линия, идущая из начала координат, — это сила, действующая на винт при $F_{зат} = 0$. При расчетах полагали: средняя арифметическая высота микронеровностей поверхностей контакта $Ra_1 = Ra_2 \approx 1,25 \text{ мкм}$ (тонкое точение); допуск плоскостности $\Delta = 7 \text{ мкм}$; высота волны $W_{max} = 4 \text{ мкм}$; $c_0 = 500$; $l_0 = 33 \text{ мм}$; $l_1 = 19 \text{ мм}$. При нагружении силой

Таблица 2

Расчетный параметр	Значения параметра для варианта нагружения А (см. рис. 6, а)/Б (см. рис. 6, б)			
	Шайбы-пластики, полученные точением, $Ra_2 = 2,5 \text{ мкм}$		Шайбы-пластики, полученные фрезерованием, $Ra_2 = 12,5 \text{ мкм}$	
	$F_{зат} = 5 \text{ кН}$	$F_{зат} = 10 \text{ кН}$	$F_{зат} = 5 \text{ кН}$	$F_{зат} = 10 \text{ кН}$
$\lambda_{ст}, \text{ мм/Н}$	$2,27 \cdot 10^{-7}/2,27 \cdot 10^{-7}$	$1,44 \cdot 10^{-7}/1,44 \cdot 10^{-7}$	$8,16 \cdot 10^{-7}/8,16 \cdot 10^{-7}$	$5,27 \cdot 10^{-7}/5,27 \cdot 10^{-7}$
χ_F	0,345/0,345	0,267/0,267	0,637/0,637	0,536/0,536
χ_M	0,199/0,199	0,146/0,146	0,453/0,453	0,353/0,353
$\theta, \text{ рад}$	$0/1,37 \cdot 10^{-4}$	$0/1,02 \cdot 10^{-4}$	$0/3,10 \cdot 10^{-4}$	$0/2,40 \cdot 10^{-4}$
$F_{в1}, \text{ Н}$	-474/952	-367/698	-875/2183	-737/1696
$F_{в2}, \text{ Н}$	-474/-1038	-367/-765	-875/-2342	-737/-1830

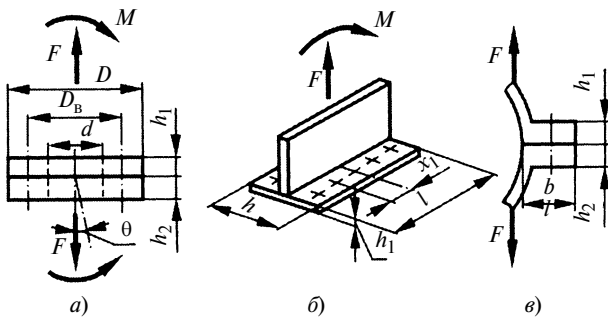


Рис. 8. Резьбовые соединения, испытанные: а — И. А. Биргером и Г. Б. Иосилевичем, Н. Л. Клячкиным, В. И. Репиным; б — Н. Л. Клячкиным; в — С. Т. Ковганом

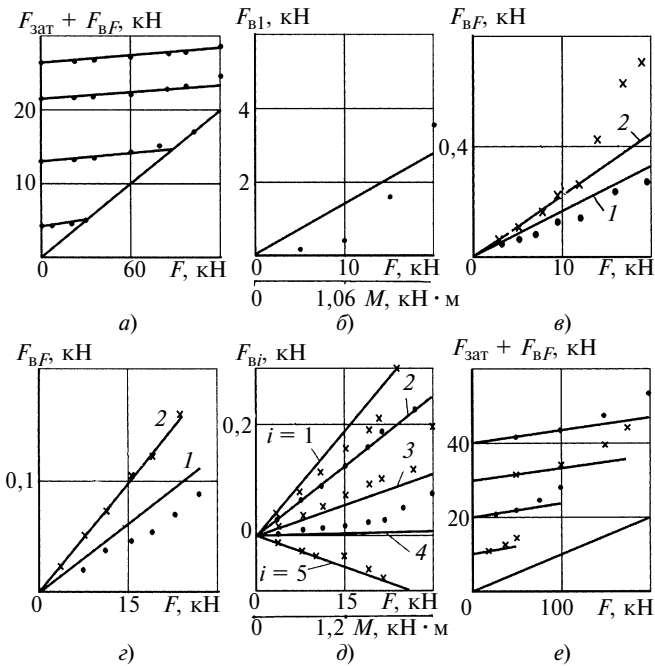


Рис. 9. Результаты испытаний (точки) и расчета (линии) сил, возникающих в винтах

для соответствующих указанным выше силам затяжки получили: $\chi_F = 0,142; 0,094; 0,082; 0,078$ (предварительно установив, что коэффициент влияния масштаба ε соответственно равен 1,65; 1,39; 1,31; 1,28), а при нагружении силой и моментом — $\chi_F = 0,131; \chi_M = 0,133$ (предварительно установив, что $\varepsilon = 1,2$).

В работах [5, 6] приведены значения сил, измеренные в восьми винтах ($n = 8$) М8 ($P = 1,25$ мм), стягивающих кольцевые фланцы толщинами $h_1 = h_2 = 20$ мм. Были испытаны соединения как со стальными (сталь 45, $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа), так и с чугунными (СЧ18, $E = 1 \cdot 10^5$ МПа) фланцами. Диаметры фланцев: наружный $D = 100$ мм, внутренний $d = 33$ мм, окружности расположения винтов $D_B = 82$ мм. Сила предварительной затяжки винта $F_{зат} = 6,25$ кН. Результаты испытаний соединения под действием растягивающей силы F на рис. 9, в нанесены точками для стальных и крести-

ками для чугунных фланцев, а результаты расчета представлены соответственно линиями 1 и 2. Полагали: высота микронеровностей поверхностей контакта $Ra_1 = Ra_2 \approx 1,25$ мкм (тонкое точение); допуск плоскостности $\Delta = 7$ мкм; высота волны $W_{max} = 4$ мкм; $c_0 = 500; l_0 = 28$ мм; $l_1 = 12$ мм. При этом получили для стальных фланцев $\chi_F = 0,10$, для чугунных — $\chi_F = 0,182$ (предварительно установив, что коэффициент ε соответственно равен 1,41 и 1,18).

В работе [5] приведены измеренные значения сил, возникающих в десяти шпильках ($n = 10$) М8 ($P = 1,25$ мм), притягивающих прямоугольный фланец толщиной $h_1 = 32$ мм к основанию ($h_2 = 0$). Испытания были проведены на стальном (сталь 45, $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа) и чугунном (СЧ18, $E = 1 \cdot 10^5$ МПа) фланцах при действии растягивающей силы F , а также на стальном (сталь 45) фланце при совместном действии растягивающей силы F и опрокидывающего момента $M = 80F$ Н·мм. Размеры фланца: $l = 200$ мм, $b = 100$ мм, $x_1 = 80$ мм, $x_2 = 40$ мм, $x_3 = 0$, $x_4 = -40$ мм, $x_5 = -80$ мм (см. рис. 8, б). Средняя арифметическая высота микронеровностей поверхностей контакта $Ra_1 = Ra_2 \approx 0,16$ мкм (10-й класс чистоты). Сила предварительной затяжки шпильки $F_{зат} = 6,25$ кН. Результаты испытаний и расчета соединения представлены на рис. 9, з, д (на рис. 9, з — точки и линия 1 — для стального, а крестики и линия 2 — для чугунного фланца; на рис. 9, д указан номер i шпильки). Полагали: $c_0 = 500; \varepsilon = 2,64$ для стального и $\varepsilon = 2$ для чугунного фланцев при $\Delta = 4$ мкм и $W_{max} = 0,5$ мкм; $l_0 = 14$ мм; $l_1 = 18$ мм. Получили: для стального фланца $\chi_F = 0,04; \chi_M = 0,039$, для чугунного — $\chi_F = 0,073$.

В работе [7] приведены измеренные значения сил, возникающих в десяти шпильках ($n = 10$) М16 ($P = 2$ мм), стягивающих прямоугольные фланцы толщинами $h_1 = h_2 = 30$ мм. Испытания были проведены на стальных ($E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа) фланцах при действии растягивающей силы F . Размеры фланца: $l = 1000$ мм, $b = 40$ мм (см. рис. 8, в), $Ra_1 = Ra_2 \approx 2,5$ мкм (фрезерование). Сила предварительной затяжки шпильки составляла $F_{зат} = 10; 20; 30$ и 40 кН. Результаты испытаний и расчетов соединения представлены на рис. 9, е. При расчетах полагали: $c_0 = 500; \Delta = 50$ мкм; $W_{max} = 0,007$ мм; $l_0 = 32$ мм; $l_1 = 28$ мм. Получили соответственно указанным ранее силам затяжки: $\varepsilon = 2,5, \chi_F = 0,334; \varepsilon = 2,25, \chi_F = 0,247; \varepsilon = 2,11, \chi_F = 0,205; \varepsilon = 2,01, \chi_F = 0,180$. Наклонная линия, идущая из начала координат, — это сила, действующая на шпильку при $F_{зат} = 0$.

Анализ рис. 9 показывает, что для резьбовых соединений стальных и чугунных фланцев при высоте микронеровностей контактирующих поверхностей в диапазоне $Ra = 0,16 \div 6,3$ мкм и при наибольшем размере стыка от 100 до 1000 мм имеет место достаточная сходимость расчетных и экспериментальных данных. Кроме того, из рис. 9, а, е видно, что с увеличением силы затяжки доля внешней нагрузки на винты снижается, что может быть объяснено главным образом нелинейностью зависимости контактного сближения от напряжения в стыке.

В работе [8] приведены результаты экспериментального исследования соединения (рис. 10) картера и шаровых

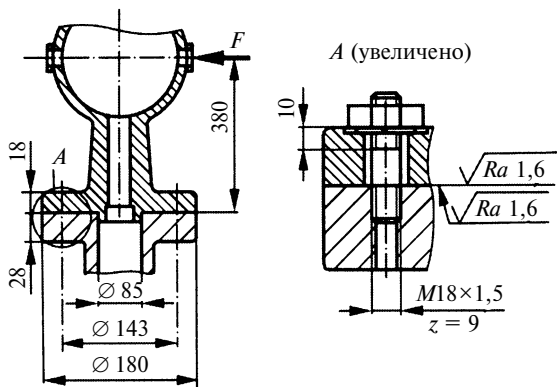


Рис. 10. Резьбовое соединение картера и шаровых опор поворотных цапф управляемого моста полноприводного автомобиля

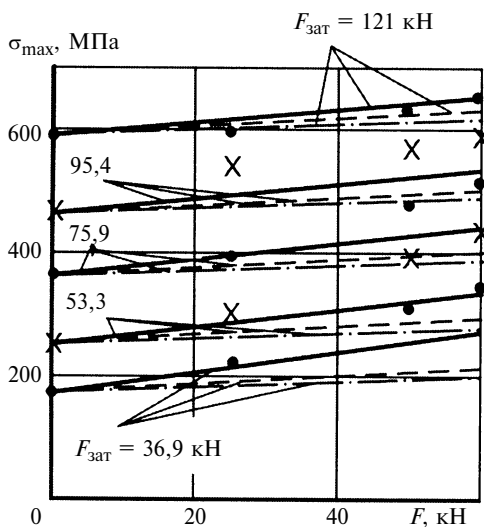


Рис. 11. Максимальные напряжения в шпильках резьбового соединения:

точки, крестики — эксперимент; линии — результаты расчета по предлагаемой методике (сплошные) и по методам постоянной (штриховые) и переменной (штрихпунктирные) податливостей стягиваемых деталей

опор поворотных цапф управляемого моста полноприводного автомобиля. Соединение стальных фланцев осуществлялось девятью шпильками $M18 \times 1,5$. Для определения напряжений в шпильках на их гладкую часть наклеивали тензорезисторы с базой 3 мм. Шпильки затягивали силой $F_{зат}$. Затем соединение нагружали внешней силой F . Эта сила в эксплуатации — переменная. Поэтому возникает необходимость обеспечения прочности шпилек при переменном нагружении.

Максимальные нормальные напряжения в шпильках при различных силах затяжки и внешних силах, определенные по результатам испытаний, представлены на рис. 11 темными точками и крестиками; результаты расчета показаны линиями: сплошными — по формулам (4)–(6); штриховыми — по формуле (1); штрихпунктирными — по формуле (2). Из сопоставления расчетных и экспериментальных данных следует, что ре-

зультаты вычислений по методике, учитывающей контактную податливость стыка, значительно лучше совпадают с экспериментальными данными, чем результаты вычислений по методам постоянной и переменной податливостей. Расчет по методике, учитывающей контактную податливость стыка, и результаты эксперимента показывают, что с увеличением внешней нагрузки в шпильках слабо затянутого соединения напряжения возрастают более интенсивно, чем в шпильках сильно затянутого.

Выводы

Величины угла поворота резьбового соединения и сил в винтах, создаваемых внешними нагрузками, существенно зависят от средней арифметической высоты Ra микронеровностей, повышаясь с увеличением этого параметра.

При любых Ra средняя погрешность расчета, в котором учтена контактная податливость стыка, не превышает: для угла поворота соединения — 32 %; для наибольших сил в винтах, создаваемых внешними нагрузками, — 26 %. Погрешность расчета тех же сил в винтах в предположении постоянной податливости стягиваемых деталей составляет 40 % при $Ra = 2,5$ мкм и 90 % при $Ra = 12,5$ мкм, в предположении переменной податливости стягиваемых деталей — соответственно 30 % и 60 %, причем имеет место получение заниженных значений этих сил, что может привести к повреждениям винтов при эксплуатации резьбового соединения.

Распределение внешней нагрузки между винтами и стыком зависит от соотношения податливости винтов и суммарной податливости деталей и стыка. Чтобы снизить долю внешней нагрузки, приходящуюся на винты, и тем самым повысить их сопротивление усталости, следует повысить не только податливость винтов, жесткость деталей и стыка путем улучшения качества обработки его поверхностей, но и силу затяжки винтов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Биргер И. А., Иосилевич Г. Б. Резьбовые и фланцевые соединения. М.: Машиностроение, 1990. 368 с.
2. Иосилевич Г. Б. Детали машин: Учебник для вузов. М.: Машиностроение, 1988. 368 с.
3. Иванов А. С., Измайлов В. В. Расчет контактной деформации при конструировании машин // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006. № 8. С. 3–10.
4. Иванов А. С. Учет контактной податливости стыка при расчете резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом // Вестник машиностроения. 2003. № 6. С. 31–34.
5. Клячкин Н. Л. К расчету групповых резьбовых соединений с прямоугольным стыком // Вестник машиностроения. 1971. № 10. С. 31–36.
6. Репин В. И., Клячкин Н. Л., Антонов И. С. О влиянии контактной податливости стыка на усилия в болтах беспрокладочных круглофланцевых соединений // Тр. Ульяновского политехнического института. 1972. Т. VIII. Вып. 1. С. 43–48.
7. Ковган С. Т. Усилия в болтах для соединения фланцев с полосовой формой стыка // Вестник машиностроения. 1981. № 6. С. 37, 38.
8. Павленко П. Д., Талипова И. П. Прочность фланцевых соединений цапф с картерами мостов автомобилей // Вестник машиностроения. 2004. № 6. С. 21, 22.

УДК 621.891

И. А. МЕДЕЛЯЕВ, канд. техн. наук
(ОАО "345 механический завод", г. Балашиха)

Научное обоснование технических решений по управлению изнашиванием в условиях граничного трения

На основании экспериментальных и теоретических исследований предложены технические решения по управлению изнашиванием в условиях граничного трения.

On a foundation of experimental and theoretical researches engineering decisions on control by wear process in conditions of boundary abrasion are offered.

Выполненный комплекс исследований процессов трения и изнашивания [1—13] показал, что физико-химические процессы и образование смазочной пленки на поверхностях трения в большей степени определяются температурой смазочного материала (гидравлической жидкости — ГЖ), чем механическим нагружением.

Механическое нагружение контактирующих поверхностей приводит к адгезии (образованию поверхностных связей), пластической деформации (сдвиговым процессам), возникновению и последующему росту температуры T_0 поверхностей трения и удельного теплового потока q (рис. 1, 2), т. е. генерируется фрикционная теплота трения в результате превращения большей части работы трения в теплоту, меньшая — идет на изменение внутренней энергии поверхностных слоев металлов и процессов химического взаимодействия с ними смазочного материала.

Воздействие фрикционной теплоты на поверхности трения и смазочный материал обеспечивает возникновение и развитие физико-химических процессов на поверхностях трения. Их интенсивность зависит от температуры поверхностей трения и удельного теплового потока, определяемых параметрами режима нагружения (скоростью скольжения и удельной нагрузкой) и температурой смазочного материала (ГЖ).

Тепловая энергия в соответствии с законом Аррениуса идет на активацию процессов диффузии, адсорбции и химического взаимодействия смазочного материала с контактирующими поверхностями и создание на них защитных смазочных пленок, скорость образования которых зависит от интенсивности теплового воздействия; определяющим является процесс химического взаимодействия смазоч-

ного материала с контактирующими поверхностями. В соответствии с законом Аррениуса изменение массы смазочной пленки от температуры можно представить как $m = Ae^{-(E/kT)}$ (здесь A — постоянная для реакции взаимодействия смазочного материала с поверхностью в условиях трения; E — энергия активации; T — абсолютная температура, при которой происходит реакция взаимодействия смазочного материала с поверхностью в условиях трения; k — постоянная Больцмана).

Генерируемый удельный тепловой поток q разделяется на три тепловых потока: q_1 , q_2 и q_3 (см. рис. 1). В зависимости от температуры смазочного материала он увеличивается или уменьшается на величину Δq_k (здесь Δq_k — некоторое значение теплоты, обусловленное смазочным материалом). Поэтому удельный тепловой поток q может быть представлен как $q = q_1 + q_2 + q_3 \pm \Delta q_k$ (здесь q_1 — удельный тепловой поток, непосредственно влияющий на рост смазочной пленки; q_2 — удельный тепловой поток, приводящий к изменению процессов химического взаимодействия, диффузии и адсорбции смазочного материала, термодиффузии материалов трения; q_3 — удельный тепловой поток, обуславливающий активацию поверхностей трения и их каталитическое действие на рост смазочной пленки; знак "+" означает дополнительный приток теплоты и увеличение q , а знак "-" — уменьшение q).



Рис. 1. Физико-химические процессы при трении и изнашивании при нормальной температуре ГЖ

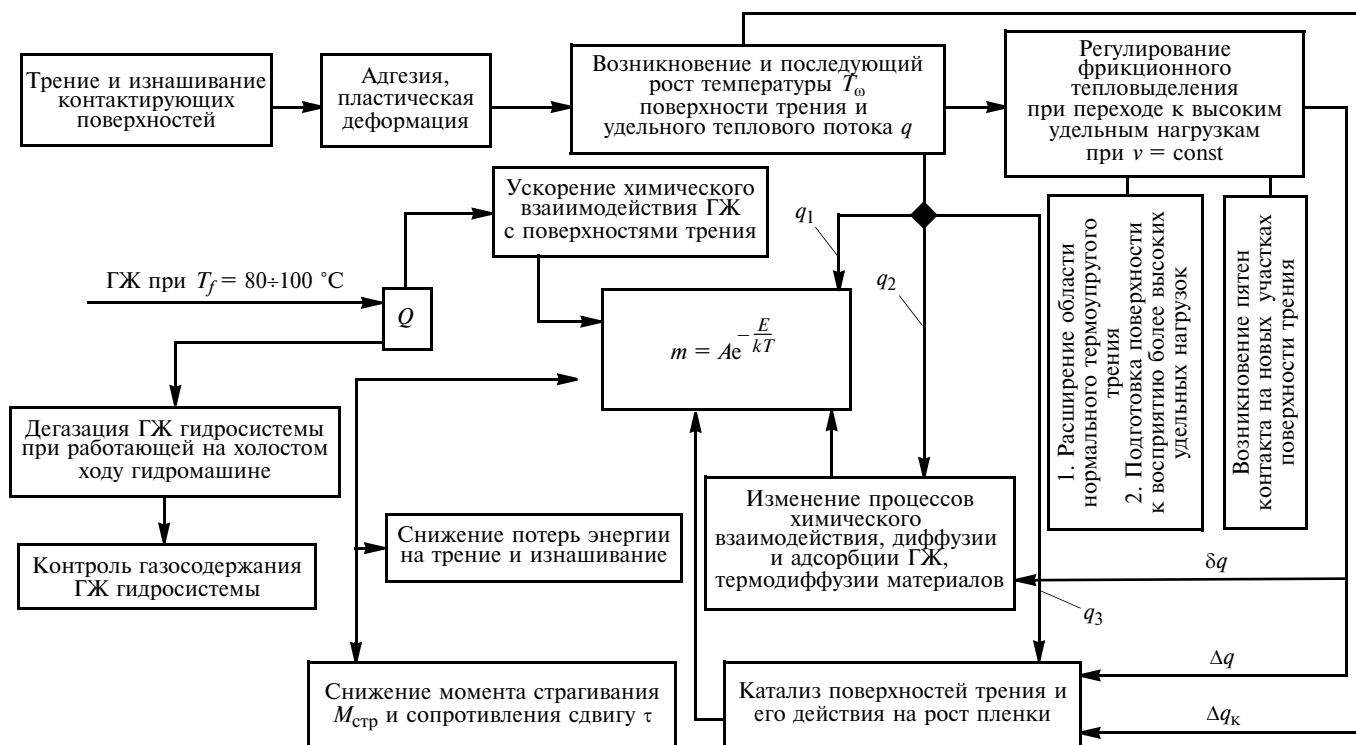


Рис. 2. Физико-химические процессы при трении и изнашивании при повышенной температуре ГЖ

При нормальной температуре ($20 \div 25 \text{ }^\circ\text{C}$) смазочный материал "снимает" часть фрикционной теплоты, и рост смазочной пленки на поверхностях трения уменьшается. Это приводит к нестабильному изменению коэффициента трения (сопротивления сдвигу) с отрицательным явлением переноса и схватывания из-за "срыва" смазочной пленки с поверхности трения, который обусловлен низкой адгезионной прочностью пленки к поверхности трения.

Повышение температуры смазочного материала на входе в узел трения резко снижает коэффициент трения, износ и сопротивление сдвигу в области неустойчивых процессов и позволяет обеспечить мягкие, "стартовые" условия пары трения в период ее пуска [1–6]. Это феноменальное явление связано с активизацией физико-химических процессов образования смазочных пленок на поверхностях трения, имеющих впоследствии большую адгезионную прочность, чем пленки, образованные при нормальной температуре смазочного материала. Поэтому основной задачей обеспечения работоспособности машин является создание достаточно прочной смазочной пленки на поверхностях трения. При этом пленку следует создавать на поверхностях трения до механического нагружения. Ее нужно как бы "приклеить" к поверхностям трения, выдержав их определенный промежуток времени при повышенной температуре смазочного материала. Это первый этап управления процессами трения и изнашивания машин. Далее должен следовать этап механического нагружения пар трения.

При образовании и разрушении смазочных пленок на поверхностях трения следует принимать во внимание влияющие на эти процессы факторы, основными из которых можно считать:

температуру и как следствие теплоту смазочного материала;

фрикционную теплоту трения;

скорость скольжения, непосредственно влияющую на температуру поверхности; поверхность начинает работать как катализатор физико-химических процессов, что приводит к снижению активированного комплекса и увеличению числа молекул, стремящихся к химическому взаимодействию.

Факторы, приводящие к разрушению смазочной пленки: наличие воздуха в смазочном материале; наличие твердых частиц в смазочном материале, включая продукты изнашивания.

Исследования, проведенные на машине трения, показали снижение предельных нагрузок на пару трения с повышением газосодержания, а также сокращение диапазона нормального термоупругого трения [2]. Результаты исследований, а также практические опыты позволили наметить пути снижения влияния газосодержания на процессы трения и изнашивания. Один из них — нагревание смазочного материала до оптимальной температуры, выдержка при этой температуре гидросистемы и работающей в режиме холостого хода гидромашин. В итоге происходят процессы образования смазочных пленок на поверхностях трения и дегазации смазочного материала. Трение, с одной стороны, оказывает положительное влияние на создание смазочной пленки, а с другой — разрушает ее.

Важнейшей характеристикой смазочной пленки является сопротивление сдвигу в паре трения. Для обеспечения минимального сопротивления сдвигу прочность смазочной пленки в ее середине (ядре) должна быть значительно ниже прочности подслоя смазочного

материала. При равенстве этих прочностей происходит "срыв" смазочной пленки. Именно он приводит к металлическому контакту поверхностей трения и как следствие к износу и схватыванию пары трения [7—10]. Равенство прочностей в середине смазочной пленки и подслое смазочного материала имеет место при достижении предельных значений температуры поверхности трения, удельного теплового потока, нагрузки и скорости скольжения, приводящих к сокращению области нормального термоупругого трения. При этом следует отметить определенное влияние физико-химических свойств смазочного материала на сопротивление сдвигу.

Регулирование фрикционного тепловыделения при переходе к высоким удельным нагрузкам при постоянной скорости скольжения путем циклического нагружения пары трения за счет снижения удельной нагрузки и ее последующего увеличения при заданной скорости скольжения обеспечивает динамическое равновесие между процессами образования и разрушения смазочной пленки. При этом удельные тепловые потоки q_2 и q_3 изменяются на δq и Δq соответственно (см. рис. 2).

Снятие нагрузки с пары трения и последующее ее нагружение приводят к возникновению пятен контакта на новых участках поверхности. По схеме циклического нагружения поверхность трения практически вся подвергается деформации и подготавливается к восприятию более высоких удельных нагрузок. Поверхность как бы приобретает наследственную память по режимам нагружения [5, 10].

Результаты исследований позволили разработать структуру физико-химических процессов в паре трения в условиях граничной смазки (рис. 3) и сформулировать

научные предпосылки управления процессами трения и изнашивания в машинах. Создание условий динамического равновесия между образованием и разрушением смазочных пленок на поверхностях трения можно обеспечить следующими методами [11, 12]:

регулированием теплоты смазочного материала: цикличность по температуре в области высоких удельных нагрузок;

регулированием фрикционной теплоты: цикличность по нагружению при переходе к высоким удельным нагрузкам;

циклическостью по типу смазочного материала.

Эти методы расширяют диапазон нормального термоупругого трения и составляют основу технологического способа управления процессами трения и изнашивания, который в сочетании с конструкторским и металлургическим способами обеспечивает эффективную работоспособность гидравлических машин (рис. 4).

На основе комплекса выполненных исследований разработана схема технологического способа управления процессами трения и изнашивания в гидравлической машине (рис. 5). К основным технологическим мероприятиям, обеспечивающим работоспособность машины, следует также отнести регулирование качества контактирующих поверхностей.

Комплекс специальных исследований показал, что в процессе приработки исходная шероховатость контактирующих поверхностей переходит в эксплуатационную, при которой работают поверхности трения [13]. В зависимости от условий трения для конкретного сочетания материалов контактирования устанавливается оптимальная шероховатость. И если исходную шерохо-

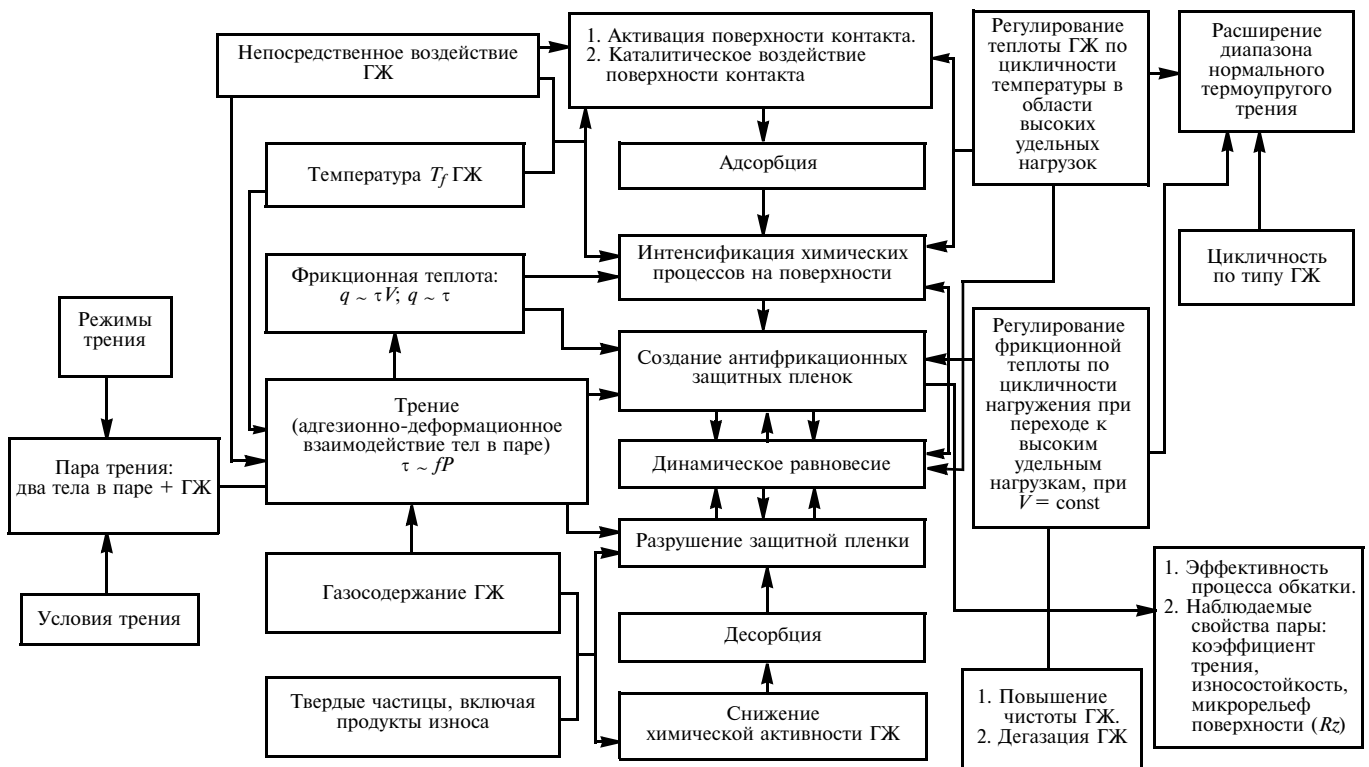


Рис. 3. Структура физико-химических процессов

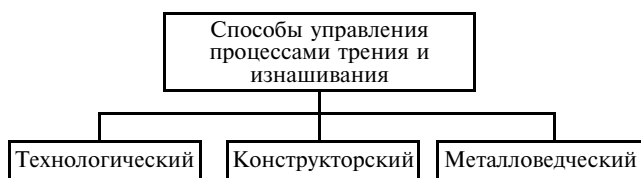


Рис. 4. Способы управления процессами трения и изнашивания

ватость довести до оптимальной, то можно сократить продолжительность приработки и получить оптимальные значения критериального комплекса $P_{пр}V$. Увеличение шероховатости снижает значения $P_{пр}V$ из-за возрастания утечки смазочного материала через впадины между микронеровностями. Уменьшение шероховатости снижает маслоудерживающую способность поверхности и повышает склонность к переносу бронзы на поверхность стали и схватыванию контактирующих поверхностей.

Большое значение имеют форма и расположение (направление) микронеровностей после механической обработки. Их расположение зависит от направления относительной скорости перемещения, удельной нагрузки, режима смазывания, материалов трения и значений параметров шероховатости. При небольшой шероховатости поверхностей для условий граничного трения наиболее благоприятно взаимноперпендикулярное расположение штрихов на сопряженных поверхностях [14—18]. Неблагоприятны профили с острыми кромками и впадинами (обработка резанием), несколько лучше — с притупленными гребнями (суперфиниширование, обкатывание), еще лучше — волнистые поверхности с плавными очертаниями (алмазное выглаживание). Оптимальными являются профили с гладкой развитой несущей поверхностью, пересеченной маслоудерживающими микронеровностями или углублениями, которые обеспечивают питание смазочным материалом в периоды его недостаточной подачи (пуск), способствуют распределению смазочного материала по поверхности и предотвращают перенос бронзы на поверхность стали и схватывание материалов трения.

Размеры микроуглублений определяются условием достаточной маслоемкости. Суммарная площадь накопительных карманов обычно составляет 20 ÷ 30 % общей поверхности, глубину доводят до 5 ÷ 10 мкм. В итоге, номинальная шероховатость поверхности, определенная на основе параметра R_z , увеличивается по

сравнению с обычными рекомендуемыми значениями (до $R_z \approx 0,63 \div 2,5$ мкм), а несущая способность поверхности возрастает. Смазочные канавки играют роль накопительных резервуаров, обеспечивающих питание поверхностей трения смазочным материалом при перепадах его подачи.

Износ является дефектом поверхности, результатом ее обработки, и нанесение покрытий на нее играет важную роль в повышении сопротивления изнашиванию.

К таким покрытиям следует отнести:

серебряные покрытия, которые отличаются пластичностью, мягкостью (в отожженном состоянии $25 \div 35$ HB), хорошими антифрикционными свойствами и высоким сопротивлением усталости. Они хорошо смачиваются смазочным материалом, имеют высокие теплопроводность $0,36 \div 0,42$ [Вт/(м·°C)], модуль упругости ($8,2 \cdot 10^4$ МПа) и температуру плавления (961 °C);

кадмиевые покрытия, которые защищают сталь от электрохимической коррозии и привлекательны тем, что не образуют продуктов коррозии, как цинковые покрытия;

покрытие медь — серебро — кадмий (трехслойное покрытие);

хромовое покрытие, которое вследствие высокой твердости, мелкодисперсности, хорошей теплопроводности и теплостойкости обладает высоким сопротивлением изнашиванию в условиях трения при граничной смазке;

покрытие из дисульфида молибдена, которое уменьшает сопротивление сдвигу на площади контактирования поверхностей и повышает разделяющую способность активных поверхностных слоев. Важным свойством дисульфида молибдена является химическое взаимодействие с деформированными слоями поверхности металла и образование сульфидов, оказывающих разрыхляющее действие на поверхностные слои, которые способны локализовывать адгезионные явления, минимизировать износ и эффективно снижать трение.

Уменьшить силу трения и износ контактирующих поверхностей можно также с помощью различных конструкторских мероприятий (рис. 6) и правильного выбора материалов трения и покрытий — металлургический метод (рис. 7). Реализация этих методов на практике расширяет диапазон нормального термоупругого трения.

К числу наиболее эффективных конструкторских мероприятий следует отнести:

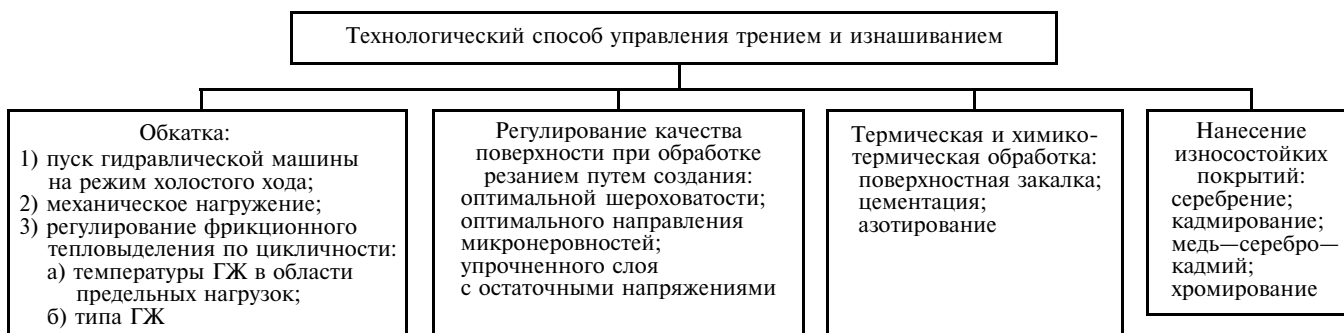


Рис. 5. Технологический способ управления процессами трения и изнашивания



Рис. 6. Конструкторские методы управления процессами трения и изнашивания



Рис. 7. Металловедческие методы управления процессами трения и изнашивания



Рис. 8. Схема выбора материалов для деталей трения

1) снижение коэффициента взаимного перекрытия пары трения;

2) уменьшение неуравновешенных радиальных сил давления жидкости на плунжер в паре трения "плунжер—блок цилиндров" гидравлических машин путем: а) выполнения на поверхности плунжера кольцевых прямоугольных канавок, способствующих выравниванию давления в зазоре между плунжером и втулкой и сохранению его концентричного положения во втулке. Канавки целесообразно прорезать шириной $0,5 \div 1,0$ мм и глубиной $0,8 \div 1,0$ мм с расстоянием между осями канавок 1 мм и меньше. При этом число канавок должно быть возможно большим. При одной разгрузочной канавке трение как при страгивании, так и при движении плунжера может снизиться со 100 % (при гладком плунжере — без канавок) до 40 %, а при семи канавках — до 3 % [18]; б) изготовления хвостовика плунжера с конусом, что способствует самоцентрированию плунжера в блоке цилиндров;

3) улучшение условий смазывания дополнительным введением смазочного материала к поверхностям трения, например в паре трения "упор—сепаратор" гидроприводов — через разгрузочные отверстия;

4) уменьшение работы трения;

5) устранение возможности схватывания;

6) улучшение температурного режима трения;

7) защита узлов трения от абразивных частиц.

Все это дает основание считать конструкторские методы в общей проблеме повышения износостойкости машин весьма важными, позволяющими в ряде случаев уменьшить износ пары трения.

Выбор материалов трения и покрытий осуществляется из условия обеспечения минимальных трения и износа с учетом физико-механических процессов на поверхностях трения, зависящих от параметров режима работы узла трения. Исходя из этого разработана схема выбора материалов для деталей трения (рис. 8). Поясним ее отдельные моменты. В частности, анализ условий эксплуатации машин и механизмов включает в себя:

а) условия нагружения и характеристику окружающей среды [нагруз-

ка и место ее приложения, частота вращения (скорость скольжения), режим нагружения (статический, динамический и т. д.), ускорение, климатические условия (влажность и т. д.), температура, вид рабочей среды и ее концентрация, электрические воздействия, возможность попадания инородных частиц (абразив и т. д.);

б) геометрические и конструктивные требования [габариты узла, требуемая точность, особые требования к конструкции узла (взаимодействие с другими узлами и т. д.)];

в) эксплуатационные требования (показатели надежности, срок службы, необходимость и возможность контроля за работой узла, энергоемкость, коэффициент трения, уровень шума, демпфирование, токсичность, ионизирующие излучения, газовыделение, условия хранения);

г) экономические и технологические требования (объем производства, стоимость готового изделия, затраты энергии на производство, производительность оборудования, масса изделия, внешний вид и отделка, др.).

На основании анализа условий эксплуатации составляется техническое задание на проектирование узла трения и осуществляется выбор материалов. При предварительном и окончательном выборе материалов следует принимать во внимание (см. рис. 7):

конструктивное оформление узла трения;

действующие силы и точки их приложения, определяемые при силовом анализе конструкции;

фундаментальные закономерности динамики трения и изнашивания антифрикционных пар в зависимости от конструктивного оформления и условий работы;

совместимость материалов поверхностей трения и смазочных материалов с учетом их физико-механических свойств;

правило Г. Шарпи, согласно которому хорошо работающие антифрикционные сплавы должны иметь равномерно распределенные в пластичной основе твердые зерна с низким коэффициентом трения и малой склонностью к схватыванию;

возможность регулирования теплового режима в зоне трения.

Результаты анализа обширного экспериментального материала показывают, что выбор износостойких антифрикционных материалов и обоснование их применения при граничном трении предполагает пер-

востепенную роль металловедческих возможностей, позволяющих уменьшить трение и износ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Албагачиев А. Ю., Меделяев И. А. Распределение температуры по поверхности трения скольжения при граничной смазке // Вестник МГУПИ. 2007. № 7. С. 8—14.
2. Меделяев И. А. Основные закономерности процессов трения и изнашивания в парах трения гидравлических машин // Вестник машиностроения. 2004. № 9. С. 42—47.
3. Меделяев И. А. Физические представления о процессах трения и изнашивания при граничной смазке // Вестник машиностроения. 2005. № 10. С. 27—38.
4. Меделяев И. А., Алексеев А. К. Метод определения предельных значений удельной нагрузки и скорости скольжения для материалов пар трения скольжения, работающих в условиях граничной смазки // Трение и износ. 1991. Т. 12. № 4. С. 714—720.
5. Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю. Внешнесиловое воздействие на трение и изнашивание металлических материалов при граничной смазке // Вестник МГАПИ. 2006. № 3. С. 55—69.
6. Меделяев И. А. Диагностика температурной нагруженности антифрикционных пар трения // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2005. Т. 71. № 6. С. 53—58.
7. Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю. Особенности схватывания металлов при трении и изнашивании в условиях граничной смазки // Вестник МГУПИ. 2007. № 6. С. 28—44.
8. Меделяев И. А. Трение как составная часть механизма изнашивания // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2007. № 7. С. 43, 44.
9. Меделяев И. А. О природе граничного трения // Вестник машиностроения. 2006. № 8. С. 37—46.
10. Меделяев И. А. Нормальный режим трения и долговечность антифрикционных пар со смазкой при повышенных нагрузках // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2006. № 8. С. 32—38.
11. Способ испытания пары трения: Пат. 2 113704 РФ: МКИ⁴ G01N3/56.
12. Способ приработки пары трения: Пат. 2 054569 РФ: МКИ⁴ F02B79/00.
13. Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю. Взаимосвязь шероховатости поверхности, трения и изнашивания металлических материалов при граничной смазке // Науч. тр. VII Междунар. науч.-практ. конф. "Фундаментальные и прикладные проблемы приборостроения, информатики, экономики и права. Кн. "Приборостроение". М.: МГАПИ, 2004. С. 159—171.
14. Основы трибологии (трение, износ, смазка): Учебник для технических вузов, 2-е изд. Перераб. и доп. / Под ред. А. В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2001. 664 с.
15. Демкин Н. Б. Контактное трение шероховатых поверхностей. М.: Наука, 1970. 266 с.
16. Демкин Н. Б., Рыжов Э. В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
17. Тимофеев С. И. Детали машин. Ростов н/Д.: Феникс, 2005. 416 с.
18. Башта Т. М. Объемные насосы и гидравлические двигатели гидросистем. М.: Машиностроение, 1974. 606 с.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

- "Роспечать" — индекс **70120**;
"Пресса России" — индекс **27841**;
"Почта России" — индекс **60264**



УДК 621.9.02.001.2

В. А. ПУХАЛЬСКИЙ, канд. техн. наук (МГАПИ, г. Москва)

Варианты процесса предварительного ориентирования режущей части инструмента

Как указано в работе [1], предварительное ориентирование режущей части в инструменте обеспечивается следующими подпроцессами: захват режущей части, ее перемещение к инструменту, ориентирование, приведение в соприкосновение с базовыми поверхностями и предварительный прижим к ним. Все эти подпроцессы должны быть обеспечены как конструкционно, так и энергетически. В данной работе ограничимся рассмотрением последних двух подпроцессов.

Сравнение этих подпроцессов для различных вариантов конструкций осуществим на основе анализа сил, действующих на режущую часть. Для этой цели проанализируем, какие силы возникают и каково их влияние на качество сборки инструмента. В процессе предварительного ориентирования, так же как и в последующих процессах базирования и закрепления режущей части в инструменте, как было указано в работе [1], действуют следующие силовые факторы: сила прижима режущей части к базовой поверхности; сила сдвига режущей части по базовой поверхности; сила трения режущей части по базовой поверхности; момент разворота режущей части относительно базовой поверхности.

Кроме указанных силовых факторов может действовать еще один — особый фактор — силы заклинивания. Они характеризуют взаимодействие режущей части одновременно с несколькими базовыми поверхностями. Силы заклинивания представляют собой силы реакций базовых поверхностей, в конечном итоге уравновешивающих действие других силовых факторов на режущую часть.

Определимся, направления действия каких вышеуказанных факторов считать положительными и каких — отрицательными.

Силы, заклинивающие режущую часть между базовыми поверхностями, действуют только в одном направлении — направлении, противоположном перемещению режущей части по базовым поверхностям. Факт возникновения заклинивания — явление положительное. Следовательно, силы заклинивания могут быть либо положительными, либо равными нулю.

Для сил, прижимающих режущую часть к базовым поверхностям, за положительное направление принимается то, при котором они обеспечивают прижим режущей части к базовой поверхности. Противоположное направление принимается за отрицательное.

Для сил, сдвигающих режущую часть по базовым поверхностям, за положительное принимается направление их действия, способствующее перемещению режущей части в сторону заклинивания, противоположное — за отрицательное.

Для момента, разворачивающего режущую часть относительно базовой поверхности, за положительное направление принимается то, при котором момент способствует прижиму режущей части к базовой поверхности, и за отрицательное то, при котором момент способствует еще большему развороту режущей части относительно базовой поверхности.

Рассматривая далее возможные варианты сил предварительного прижима режущей части к базовым поверхностям, видим, что их число определяется также числом и взаимным расположением базовых поверхностей. Это указывает на взаимосвязь между предварительным расположением и базированием режущей части.

Необходимым условием завершения процесса предварительного расположения режущей части во фрезе является замкнутость силового пространственного многоугольника, образуемого силами предварительного прижима и силами реакций от базовых поверхностей. В случае незамкнутости этого силового многоугольника под действием силы предварительного прижима в конечном итоге происходит выпадение режущей части из инструмента.

Достаточное условие завершения предварительного расположения режущей части — появление сил заклинивания режущей части между базовыми поверхностями инструмента или базовыми поверхностями устройства, устанавливающего режущую часть в инструмент. Следовательно, все действия в процессе предварительного расположения режущей части в инструменте должны быть направлены на достижение состояния, при котором силовой многоугольник, состоящий из сил предварительного прижима и реакций базовых поверхностей, замкнут, и происходит заклинивание режущей части между базовыми поверхностями.

В качестве примера рассмотрим возможные варианты приведения в соприкосновение (первоначальный контакт) с базовыми поверхностями инструмента трехгранной прямоугольной призмы. Базирование осуществляется на три базовые поверхности (плоскости),

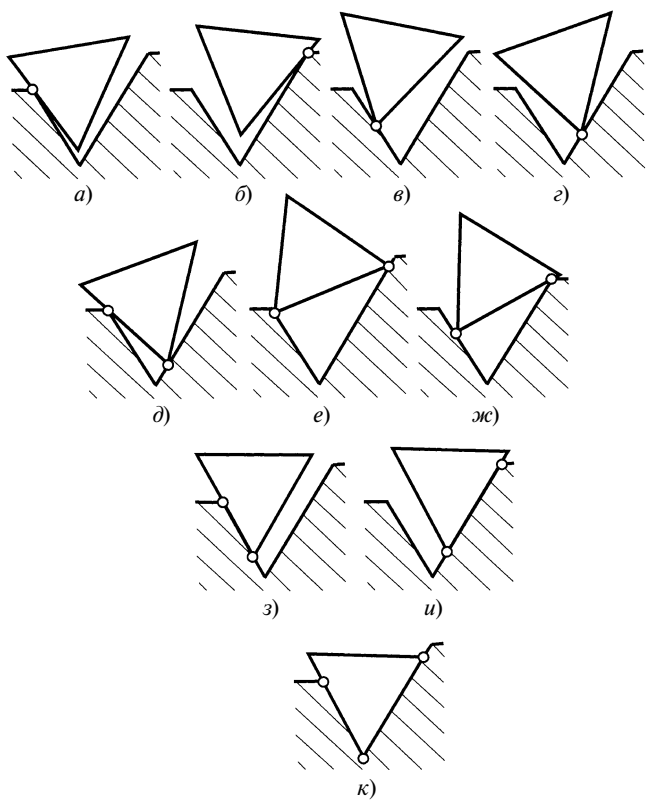


Рис. 1

т. е. заклинивание должно происходить между базовыми поверхностями инструмента. Для удобства представления анализ проведем последовательно в двух плоскостях: в плане и в плоскости, перпендикулярной положению в плане.

На рис. 1 представлены возможные варианты взаимного расположения режущей части и двух базовых поверхностей в плане в момент приведения их в соприкосновение. Как видно, наиболее благоприятным и одновременно наименее вероятным вариантом первоначального контакта режущей части с базовыми поверхностями в плане является вариант, представленный на рис. 1, *к*. При данном варианте практически могут быть совмещены подпроцессы приведения режущей части в соприкосновение и предварительный прижим ее к базам, т. е. после приведения в соприкосновение с базами может осуществляться закрепление режущей части.

Наиболее вероятными вариантами первоначального контакта режущей части с базовыми поверхностями в плане являются варианты, показанные на рис. 1, *а—г*. Наименее благоприятным является вариант, представленный на рис. 1, *е*, так как в этом случае заклинивание режущей части может наступить при неправильном ее расположении на базах. Следует отметить, что вариант *е* для режущей части трехгранной формы возможен только в том случае, если длина хотя бы одной из базовых поверхностей больше длины стороны треугольника, лежащего в основании режущей части.

При вариантах *д* и *ж* также возможно заклинивание при неплотном прилегании режущей части к базовым поверхностям. Заклинивание в этих случаях будет на-

ступать при равенстве сил трения силам сдвига режущей части по базовым поверхностям.

Варианты первоначального контакта режущей части с базовыми поверхностями (см. рис. 1, *а—г*) являются переходными (не конечными) вариантами предварительного расположения режущей части на базовых поверхностях. Впоследствии при воздействии силы предварительного прижима они преобразуются в один из нижеследующих вариантов (см. рис. 1) первоначального контакта.

Варианты, показанные на рис. 1, *д—и*, могут существовать при условии равенства силы трения режущей части по базовой поверхности силе сдвига или меньшей ее. В противном случае их также следует рассматривать как переходные. В случае же заклинивания оно происходит либо между базовыми поверхностями устройства, устанавливающего режущую часть в инструмент, либо между базовыми поверхностями инструмента и этого устройства.

Варианты первоначального контакта режущей части с базовыми поверхностями в плоскости, перпендикулярной положению в плане, представлены на рис. 2. Как видно, наиболее благоприятным и одновременно наименее вероятным вариантом первоначального контакта режущей части с базовыми поверхностями является вариант на рис. 2, *о*, при котором подпроцессы приведения режущей части в соприкосновение и предварительный прижим ее к базам могут быть практически совмещены, т. е. после приведения в соприкосновение с базами может осуществляться закрепление режущей части.

Наиболее вероятными вариантами первоначального контакта режущей части с базовыми поверхностями в плане являются варианты на рис. 2, *а—д* и *ж*, *з*. Наименее благоприятными являются варианты на рис. 1, *ж*, *з*, *и*, так как в этом случае заклинивание режущей части может наступить при неправильном ее расположении на базах. Следует отметить, что вариант на рис. 1, *е* для режущей части трехгранной формы возможен только в том случае, если длина хотя бы одной из базовых поверхностей больше длины стороны треугольника, лежащего в основании режущей части.

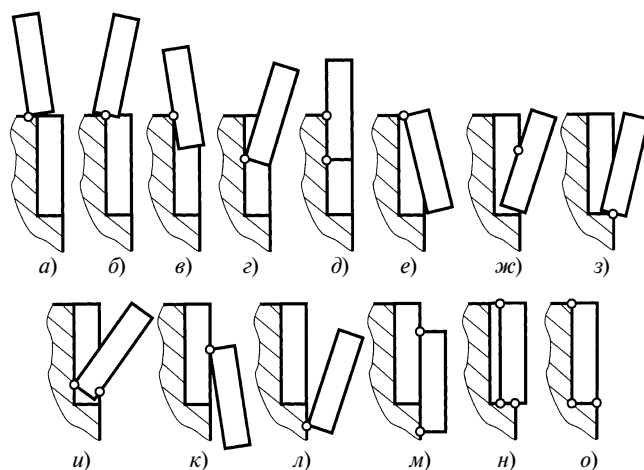


Рис. 2

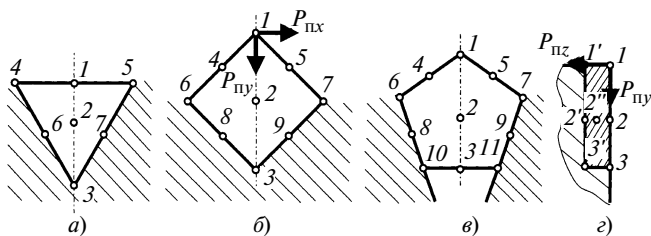


Рис. 3

Условимся, что сила предварительного прижима может быть приложена в любой точке режущей части, независимо от конструктивных, технологических и других возможностей. Рассмотрим лишь те из них, которые имеют существенные различия. Таковыми считаем варианты приложения силы предварительного прижима в следующих характерных точках: вершинах многогранной режущей части, в середине (центре тяжести многоугольников) граней, в середине ребер и в середине (центре тяжести) режущей части. На рис. 3 представлены схемы расположения характерных точек приложения силы предварительного прижима режущей части к базовым поверхностям и направления действия ее составляющих в плане (рис. 3, а–в) на примере трех форм режущей части, а также в плоскости, перпендикулярной положению в плане (рис. 3, з). Составляющая $P_{пу}$ силы прижима при условии ее приложения в точках 1, 2 и 3 совпадает с осью симметрии режущей части в плане, которая в процессе предварительного ориентирования должна быть близка к положению биссектрисы угла между базовыми поверхностями в плане. Между этими базовыми поверхностями происходит заклинивание режущей части. Составляющая $P_{пх}$ силы прижима режущей части к базовым поверхностям имеет направление, перпендикулярное первому, и не способствует заклиниванию режущей части между базовыми поверхностями. Составляющая $P_{пц}$ силы прижима имеет направление действия, перпендикулярное плоскости, в которой действуют составляющие $P_{пх}$ и $P_{пу}$, т. е. плоскости в плане. Она будет способствовать заклиниванию режущей части между базовыми поверхностями только в том случае, если ее величина и направление будут такими, что линия действия равнодействующей P будет проходить через точки 1, 2'', 3' (см. рис. 3, з).

Проанализировать варианты конструктивного и энергетического обеспечения рассмотренных подпроцессов обычным перебором не представляется возможным ввиду их очень большого числа. Существующее

многообразие проиллюстрируем примером определения числа возможных вариантов одного из этих подпроцессов — предварительного прижима режущей части к базовым поверхностям.

Для этой цели число вариантов режущих частей ограничим множеством прямоугольных призм с правильными многоугольниками в основании. Тогда число вариантов для данного типа призм будет определяться формулой $K'_{пр} = 21 + 6(n_{уг} - 3)$, где $n_{уг}$ — число углов многоугольника, лежащего в основании режущей части с формой, относящейся к множеству прямоугольных призм.

Кроме того, будем считать, что в каждой из точек возможно любое направление действия силы предварительного прижима. Число вариантов при задании силы в виде вектора в трехмерном пространстве равно сумме сочетаний: $C_3^1 + C_3^2 + C_3^3 = 7$. С учетом этого положения число вариантов $K_{пр} = 7K'_{пр} = 7[21 + 6(n_{уг} - 3)]$.

Далее следует отметить, что возможны варианты приложения сил одновременно в нескольких точках. Максимально возможное число точек согласно существующим закономерностям базирования может быть равно шести (три в одной, две в другой и одна в третьей взаимно пересекающихся под прямым углом плоскостях). Тогда общее число вариантов предварительного прижима для одного типоразмера режущей части $K_{\Sigma i} = C_{K_{пр}}^1 + C_{K_{пр}}^2 + C_{K_{пр}}^3 + C_{K_{пр}}^4 + C_{K_{пр}}^5 + C_{K_{пр}}^6$, где i — обозначение формы режущей части.

Например, для режущей части, имеющей форму прямоугольной призмы с правильным треугольником в основании, число вариантов предварительного прижима $K_{\Sigma i} = 8\ 649\ 415\ 075$.

Следовательно, определение наилучшего варианта предварительного расположения режущей части на базовых поверхностях обычным перебором крайне трудоемко. Поэтому с целью упрощения задачи выбора необходимо выработать определенный подход — критерий.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пухальский В. А. Принципы структурного и параметрического анализа конструкций на примере режущего инструмента // Вестник машиностроения. 2007. № 7. С. 46–48.
2. Пухальский В. А. Обобщенные структурные модели процессов и конструкций // Вестник машиностроения. 2007. № 6. С. 53–56.



Универсально-сборные переналаживаемые приспособления

Рассмотрены основные требования к установочно-зажимным приспособлениям металлорежущих станков с ЧПУ. Проанализированы существующие системы переналаживаемых, сборных и специальных приспособлений. Предложена новая система универсально-сборных переналаживаемых приспособлений, приведена структура и даны технологические характеристики структурных элементов приспособления. В качестве примера разработана конструкция универсально-сборного автоматически переналаживаемого приспособления для механической обработки ступенчатых валов на фрезерных и сверлильных станках с ЧПУ.

The basic requirements to the adjusting-clamping devices of machine-tools with numeric control are considered. An analysis of existing systems of readjusted, composite, and specified attachments has been made. A new system of modular readjusted attachments has been proposed, and structure and technological characteristics of structural elements of attachment have been given. As an example, a design of modular automatically readjusted attachment for machining of stepped shafts on the milling and boring mills with numeric control has been elaborated.

В условиях машиностроительного производства, отличающегося нестабильностью номенклатуры и объемов выпуска продукции, при обработке деталей на станках с ЧПУ актуальным является рациональный выбор технологической оснастки и в первую очередь установочно-зажимных приспособлений (УЗП), к которым предъявляются следующие требования:

- гибкость, достаточная для обработки деталей в пределах технической характеристики станка;
- обеспечение заданной точности обработки;
- механизированная или автоматизированная переналадка при переходе к обработке деталей другого типоразмера;
- высокая жесткость деталей и сборочных единиц УЗП, способных воспринимать значительные силы резания и обеспечивать максимальное использование мощности оборудования;
- инструментальная доступность для обработки максимального числа поверхностей заготовки за один установ;
- высокий уровень унификации деталей и сборочных единиц, обеспечивающий окупаемость УЗП;
- высокие функциональная и технологическая надежности УЗП и его элементов;
- экономичность.

Для базирования и закрепления заготовок на металлорежущих станках применяют гибкие и специальные УЗП. Под гибкими УЗП подразумеваются приспособления, которые возможно переналадить в соответствии с изменением номенклатуры обрабатываемых деталей. Гибкие УЗП по способу обеспечения гибкости можно разделить на переналаживаемые и сборные. К первым относятся: универсально-безналадочные (УБП), специализированные безналадочные (СБП), универсально-наладочные (УНП), специализированные наладоч-

ные (СНП), специализированные наладочные для станков с ЧПУ (СНП-ЧПУ), автоматически переналаживаемые приспособления (АПП). К сборным УЗП относятся: универсально-сборные (УСП), универсально-сборные для станков с ЧПУ (УСП-ЧПУ), универсально-сборные механизированные приспособления (УСПМ), универсально-сборная переналаживаемая оснастка (УСПО), сборно-разборные приспособления (СРП).

В развитии УЗП можно выделить несколько этапов, связанных с появлением различных систем станочных приспособлений. В начале XX в. появились специальные приспособления. В середине 1920-х годов с целью повышения гибкости были разработаны конструкции УБП. Далее получили широкое распространение система УНП (1930-е годы) и СНП (1940-е годы). В 1950-х годах под руководством инженеров В. С. Кузнецова и В. А. Пономарева была создана система УСП, а в 1960-х годах под руководством Г. В. Филатова и С. И. Леонова — система СРП [1]. В 70-х годах была разработана система УСПО, которая в значительной степени была совершеннее существующих систем сборных УЗП.

Каждая система УЗП имеет свои преимущества и обеспечивает определенную степень гибкости производства и необходимый уровень производительности и точности обработки. Так, специальные приспособления имеют нулевую степень гибкости, однако обеспечивают высокую производительность и точность обработки ввиду большей жесткости конструкции. Они предназначены для выполнения одной технологической операции, и их использование в серийном производстве рационально, если для установки и закрепления заготовки невозможно использовать переналаживаемые УЗП.

Переналаживаемые УЗП характеризуются самой высокой степенью гибкости, так как при переходе от обработки одной группы деталей к другой они не требуют перекомпоновки приспособлений, регулирование выполняется с помощью установочно-зажимных элементов (безналадочные приспособления) или заменой сменных наладок (наладочные приспособления), а это занимает значительно меньше времени. В среднем стоимость сменной наладки в 4 ÷ 5 раз ниже стоимости заменяемого ею специального приспособления. Как правило, на один базовый агрегат приходится 7—10 наладок. Следовательно, применение переналаживаемого приспособления с комплектом сменных наладок может заменить до 10 специальных приспособлений, необходимых для обработки различных деталей. Применение УНП и СНП позволяет получить 8—9-й качества точности обработки поверхностей деталей [2, 3]. Классификация переналаживаемых УЗП приведена на рис. 1.

Сборные приспособления являются универсальными по изготовлению комплекта элементов, однако после сборки определенной компоновки УЗП они стано-

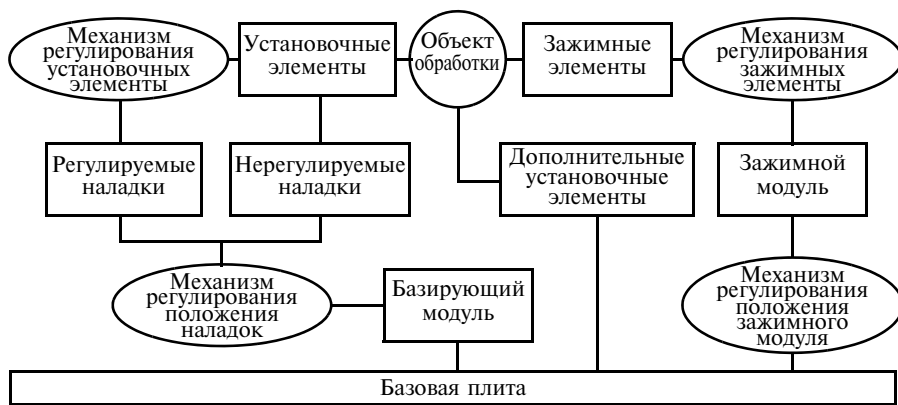


Рис. 2. Структура универсально-сборного перенастраиваемого приспособления

обеспечивает высокую точность позиционирования элементов на протяжении всего срока службы УЗП вследствие отсутствия трущихся частей, простоты конструкции и надежности.

Как правило, сменные наладки, которые могут быть нерегулируемыми и регулируемыми, устанавливают на одной из поверхностей базировочного модуля. Первые предназначены для установки и закрепления близких по конфигурации заготовок разных габаритных размеров с общей схемой базирования. Например, нерегулируемыми наладками для базирования деталей типа тел вращения, обрабатываемых на сверлильных и фрезерных станках, являются унифицированные призмы, обеспечивающие установку заготовок по цилиндрическим поверхностям диаметром $5 \div 150$ мм. Регулируемые наладки обеспечивают установку требуемой номенклатуры деталей, так как обеспечивают возможность регулирования установочных элементов (УЭ) в пределах заданных технических характеристик.

Установочные элементы УЗП обеспечивают реализацию теоретической схемы базирования заготовки, а также достаточную устойчивость при обработке. Необходимо отметить, что при установке заготовки на необработанные поверхности целесообразно применять УЭ с ограниченной опорной поверхностью, а при наличии на заготовках обработанных базовых поверхностей опорную поверхность УЭ увеличивают.

Переналадку УЭ можно выполнять как с помощью элементарных механизмов регулирования (например, винтовые регулируемые опоры), так и с применением зубчатых передач, реечных, рычажных, клиноплунжерных, эксцентриковых механизмов и их комбинаций.

При установке в УЗП длинных валов, у которых обрабатываемые поверхности находятся на значительном расстоянии друг от друга, компоновкой УСПП предусмотрены дополнительные УЭ, которые обеспечивают необходимую жесткость заготовки при механической обработке. В качестве дополнительных УЭ применяют регулируемые опоры.

Зажимной элемент (ЗЭ) — деталь или группа деталей УЗП, которые находятся в непосредственном контакте с объектом обработки при закреплении, прижимая заготовку к УЭ приспособления и обеспечивая неизменность ее положения в процессе формообразования. В компо-

новках УСПП используют разнообразные унифицированные ЗЭ, которые обеспечивают беспрепятственное снятие детали и установку новой заготовки в УЗП, например, различные конструкции отводимых и качающихся планок, прихватов, рычагов, кулачков, костылей. Число ЗЭ выбирают в зависимости от формы и габаритных размеров обрабатываемой заготовки. Для регулирования ЗЭ целесообразно применять винтовые, клиновые, клиноплунжерные, рычажные, эксцентриковые и другие механизмы.

Зажимной модуль — сборочная единица, состоящая из деталей, которые в совокупности создают силовой импульс, передаваемый на ЗЭ. Тип привода зажима выбирают в зависимости от требуемой силы зажима, быстродействия, а также габаритных размеров УЗП. По степени автоматизации привод зажимного устройства может быть ручной, механизированный или автоматизированный. В компоновках УСПП могут применяться гидравлические, пневматические, электромеханические, электромагнитные, магнитные, вакуумные и другие приводы. Положение зажимного модуля можно изменять с помощью механизма регулирования относительно базовой плиты. Например, использование линейного двигателя позволяет изменять место приложения зажимного усилия по всей длине обрабатываемой заготовки по управляющей программе системы ЧПУ станка.

Сравнить технические характеристики различных систем УЗП можно по данным, приведенным в таблице.

В качестве примера рассмотрим варианты базирования ступенчатого вала по наружным цилиндрическим поверхностям в универсальном, механизированном и автоматизированном УЗП. Данная схема базирования является наиболее распространенной для деталей типа вала при обработке на сверлильных и фрезерных станках с ЧПУ.

При установке заготовки в универсальных машинных тисках (рис. 3, а) для фрезерования пазов к неподвижной губке 1 прикрепляется уголок 2, на который устанавливают шейку обрабатываемой заготовки 3, на которой необходимо обработать паз. Зажим заготовки осуществляют подвижной губкой 4 со сменной наладкой 5 с помощью винта 6. Таким образом, обеспечивается необходимая жесткость заготовки в процессе формообразования. При фрезеровании нескольких пазов на одной заготовке требуется переустановка. Закрепление и раскрепление заготовок осуществляют станочником.

При установке заготовки в СРП (рис. 3, б) ее базируют по наружным цилиндрическим поверхностям и торцу. На столе станка закрепляют плиту 1, на которой устанавливают регулируемые призмы 2 и 3, а также регулируемый упор 4. Регулирование установочных полупризм осуществляют винтом с левой и правой резьбой, что позволяет одновременно регулировать обе полупризмы на необходимый базовый диаметр заготовки, обеспечивая совмещение осей призмы и заготовки. Для

Технические характеристики систем УЗП

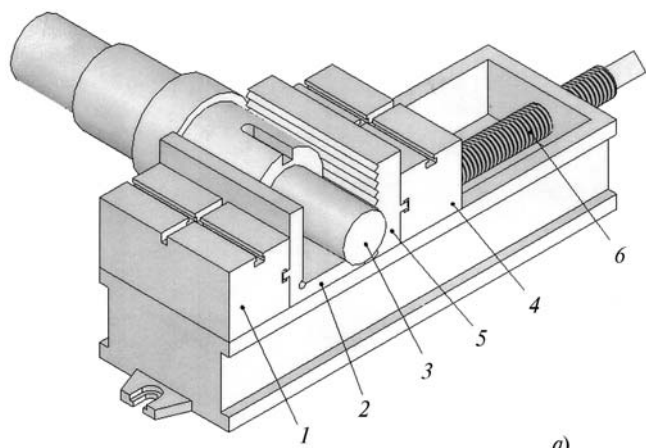
Наименование	Сборные УЗП					Переналаживаемые УЗП					Универсально-сборочные переналаживаемые приспособления
	УСП	УСП-ЧПУ	УСПМ	УСПО	СРП-ЧПУ	УБП	УНП	СНП	СНП-ЧПУ	АПП	УСПП
Способ переналадки УЗП											
Перекомпоновка элементов УЗП	+	+	+	+	+						
Замена сменных насадок							+	+	+		+
Регулирование положения сменных насадок											+
Регулирование положения установочных и зажимных элементов			+		+	+		+	+	+	+
Регулирование положения зажимного модуля											+
Степень автоматизации процесса переналадки											
Вручную	+	+	+	+	+	+	+	+	+		
Механизированно						+		+			+
Автоматизированно										+	+
Степень автоматизации зажима заготовок											
Вручную	+				+	+					
Механизированно		+	+	+	+	+	+	+	+		+
Автоматизированно										+	+
Диапазон переналадки установочных и зажимных элементов											
Совокупность фиксированных положений	+	+	+	+	+						
Любые положения в пределах заданной траектории	+	+	+		+	+	+	+	+	+	+
Любые положения в пределах заданной плоскости						+				+	+
Любые положения в пределах заданного пространства										+	+
Характеристики устанавливаемых заготовок											
Заготовки, близкие по форме, с одинаковой схемой базирования						+	+	+	+	+	+
Заготовки, близкие по форме, с различными схемами базирования							+				+
Любые заготовки в пределах технических характеристик	+	+	+	+	+						

изменения расстояния между призмами 2 и 3 одну из призм необходимо переустановить. В качестве механизированного привода зажима используют гидроцилиндр. При переходе к обработке деталей другого типоразмера необходима перекомпоновка УЗП, выполняемая рабочим. Преимуществом данного приспособления по сравнению с универсальными машинными тисками является возможность обработки нескольких поверхностей без переустановки заготовки, а также использование механизированного привода для зажима обрабатываемых заготовок.

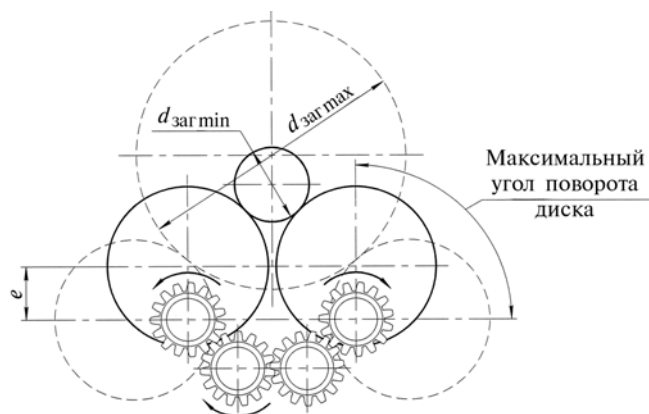
Предлагается компоновка УЗП из элементов системы УСПП на основе автоматически переналаживаемой базировочной призмы (рис. 4, а). Установочные элемен-

ты выполнены в форме дисков, ось вращения которых смещена относительно оси диска на величину эксцентриситета e . При приведении в действие системы зубчатых колес опорные диски одновременно поворачиваются в разные стороны на заданный угол, который соответствует определенному диаметру обрабатываемой заготовки в диапазоне $d_{\text{заг min}} \div d_{\text{заг max}}$. Максимальный угол поворота опорных дисков 90° . Для базирования ступенчатых валов по поверхностям диаметром $25 \div 100$ мм диаметр опорных дисков должен составлять 60 мм.

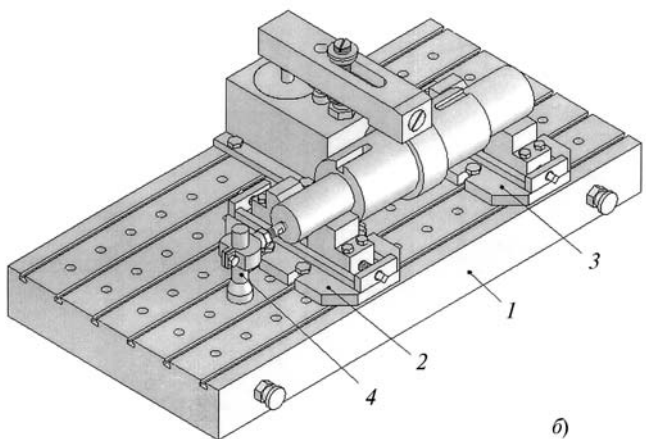
Базовую плиту 1, служащую основанием базировочной призмы (рис. 4, б), закрепляют на рабочем столе станка. Далее на нее устанавливают базировочный модуль 2, на котором расположены сменные регулируемые наладки



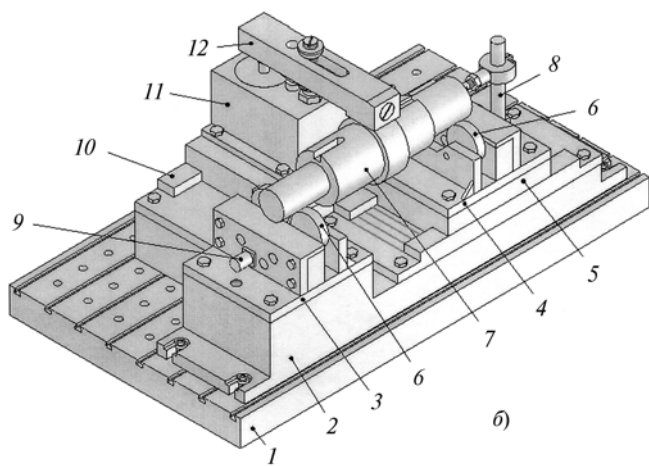
а)



а)



б)



б)

Рис. 3. Установка ступенчатого вала для фрезерования паза:
а — в универсальных машинных тисках; б — в сборно-разборном приспособлении

Рис. 4. Универсально-сборное перенастраиваемое приспособление:
а — схема механизма регулирования установочных элементов;
б — компоновка УСПП

3 и 4. Регулируемая наладка 3 жестко закреплена на базирующем модуле, а наладка 4 — на каретке 5 линейного двигателя, что позволяет изменять расстояние между опорными дисками 6 и обеспечивать необходимую жесткость заготовки 7 в процессе механической обработки. Заготовку 7 — обрабатываемый ступенчатый вал, устанавливают базовыми поверхностями на опорные диски 6 с упором в торец. Упор 8 можно регулировать по высоте и по длине вылета регулируемой опоры. Система ЧПУ станка подает команду на шаговые двигатели 9, которые через валы-шестерни поворачивают опорные диски на необходимый угол, соответствующий базовому диаметру заготовки. Причем сигналы на шаговые двигатели передаются отдельно, что позволяет опорные диски регулируемых наладок перенастраивать на разные диаметры. Линейный двигатель 10 осуществляет изменение положения зажимного модуля 11 по длине. Зажим заготовки выполняют отводимым прихватом 12, который обеспечивает беспрепятственное снятие обработанной детали и установку новой заготовки. Зажим-разжим заготовки, а также перенастройка УСПП для обработки деталей другого типоразмера осуществляются автоматически.

Преимущества предложенной конструкции УСПП на основе базирующей призмы заключаются в автоматизи-

рованной переналадке опорных дисков на необходимый диаметр обрабатываемой заготовки, а также в изменении расстояния между регулируемыми наладками по управляющей программе ЧПУ станка и возможности приложения усилия зажима в любой точке заготовки.

Анализ конструкций УЗП, отличающихся степенью гибкости и уровнем автоматизации, подтвердил, что для оснащения металлорежущих станков с ЧПУ в серийном производстве целесообразно применять предлагаемую систему универсально-сборных перенастраиваемых приспособлений, обеспечивающую автоматическую переналадку при переходе к обработке деталей другого типоразмера, высокую гибкость и минимальные затраты, связанные с технологической оснасткой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Мурашов А. М.** Агрегатирование станочных приспособлений. М.: Изд-во стандартов, мер и измерительных приборов, 1966. 186 с.
2. **Черпаков Б. И.** Технологическая оснастка. М.: Академия, 2003. 288 с.
3. **Обратимая** технологическая оснастка для ГПС / Н. Д. Жолткевич, И. Я. Мовшович, А. С. Кобзев и др. Киев: Техніка, 1992. 216 с.
4. **Станочные** приспособления / В. А. Богуслаев, В. А. Леховицер, А. С. Смирнов. Запорожье: ОАО "Мотор Сич", 2000. 461 с.

Проектирование прогрессивного шевинговального инструмента

Определение геометрических параметров червячных шевров осуществляли на основе математической модели станочного зацепления при шевинговании [1–4]. При этом для обеспечения сопряженности зацепления в качестве производящей поверхности шевера использовали эвольвентный геликоид.

Диаметр основного цилиндра геликоида (эвольвентного шевера) рассчитывали с учетом обеспечения парности контакта зубьев в зацеплении. Это обусловлено необходимостью достижения геометрии профиля обрабатываемых зубьев без традиционной модификации профиля зубьев (витков) шевера. После определения диаметра основного цилиндра рассчитывали геометрию конструктивных элементов шевера по формулам, представленным в данной работе. Кроме того, рассчитывали кривизну главных поверхностей и координаты профиля в различных сечениях. Расчет кривизны поверхностей необходим для определения задних углов режущих элементов в зоне контакта при заданной кинематике обработки. Координаты профиля витка используются для правки шлифовального круга и контроля профиля витков.

Эффективность шевингования определяется качеством обрабатываемой поверхности и точностью воспроизведения заданной геометрии зубьев и зависит от параметров поверхности обрабатываемого инструмента и геометрии режущих элементов.

Форма лезвийных зубчиков, профиль стружечных канавок и их расположение на витках шевера обуславливают шероховатость обрабатываемой поверхности, форму и регулярность микрорельефа, а также условия резания и стойкость инструмента.

На основе анализа геометрии и кинематики схемы шевингования и проведенных испытаний предлагается новая геометрия режущих элементов червячного шевера, отвечающая поставленным требованиям.

Режущие кромки *1* (рис. 1) расположены на касательных к цилиндру, диаметр которого рассчитывается с учетом приведенного угла трения, материалов изделия и инструмента. Кромка *1* на пересечении с делительным цилиндром образует с радиальной прямой угол λ в торцевой плоскости.

Кинематика движения стружки *4* в канавке показана на рис. 2

Движение стружки можно разложить на два движения (см. рис. 2, *a*): переносное со скоростью v_e и относительное (скольжение вдоль режущей кромки) со скоростью v_r . Тогда скорость абсолютного движения стружки представляет собой векторную сумму $v = v_e + v_r$.

Для обеспечения скольжения стружки в радиальном направлении необходимо, чтобы проекция P_v (см. рис. 2, *b*) силы P резания на вектор скорости v абсолютного движения совпадала с последней по направлению. Направление силы P не совпадает с направлением нормальной

силы N , угол отклонения равен приведенному углу ρ трения.

Таким образом, направление передней грани режущего элемента должно быть таким, чтобы стружка перемещалась к периферии инструмента. Это возможно в том случае, если проекция P_v силы резания на вектор скорости больше составляющей силы F_v трения:

$$\bar{P}_v > \bar{F}_v. \quad (1)$$

Модули векторов определяют по формулам:

$$\left. \begin{aligned} P_v &= \omega r \operatorname{tg} \lambda; \\ F_v &= P \operatorname{tg} \rho \cos \lambda. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Подставляя значения P_v и F_v в выражение (1), получим формулу для угла наклона режущих кромок: $\operatorname{tg} \lambda \geq 2 \operatorname{tg} \rho$.

Стружечные канавки предлагается выполнять таким образом, чтобы их ширина равномерно увеличивалась (см. рис. 1, сечения *A—A* и *Б—Б*). Это связано с тем, что по мере увеличения пути резания объем снимаемой стружки увеличивается (см. рис. 1, размеры *a* и *b*), следовательно, имеет место условие $a < b$. При этом выдерживается постоянно значение размера *c* и сохраняются одинаковые условия резания по активной части профиля зуба.

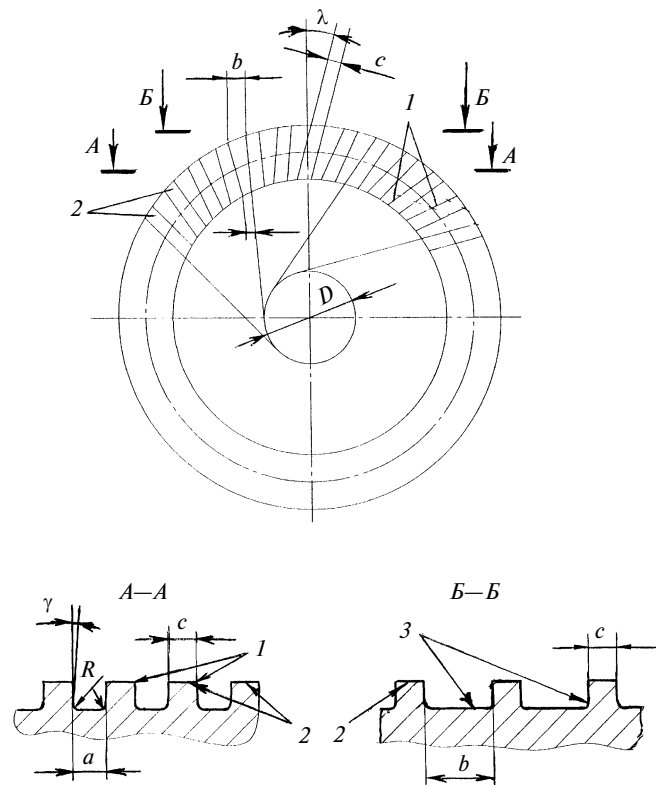


Рис. 1. Расположение режущих кромок

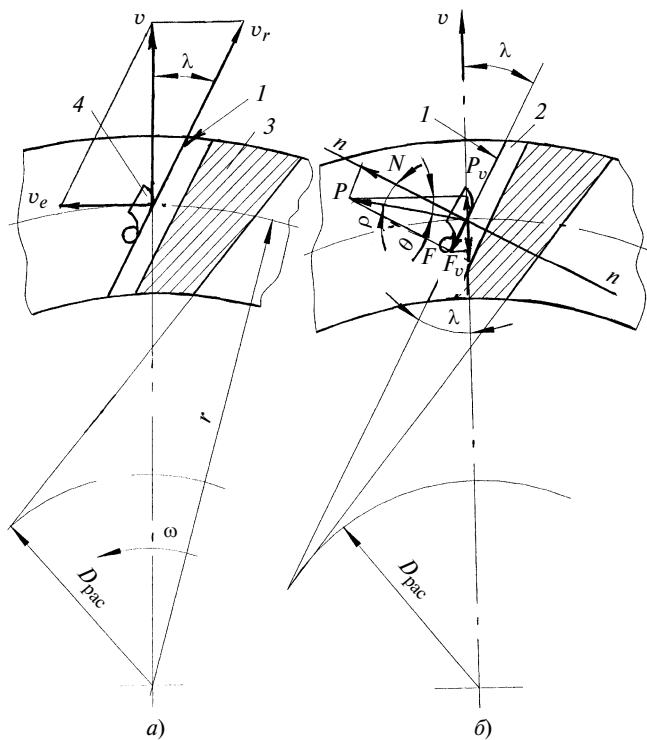


Рис. 2. Расчетная схема для определения условий схода стружки

Стружечные канавки формировали электроэрозионной обработкой методом копирования фасонным электродом-инструментом, токопроводящие элементы которого представляют собой копию полостей стружечных канавок. Обработку выполняли на электроэрозионном копировально-прошивочном станке 4Д722В с использованием широкодиапазонного генератора импульсов ШГИ-63-440. Для прожигания канавок использовали схему с подачей электрода-инструмента по нормали к поверхности витка шевера на делительном цилиндре [2]. Для обеспечения необходимого взаимного расположения шевера и электрода была спроектирована специальная технологическая оснастка.

Шевер устанавливали на оправке с возможностью винтового перемещения, осуществляемого при повороте шевера посредством направляющего штифта. Оправку монтировали с помощью втулок и корпуса, угловое положение которого обеспечивалось поворотом вокруг взаимно перпендикулярных осей [3].

В данном случае для изготовления шеверов с параметром $\alpha = 20^\circ$ углы подъема винтовых линий составили $\gamma_1 = 3^\circ 16'$ и $\gamma_2 = 1^\circ 45'$. Равномерное распределение стружечных канавок по поверхности витка обеспечивается делительным диском, установленным жестко непосредственно на шевере [4], и фиксатором.

Электрод-инструмент представляет собой фасонную пластину из графита с вырубленными косыми пазами. Угол наклона электрода выставляется с помощью винтов. Режим обработки определялся экспериментально [2], при этом определяющим критерием являлось качество поверхностного слоя, а именно структура и шероховатость обработанной поверхности.

Установлены следующие значения параметров режима обработки:

- Средний рабочий ток I , А 8
- Напряжение $U_{х.х}$ холостого хода, В 120
- Среднее рабочее напряжение U , В 20
- Частота f следования импульсов, кГц 440
- Число N токовых мостиков в импульсе 5
- Длительность τ импульсов, мс 1,5
- Форма импульса Гребенчатая
- Полярность Обратная
- Частота f_g дополнительных асценирующих движений, Гц 50

При этом глубина зоны структурных изменений находилась в пределах $80 \div 100$ мкм.

Эквидистантно по профилю канавки были обнаружены два слоя: наружный тонкий ($0,008 \div 0,04$ мм) с твердостью 762 HV и более глубокий ($0,008 \div 0,1$ мм) с твердостью 974 HV. Рентгеноструктурный анализ поверхностного слоя показал, что на обработанной поверхности имеют место незначительные оплавления, а следовательно, имеется небольшое количество хрупкой эвтектики и остаточного аустенита. На глубине $20 \div 30$ мкм формируется вторично закаленный слой, состоящий из высоколегированного тетрагонального мартенсита, образующегося вследствие расширения карбоната M_6C остаточного аустенита как эвтектического, так и первичного. Текстура во вторично закаленном слое отсутствует, в том числе и зернограничная эвтектика на основе карбида. Эвтектические карбидные фазы состоят из тонкопластичных выделений карбидов M_7C_3 , M_3C_2 и MC .

Таким образом, выбранный режим обработки обеспечивает повышенную стойкость шеверов.

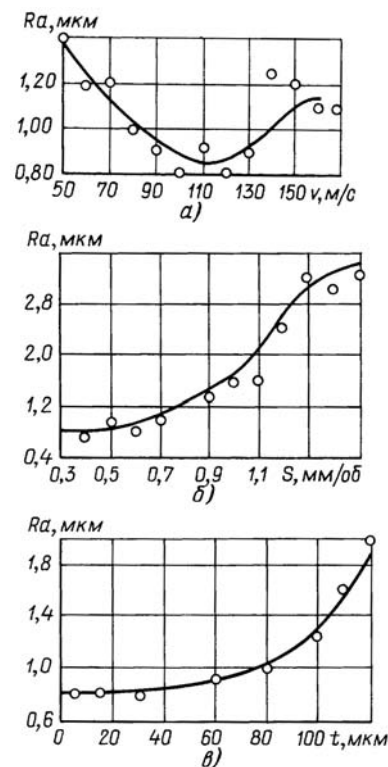


Рис. 3. Зависимости изменения параметра Ra шероховатости обрабатываемой поверхности от скорости v резания (а), подачи S (б) и глубины h резания (в)

Цель данных исследований — изучение режущих свойств червячных шеверов и определение зависимостей шероховатости обработанной поверхности от режимов резания. Эксперименты проводили в лабораториях АМО ЗИЛ и Санкт-Петербургского государственного технического университета на кафедре "Технология машиностроения".

Зубчатые колеса обрабатывали при скорости резания $80 \div 150$ м/мин, подаче $0,7 \div 1,0$ мм/об, глубине резания за один проход $0,01 \div 0,125$ мм. В качестве охлаждающей жидкости использовали раствор 15 %-й эмульсии сульфорезола В (или 20 %-й сульфорезол Р) с добавлением мыла (4 %).

По результатам испытаний были построены зависимости изменения параметра Ra шероховатости обработанной поверхности от скорости v , подачи S и глубины t резания (рис. 3). При повышении скорости резания шероховатость поверхности ухудшается, причем при скорости резания $v > 140$ м/мин возникает неустойчивый режим обработки. Это связано с динамикой технологической системы. Зависимость шероховатости поверхности от подачи S носит бо-

лее близкий к прямо пропорциональному характеру. При $0 < t < 80$ мкм параметр Ra практически не изменяется, но при $t > 100$ мкм происходит резкое ухудшение шероховатости поверхности зуба колеса.

Как видно из полученных результатов исследований, шевингование червячными шеверами не требует специального оборудования и обеспечивает значения параметра Ra рабочих поверхностей зубьев обрабатываемых колес от 1,25 до 5,0 мкм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Филиппов С. П. Использование электроэрозионной обработки при производстве зубчатых шеверов. Л.: Знание, 1988. С. 10—34.
2. Тимофеев Б. П., Филиппов С. Г. Теоретические и экспериментальные исследования процессов шевингования и модификация конструкции шевера. Л.: ЛПИ, 1983, С. 5—18.
3. Клепиков В. Д. Шевинг-процесс М.: Машиностроение, 1946. 146 с.
4. Прогрессивные технологические процессы в автостроении / Под ред. С. М. Степашкина. М.: Машиностроение, 1980. 319 с.
5. Кане М. М. Влияние шевингования на изменение некоторых показателей точности зубчатых колес. Минск: 1980. 416 с.

УДК 621.914.2

В. П. ЧЕРКАШИН, канд. техн. наук

Концевая фреза с равной стойкостью боковых и торцевых режущих лезвий

Изложены принципиальные особенности концевой фрезы с равной стойкостью боковых и торцевых режущих лезвий, базирующиеся на экспериментальных данных. Половина режущих зубьев фрезы являются специальными режущими зубьями, отличающимися от стандартных тем, что они не содержат боковых режущих лезвий.

В концевой фрезе с равной стойкостью боковых и торцевых режущих лезвий реализована раздельная схема обработки, разработанная автором применительно к зуборезным головкам и распространенная на другие виды режущих инструментов; в данном случае — на концевую фрезу, наиболее универсальную для обработки плоскостей, пазов, уступов.

Principal features of end-milling cutter with equal of side and front cutting ends, based on the experimental data, have been stated. One half of milling's cutting teeth are special cutting ones, the difference of which is that they have no side cutting ends.

A separate machining scheme in the end-milling cutter with equal durability of side and front ends has been realized. The scheme has been developed by author with reference to the gear-shaping cutter heads and spread on another cutting tool kinds, particularly, on the end-milling cutter, as the most universal tool for machining of the grooves and steps.

Концевая фреза является наиболее универсальной по своему применению и предназначается для обработки плоскостей, пазов, уступов. У традиционных, стандартных концевых фрез, режущие зубья которых имеют боковые и торцевые режущие лезвия, есть общий недостаток: они выходят из строя в результате изнашивания торцевых режущих лезвий, в то время как боковые режущие лезвия остаются неизношенными.

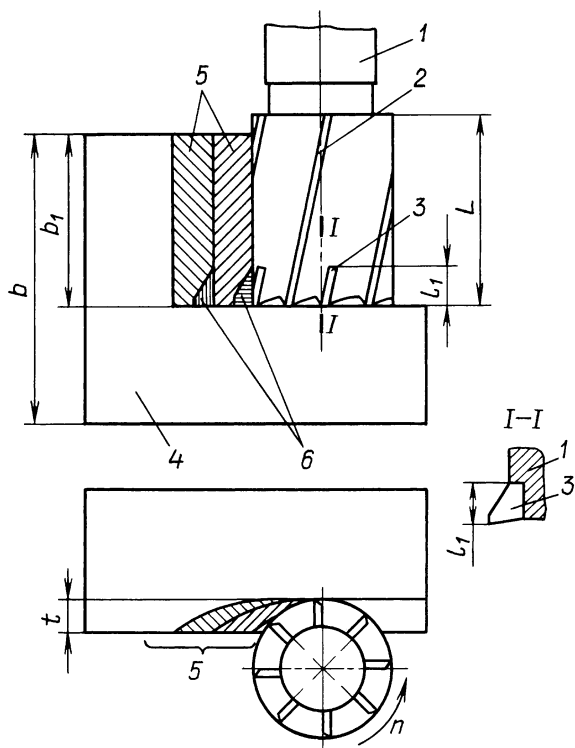
Согласно литературным данным [1] стойкость торцевых режущих лезвий концевой фрезы ориентировочно в 2 раза меньше стойкости боковых режущих лезвий.

Вместе с изношенными торцевыми режущими лезвиями перетачиваются еще практически неизношенные и работоспособные боковые режущие лезвия. Это нерационально, особенно для современных сверхтвердых и дорогостоящих инструментальных материалов.

Эту проблему можно решить, использовав концевую фрезу с равной стойкостью боковых и торцевых режущих лезвий. В этой фрезе половина режущих зубьев являются специальными режущими зубьями, чередующимися через один зуб со стандартными. Специальные режущие зубья отличаются от стандартных тем, что в них (в целях экономии дорогостоящего инструментального материала) не содержатся боковые режущие лезвия. В этой фрезе число торцевых режущих лезвий в 2 раза превышает число боковых режущих лезвий, что обеспечивает равнопрочность торцевых и боковых режущих лезвий. В результате все режущие лезвия фрезы перетачиваются при достижении полного износа.

Существуют изготавливаемые на инструментальных заводах традиционные концевые фрезы с напаянными винтовыми пластинами (режущими лезвиями) из твердого сплава (ГОСТ 20536—75) и твердосплавными коронками из твердого сплава (ГОСТ 20533—75), а также концевые фрезы с напаянными твердосплавными пластинами или ножами (режущими лезвиями), изготавливаемые в инструментальных цехах по нормам предприятий для выполнения специальных технологических операций, которые неизбежно возникают на производстве.

На рисунке представлена концевая фреза с равной стойкостью боковых и торцевых режущих лезвий: 1 —



корпус фрезы; 2 и 3 — стандартные и специальные режущие зубья; 4 — обрабатываемая деталь; 5, 6 — стружка, снимаемая режущими лезвиями 2 и 3 соответственно; b — ширина детали; b_1 — ширина фрезерования; n — направление вращения фрезы; t — глубина фрезерования; L и l_1 — высота стандартных и специальных режущих зубьев.

Концевые фрезы с равной стойкостью боковых и торцевых режущих лезвий испытывали на производственном участке ОАО "Гипроуглемаш". Для проведения испытаний (в целях минимизации производственных затрат) была выбрана предельно сточенная концевая фреза с напаянными пластинами из твердого сплава Т15К6: диаметр $D = 60$ мм; высота стандартных режущих зубьев $L = 38$ мм; высота специальных режущих зубьев $l_1 = 8$ мм; число зубьев фрезы $z = 8$; число стандартных режущих зубьев $z' = 4$; число специальных режущих зубьев $z'' = 4$. Для получения специальных режущих зубьев абразивным инструментом были удалены боковые режущие лезвия у стандартных режущих зубьев до получения высоты специальных режущих зубьев $l_1 = 8$ мм; при $l_1 < 8$ мм происходит разрушение напаянного слоя и отрыв специального режущего зуба от корпуса фрезы. Фрезерование осуществляли на вертикально-фрезерном станке 6М13П.

Режимы резания: ширина фрезерования $B_1 = 34$ мм; глубина фрезерования $t = 12$ мм; скорость резания $v = 120$ м/мин; величина подачи $S = 0,1$ мм/зуб. Обрабатываемый материал сталь 35 твердостью $150 \div 170$ НВ. Стойкость стандартных и специальных режущих зубьев примерно одинакова и составляет $T = 2,0 \div 2,5$ ч при износе по задней поверхности $C = 0,45 \div 0,5$ мм.

Сопоставимые данные были получены при тех же режимах резания для того же обрабатываемого материала

при испытании концевой фрезы, полученной на основе концевой фрезы по ГОСТ 20536—75 "Концевые фрезы, оснащенные винтовыми твердосплавными пластинами" с напаянными пластинами из твердого сплава Т15К6: диаметр $D = 50$ мм, высота стандартных режущих зубьев $L = 38$ мм; число зубьев фрезы $z = 6$; число стандартных режущих зубьев $z' = 3$; число специальных режущих зубьев $z'' = 3$. Для получения специальных режущих зубьев были удалены абразивным инструментом боковые режущие лезвия у стандартных режущих зубьев до получения высоты специальных режущих зубьев $l_1 = 8$ мм.

Концевые фрезы с равной стойкостью боковых и торцевых режущих зубьев предназначены для чернового и получистового фрезерования.

Заметим, что у традиционной концевой фрезы, содержащей только стандартные режущие зубья, стойкость также составляет $T = 2 \div 2,5$ ч, но у этой фрезы имеются неизношенные боковые режущие лезвия, которые нужно перетачивать (вместе с изношенными торцевыми режущими лезвиями), а они еще не отработали свой ресурс.

Основным режущим элементом концевой фрезы являются боковые режущие лезвия. Концевая фреза с равной стойкостью, боковых и торцевых режущих лезвий имеет в 2 раза меньшее число боковых режущих лезвий, поэтому чистота обработанной поверхности в $1,7 \div 1,8$ раза меньше. Но для чернового и получистового фрезерования это не имеет принципиального значения, так как получаемая шероховатость обработанной поверхности составляет от $R_z = 10 \div 20$ мкм до $R_z = 20 \div 40$ мкм по ГОСТ 2789—73, что соответствует получистовому фрезерованию [2]. В том случае, когда рабочая поверхность обрабатываемой детали формируется торцевыми режущими лезвиями, чистота обработанной поверхности не ухудшается, так как число торцевых режущих лезвий не уменьшается.

Температура резания при фрезеровании обычно не превышает $250 \div 300$ °С [1] и не влияет на интенсивность изнашивания режущих лезвий, поэтому стойкость всех режущих лезвий режущих зубьев фрезы примерно одинакова.

Но при обработке высоколегированных сталей зубья сильно нагреваются. Наибольшую температуру имеют торцевые режущие лезвия стандартных режущих зубьев (они получают дополнительный нагрев от боковых режущих лезвий стандартных резцов). Стружка от этих режущих лезвий имеет темный и темно-синий цвет, что соответствует температуре $700 \div 750$ °С. Стойкость торцевых режущих лезвий стандартных резцов снижается на $20 \div 30$ % по сравнению с торцевыми режущими лезвиями специальных режущих зубьев. Уменьшить температуру нагрева этих режущих лезвий (перераспределив ее между другими режущими лезвиями) можно путем уменьшения при переточке высоты стандартных зубьев на величину h , равную примерно половине радиуса R скругления режущего лезвия: $h = 0,5R$; можно принять $R = 0,2C$ [3, 4], где C — величина износа по задней поверхности. Заметим, что при $h = R$ эти режущие лезвия уже не будут участвовать в резании (выйдут из резания).

Рассмотренная в данной статье концевая фреза с равной стойкостью боковых и торцевых режущих лезвий является логическим развитием применения для режущих

инструментов раздельной схемы обработки, которая была разработана на примере зуборезных головок [3–7] и распространена на червячные зуборезные фрезы [8], на зуборезные долбяки [9] и обкаточные резцы [10].

Основное назначение концевой фрезы с равной стойкостью боковых и торцевых режущих лезвий состоит во внедрении ее в массовое производство с целью экономии дорогостоящих инструментальных материалов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Грановский Г. И., Грановский В. Г. Резание металлов. М.: Высшая школа, 1985. 304 с.
2. Справочник металлста. В 5 т. / Под ред. А. Н. Малова. М.: Машиностроение, 1977. Т. 3. 748 с.
3. Черкашин В. П. Анализ температуры резания при нарезании зубьев с раздельной схемой обработки // Вестник машиностроения. 2004. № 8. С. 48–51.

4. Черкашин В. П. Анализ стойкости зуборезных инструментов с раздельной схемой обработки // Вестник машиностроения. 2006. № 6. С. 53–58.
5. Пат. 1775247 РФ: Зуборезная головка для нарезания конических колес с круговыми зубьями: МКЙ В23 F 21/34.
6. Горманюк Н. А., Черкашин В. П. Зуборезная головка с раздельной схемой обработки активной части зубьев и оснований зубьев конических колес // Научно-технические достижения и передовой опыт в угольной промышленности: Информ. сб. М.: ЦНИЭИуголь, 1990. № 8. С. 26, 27.
7. Черкашин В. П. Выбор параметров зуборезной головки с раздельной схемой обработки // СТИН. 2003. № 2. С. 34–37.
8. Черкашин В. П. Зуборезный инструмент для изготовления тяжелонагруженных зубчатых передач угледобывающих комбайнов // Горные машины и автоматика. 2002. № 3. С. 8–11.
9. Черкашин В. П., Старовойтов В. Г. Зуборезный инструмент для производства на отечественных заводах запчастей для импортной горнодобывающей техники // Горные машины и автоматика. 2001. № 2. С. 69–71.
10. Черкашин В. П., Соколов И. И., Ищенко В. А. Производство зубчатых колес очистных комбайнов в современных условиях // Техника машиностроения. 2001. № 2. С. 69–71.

УДК 621.941.1-187

В. В. ЮРКЕВИЧ, канд. техн. наук, М. М. КЛИМАНОВ, В. В. БЫКОВ
(БГТУ "Станкин")

Показатели точности при токарной обработке

Теоретически процесс формообразования детали на токарном станке подобен процессу образования идеально-го цилиндра, базирующегося на геометрических понятиях. Поверхность цилиндра можно представить как след движения образующей по направляющей. На токарном станке образующая воспроизводится путем движения суппорта, а направляющая — путем вращения шпинделя. Согласованные движения заготовки и резца, создающие поверхность цилиндра, называют формообразующими.

Показатели точности обработанной детали зависят в первую очередь от того, с какой точностью воспроизведены формообразующие движения при ее изготовлении. Поэтому основными выходными параметрами точности токарного станка являются траектории движения формообразующих элементов. В реальных станках траектории формообразования значительно отличаются от идеальных теоретических, что приводит к возникновению на обработанной поверхности погрешностей. Погрешность траектории оси заготовки и погрешность перемещения резца приводят к возникновению целого ряда погрешностей детали как в поперечном, так и в продольном направлениях. Однако все погрешности являются результатом взаимодействия поверхности заготовки и резца, а следовательно, можно предположить, что между ними должна существовать взаимосвязь. Впервые эта мысль была высказана А. П. Соколовским в 1951 г. [1].

В статье делается попытка определить связь между отдельными показателями точности деталей, обработанных на токарном станке.

Метод определения траекторий формообразующих элементов запатентован [2–4] и достаточно подробно описан в работах [5–8]. В настоящее время разработана программа "Архимед" третьего поколения, которая автоматически обрабатывает данные, строит траектории оси заготовки и резца, рассчитывает геометрический

образ и определяет показатели точности в поперечном и продольном сечениях.

Экспериментальные исследования проводили на токарно-винторезном станке ТВ-7 в условиях реального резания и в реальном времени. В качестве заготовок использовали предварительно обработанные втулки из стали 35, которые закрепляли на прецизионной оправке. Обработку проводили резцом с твердосплавной пластиной Т15К6 с углами заточки $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$; $\gamma = 0$; $\alpha = 6^\circ$; точение — при частоте вращения шпинделя $n = 105 \div 975$ об/мин, глубине резания $t = 0,1 \div 1,6$ мм и подаче $S = 0,05 \div 0,16$ мм/об. В качестве бесконтактных датчиков перемещения использовали вихретоковые датчики серии АЕ2Х, состоящие из вихретокового пробника, кабельного переходника, удлинительного кабеля, драйвера, блока питания и подключенные к плате ввода-вывода информации L-761.

На рис. 1 приведены траектории формообразующих элементов, снятые при $n = 555$ об/мин, $t = 0,37$ мм и $S = 0,16$ мм/об. Программа "Архимед" делает выборку

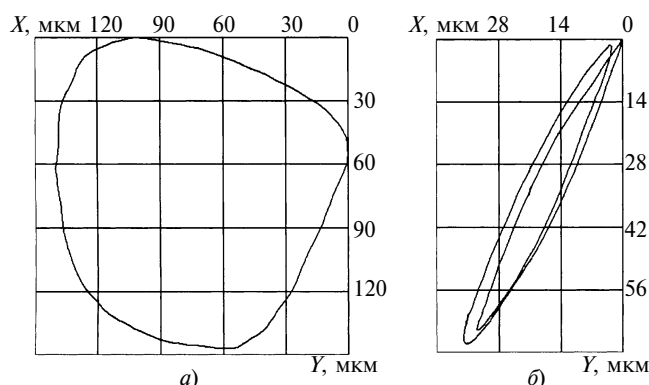


Рис. 1

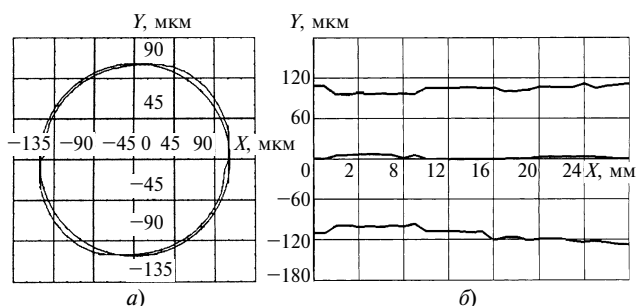


Рис. 2

показателей, равную 20 оборотам шпинделя, проводит статистическую обработку [9] и выводит на экран монитора осредненные траектории оси заготовки и резца. Траектория оси заготовки (см. рис. 1, а) имеет форму неправильной трапеции, что объясняется кинематическими взаимодействиями дорожек и тел качения подшипников передней опоры. Траектория оси заготовки в разных сечениях по длине заготовки изменяется, но в небольших пределах, что объясняется стохастической природой процессов обработки заготовки, а также изменениями в технологической системе при перемещении резца вдоль заготовки. В первую очередь следует отметить изменение податливости технологической системы. Плавная форма траектории говорит о том, что процесс обработки протекает стабильно при практическом отсутствии вибраций. При глубине резания более 0,8 мм на траекториях явно проявляются вибрации. На рис. 1, б приведена траектория резца за один оборот шпинделя, которая имеет форму эллипса, что было теоретически доказано В. А. Кудиновым [11].

Геометрические образы обработанной поверхности в поперечном (рис. 2, а) и продольном (рис. 2, б) сечениях построены с помощью программы "Архимед" [2–4]. Обработанная поверхность в поперечном сечении имеет явно выраженную овальность.

Для расчета показателей точности используют базовую окружность. По стандарту DINIS01101 выбран вариант LSC, который рекомендует определять радиус базовой окружности как минимальную величину суммы квадратов расстояний от базовой окружности до профиля геометрического образа. На наш взгляд, этот вариант наиболее правильно отражает суть физических процессов, происходящих при соединении двух деталей с натягом, когда выступы в отверстиях и на валу пластически деформируются и материал из них перемещается во впадины отверстия и вала, образуя соединение, близкое к базовой окружности. Базовая окружность позволяет рассчитать показатели точности.

Усредненные показатели точности, рассчитанные по 15 поперечным сечениям заготовки, обработанной на указанных выше режимах, приведены в табл. 1. Из табл. 1 видно, что при чистовой обработке детали все показатели точности изменяются сравнительно мало, а из их соотношений между собой можно сделать вывод, что теоретически они могут изменяться в пределах: $\Delta_{\text{пр}} = (1 \div 2)\Delta_{\text{ок}}$; $\Delta_{\text{ов}} = (1 \div 2)\Delta_{\text{ок}}$.

Из рис. 2, б видно, что в продольном сечении заготовки форма обработанной поверхности имеет явно выраженную корсетность. Это говорит о высокой жесткости заготовки, что соответствует действительности: заготовка имеет диаметр 50 мм при длине 90 мм. При обработке заготовку закрепляли на конусе шпинделя и поджимали центром задней бабки. Увеличения обработанного диаметра возле шпиндельной бабки и задней бабки соответствуют их неодинаковой податливости. Показателей точности в продольном сечении рассчитывали также по методике DINIS01101 с использованием базового цилиндра (табл. 2). Как видно из табл. 2, показатели точности в продольном сечении несколько больше показателей точности в поперечном сечении, что обычно для токарной обработки. Программа "Архимед" имеет возможность производить построение 160 продольных сечений обработанной поверхности.

На рис. 3 приведено изменение показателей точности в поперечном сечении по длине L заготовки при $n = 975$ об/мин, $t = 1,6$ мм и $S = 0,12$ мм/об. Как видно из рисунка, показатели точности по длине заготовки изменяются таким образом, что расстояние между кривыми остается практически постоянным, что говорит об определенной связи между ними. Все показатели точности увеличиваются в направлении к задней бабке. Это объясняется увеличением диаметра геометрического образа в этом направлении, что сопровождается и увеличением погрешностей. Так как показатели точности, приведенные на рис. 3, соответствуют грубой об-

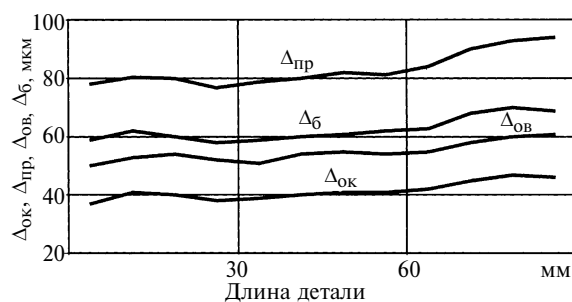


Рис. 3

Таблица 1

Показатель точности	Величина погрешности, мкм	
	минимальная	максимальная
Отклонение от круглости $\Delta_{\text{ок}}$	10	16
Овальность $\Delta_{\text{ов}}$	13	22
Погрешность размера $\Delta_{\text{пр}}$	20	31
Радиальное биение $\Delta_{\text{б}}$	15	23

Таблица 2

Показатель точности	Величина погрешности, мкм	
	минимальная	максимальная
Отклонение профиля продольного сечения $\Delta_{\text{о. п. п. с}}$	24	44
Отклонение от цилиндричности $\Delta_{\text{ц}}$	—	44
Отклонение от соосности оси $\Delta_{\text{ос}}$	—	18
Полное радиальное биение $\Delta_{\text{п. б}}$	—	55

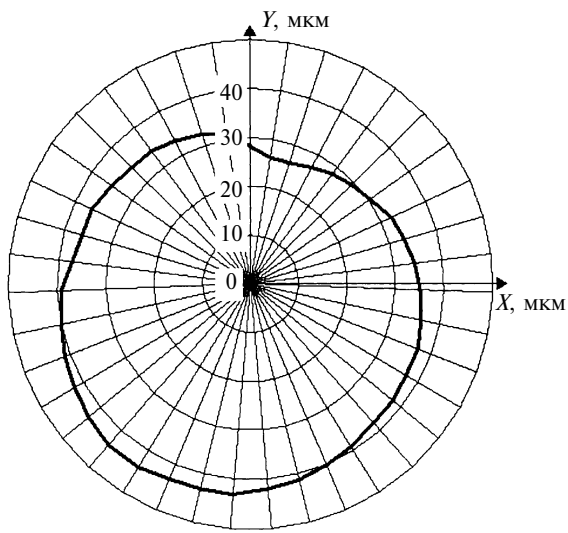


Рис. 4

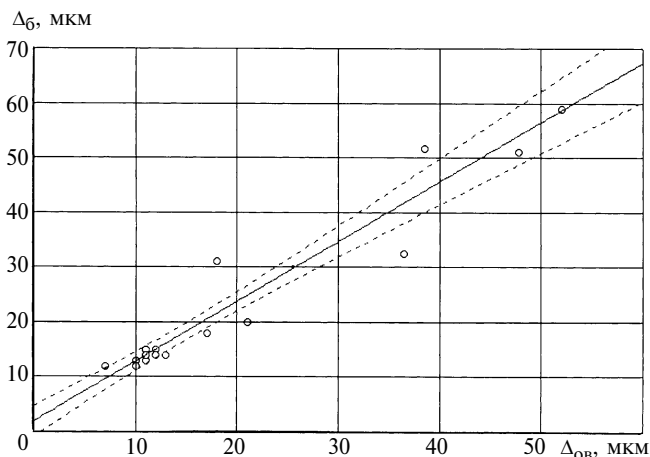


Рис. 5

работке, то, естественно, они значительно больше показателей точности, приведенных в табл. 1.

На рис. 4 показано отклонение профиля продольного сечения, построенное в поперечном сечении заготовки. Как видно из рисунка, отклонение профиля продольного сечения при грубой обработке сильно изменяется при вращении заготовки, что говорит об искажениях обработанной поверхности в трехмерном пространстве. Сравнение показателей на рис. 3 и 4 показывает, что отклонение профиля продольного сечения практически вдвое превышает погрешность размера в поперечном сечении, что объясняется как податливостью технологической системы, так и непрямолинейностью направляющих станины.

Всего было проведено 23 испытания при разных частотах вращения шпинделя, глубинах резания и подачах, что позволило установить корреляционные зависимости. О существовании корреляционных зависимостей между отдельными показателями точности можно судить и по данным табл. 1 и 2. Как известно, задача корреляционного анализа — изучить и измерить степень зависимости случайных величин. Для расчетов была использована линейная корреляция, когда равным изменениям одной вели-

чины в среднем соответствуют равные изменения другой величины. Для расчетов использовали стандартную программу Statistica 6.0. На рис. 5 приведена корреляционная зависимость между овалностью $\Delta_{ов}$ и радиальным биением Δ_b , скопированная с экрана монитора. Как видно из рисунка, показатели точности располагаются в ограниченной зоне вблизи от корреляционной прямой, что говорит о достаточно высоком коэффициенте корреляции. В табл. 3 приведены корреляционные уравнения и полученные значения коэффициента корреляции для поперечного сечения обработанной поверхности.

Прежде всего, следует отметить, что значения коэффициента корреляции очень высоки — самый минимальный составляет 0,968. Большая величина коэффициента корреляции говорит о том, что связь показателей точности между собой очень велика и приближается к функциональной связи. Из рассмотрения корреляционных уравнений видно, что корреляционные связи образуют две группы. К первой группе относятся те связи, в которых у второго показателя точности коэффициент изменяется в пределах $1,477 \div 1,967$ — это овалность, погрешность размера, радиальное биение. Грубо говоря, отклонение от круглости почти в 2 раза меньше овалности, погрешности размера и радиального биения. Ко второй группе связей относятся те, в которых коэффициент составляет $0,751 \div 0,988$ — это овалность, погрешность размера, радиальное биение. Таким образом, это погрешности одного порядка.

На основании изложенного выше можно сделать вывод, что устанавливать допуски и посадки на рабочих чертежах деталей независимо друг от друга нельзя. Установив какой-то один параметр допуска, тем самым обуславливают и величину других показателей точности. В инженерной практике обычно исходят из определения посадок, которые регламентируются разными стандартными и отраслевыми нормами. После чего определяют другие показатели точности, в основном отклонения от круглости и биение. В табл. 4 приведены допуски на точность изготовления колец подшипников качения по данным ЭНИМСа.

Из сравнения приведенных в табл. 4 данных с выведенными корреляционными зависимостями (см. табл. 3) можно отметить следующее. В общем, данные табл. 4 близки тем величинам, которые определяются корреляционными зависимостями. Максимальное расхождение между ними не превышает 1,55 мкм. Следует отметить, что окончательная обработка колец подшипников проводится на шлифовальных станках, а не на токарных, как это происходило в эксперименте. Корреляционные

Таблица 3

Показатель точности	Корреляционное уравнение	Коэффициент корреляции
$\Delta_{ок}, \Delta_{ов}$	$\Delta_{ов} = -0,220 + 1,250\Delta_{ок}$	0,965
$\Delta_{ок}, \Delta_{пр}$	$\Delta_{пр} = 0,698 + 1,967 \Delta_{ок}$	0,999
$\Delta_{ок}, \Delta_b$	$\Delta_b = 0,376 + 1,477 \Delta_{ок}$	0,966
$\Delta_{пр}, \Delta_{ов}$	$\Delta_{ов} = -0,741 + 0,639 \Delta_{пр}$	0,969
$\Delta_{ов}, \Delta_b$	$\Delta_b = 1,959 + 1,090 \Delta_{ов}$	0,968
$\Delta_{пр}, \Delta_b$	$\Delta_b = -0,145 + 0,751 \Delta_{пр}$	0,999

Таблица 4

Диаметр отверстия внутреннего кольца, мм	Класс точности подшипника	Допуск на диаметр отверстия, мкм	Допуск на радиальное биение, мкм
50÷80	5	9	5
	4	7	4
	2	5	2,5

Таблица 5

Фирма-производитель	Отклонение от круглости, мкм	Допуск на диаметр, мкм	Радиальное биение, мкм
INA, FAG NSK	3/4 3,5/3,5	6/8 7/7	2,5/4 2,5/3
Примечание. В числителе приведены данные для внутреннего кольца подшипника, в знаменателе — для наружного.			

зависимости показателей точности при шлифовании могут, естественно, отличаться от таких же зависимостей при токарной обработке.

В табл. 5 приведены допуски, проставляемые на рабочих чертежах колец подшипников качения диаметром 50 ÷ 80 мм, по данным фирм, являющихся мировыми лидерами в производстве подшипников качения.

Сравнение данных табл. 5 с выведенными корреляционными соотношениями показывает, что допуск на диаметр и отклонения от круглости имеют разность, не превышающую 0,6 мкм, что, естественно, показывает хорошее соответствие выбранным ведущими фирмами допусков с полученными по корреляционным зависимостям. С другой стороны, рассчитанные соотношения

для зависимости биения и отклонения от круглости во всех случаях дали разность $2,4 \div 2,6$ мкм, что требует дополнительных исследований.

Таким образом, использование полученных корреляционных зависимостей между разными показателями точности в конструкторской практике позволит выбрать оптимальное соотношение между отдельными показателями точности, что будет способствовать как повышению качества изделия, так и совершенствованию технологического процесса, что в конечном итоге приведет к снижению себестоимости механической обработки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Соколовский А. П. Точность механической обработки и пути ее повышения. М.: Машгиз, 1951. 487.
2. Способ диагностики токарных станков по параметрам точности и устройство для его осуществления: Пат. 2123923 РФ: МПК⁶ В23 Q 15/00
3. Способ диагностики шпиндельного узла: Пат. 2124966 РФ: МПК⁶ В23 В25/06.
4. Способ автоматического управления точностью токарного станка: Пат. 2131802 РФ: МПК⁶ В23 Q 15/007.
5. Юркевич В. В. Параметрическая точность токарного станка // Вестник машиностроения. 1999. № 9. С. 30, 31.
6. Юркевич В. В. Точность детали в продольном направлении // Вестник машиностроения. 2001. № 2. С. 34–36.
7. Юркевич В. В. Система прогнозирования точности токарных станков // Вестник машиностроения. 2001. № 8. С. 44–48.
8. Юркевич В. В. К вопросу точности токарной обработки // Вестник машиностроения. 2004. № 2. С. 46–52.
9. Юркевич В. В. Испытания, контроль и диагностика технологических систем. М.: МГТУ "СТАНКИН". 2005. 360 с.
10. Юркевич В. В. Исследования точности токарных станков методом построения виртуальной копии обрабатываемой поверхности // Вестник машиностроения. 2006. № 12. С. 42–46.
11. Кудинов В. А. Динамика станков. М.: Машиностроение, 1967. 359 с.

УДК 629.914.1.001.57

В. Д. ГУРИН, канд. техн. наук (МГТУ "Станкин")

Графическое моделирование составляющих силы резания на ПЭВМ при фрезеровании

Проанализированы математические модели, предназначенные для вычисления значений векторов сил как для встречной, так и для попутной схемы фрезерования. Рассмотрены схемы векторов сил, возникающих на зубьях фрезы. Приведена методика расчета мгновенных значений составляющих сил резания при участии в работе одного зуба и нескольких зубьев фрезы одновременно. Разработанная компьютерная программа позволяет графически моделировать силовые параметры при варьировании факторов, фрезерования, степени изнашивания главной задней поверхности и угла наклона главной режущей кромки.

An analysis of mathematical models for calculation of vector forces both for oncoming and down milling schemes has been presented. The vector forces schemes on the milling cutter teeth have been considered. A calculation technique of instantaneous values of cutting forces components at participation in working of one tooth and several teeth simultaneously has been presented. The developed software allows to simulate graphically the force parameters under variation of milling factors, degree of wear of major flank, and of major cutting edge inclination angle.

В современном машиностроении все в большей степени развиваются информационные цифровые системы, обеспечивающие постоянно возрастающие технико-экономические показатели эксплуатации высоко-технологического оборудования. Одной из таких систем является система диагностики и контроля состояния режущего инструмента. Эффективность этой системы зависит от степени ее автоматизации, т. е. система должна не только контролировать состояние объекта и сообщать результаты контроля, но и устанавливать диагностические признаки и их предельные значения в зависимости от условий механообработки.

Наиболее сложным с этой точки зрения является процесс фрезерования, характеризующийся большим разнообразием факторов, которые в свою очередь в зависимости от схем фрезерования изменяют свои значения в течение одного рабочего движения инструмента. Решить задачу автоматизации диагностики при фрезе-

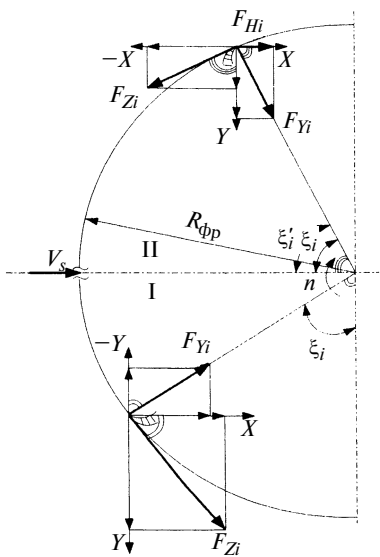


Рис. 1. Схема векторов сил, действующих на зуб фрезы при встречном (I) и попутном (II) фрезеровании

ровании можно путем графического моделирования составляющих силы резания на ПЭВМ.

В работе [1] приведена методика расчета мгновенных значений окружной F_{Z_i} и радиальной F_{Y_i} составляющих силы резания по измеренным в этот же момент времени работы инструмента силам F_{H_i} и F_{V_i} : сила F_{H_i} параллельна направлению вектора V_s скорости подачи и определяется в плоской прямоугольной системе координат (X, Y) по координате X ; а сила F_{V_i} , нормальная к силе F_{H_i} , — по координате Y (рис. 1). Рассматриваемые силовые параметры представляют собой векторы, находящиеся в соответствующих плоских декартовых системах координат. Согласно графическому построению мгновенных значений векторов сил F_{H_i} и F_{V_i} имеем:

для встречной схемы фрезерования (первая четверть на рис. 1)

$$F_{H_i} = F_{Z_i} \cos \xi_i + F_{Y_i} \sin \xi_i; \quad (1)$$

$$F_{V_i} = F_{Z_i} \sin \xi_i - F_{Y_i} \cos \xi_i, \quad (2)$$

где $0 < \xi_i \leq \pi/2$;

для попутной схемы фрезерования (вторая четверть на рис. 1)

$$F_{H_i} = F_{Z_i} \sin \xi_i - F_{Y_i} \cos \xi_i; \quad (3)$$

$$F_{V_i} = F_{Z_i} \cos \xi_i + F_{Y_i} \sin \xi_i, \quad (4)$$

где $\pi/2 \geq \xi_i \geq 0$.

Формулы (1)–(4) справедливы при условии, что радиус фрезы $R_{фр} \leq t$, где t — глубина фрезерования, принятая при фрезеровании концевыми фрезами. При $R_{фр} > t$ векторы сил F_{H_i} и F_{V_i} рассчитываются при $0 < \xi_i \leq \pi/2$ так же, как для встречного фрезерования,

а при $\frac{\pi}{2} < \xi_i \leq \pi$ — по формулам:

$$F_{H_i} = F_{Z_i} \sin \xi'_i - F_{Y_i} \cos \xi'_i; \quad (5)$$

$$F_{V_i} = F_{Z_i} \cos \xi'_i + F_{Y_i} \sin \xi'_i, \quad (6)$$

где $\xi'_i = \xi - \frac{\pi}{2}$.

Угол ξ_i рассчитывается согласно назначенным факторам фрезерования по функции $\xi_i = f(\psi_i)$, где ψ_i — мгновенный угол поворота зуба фрезы от момента ее касания с обрабатываемым материалом до некоторого значения глубины t фрезерования. Эта функциональная связь подробно описана в работе [1].

Анализ предлагаемых математических моделей и накладываемых ограничений показывает, что их решение позволит определить значения составляющих F_V и F_H силы резания и их направление в каждый момент рабочего хода зуба фрезы. Так, при встречном фрезеровании сила F_H не меняет своего знака в течение рабочего хода, а сила F_V может изменить направление своего действия и в конце рабочего хода при $t = R_{фр}$ достигает значений силы F_Z . При попутном фрезеровании сила F_H может быть переменной по направлению своего действия в течение времени контакта зуба фрезы с обрабатываемым материалом и уменьшаться до нуля после окончания рабочего хода. При $R_{фр} > t$ силы F_V и F_H направлены соответственно текущему моменту рабочего хода зуба фрезы.

Значения векторов сил F_{Z_i} и F_{Y_i} определяются по математическим моделям в виде степенных мультипликативных функций, предложенных в работе [2]:

$$F_{Z_i} = C_{F_z} B_{\psi_i}^{x_{F_z}} a_{\xi_i}^{y_{F_z}} v^{z_{F_z}} K_{F_z} + C'_{F_z} B_{\psi_i}^{x'_{F_z}} a_{\xi_i}^{y'_{F_z}} v^{z'_{F_z}} h_3^{m_{F_z}} K'_{F_z}; \quad (7)$$

$$F_{Y_i} = C_{F_y} B_{\psi_i}^{x_{F_y}} a_{\xi_i}^{y_{F_y}} v^{z_{F_y}} K_{F_y} + C'_{F_y} B_{\psi_i}^{x'_{F_y}} a_{\xi_i}^{y'_{F_y}} v^{z'_{F_y}} h_3^{m_{F_y}} K'_{F_y}, \quad (8)$$

где C_{F_z} , C_{F_y} , C'_{F_z} , C'_{F_y} — постоянные коэффициенты, учитывающие физические единицы факторов процесса; K_{F_z} , K_{F_y} , K'_{F_z} , K'_{F_y} — обобщенные поправочные коэффициенты, состоящие из произведений частных поправочных коэффициентов, учитывающих другие факторы резания (например $K_{F_z} = K_1 K_2 K_3$, где K_1 учитывает физико-механические свойства обрабатываемого материала, K_2 — химический состав износостойкого покрытия, K_3 — применяемую СОТС); верхние индексы x, y, z, x', y', z', m — степени влияния факторов процесса на силовые параметры (указаны индексом); B_{ψ_i} — значение фактора B при повороте фрезы на мгновенный угол ψ_i ; $a_{\xi_i} = S_z \sin \xi_i$ — номинальное значение (мм) срезаемого слоя при повороте точки приложения результирующего вектора силы на угол ξ_i (S_z — подача на зуб); v — скорость фрезерования.

Методика нахождения значений коэффициентов и степеней при обработке быстрорежущими концевыми фрезами конструкционных материалов показана в работе [2]. Предлагаемая методика графического моделирования рассматриваемых сил резания при фрезеровании требует

большого количества вычислений. Эта проблема решается путем создания программы графического моделирования силовых параметров на ПЭВМ. Для реализации данной программы необходимо рассчитывать значения a_{ξ_i} и B_{ψ_i} в формулах (7) и (8). Мгновенные значения a_{ξ_i} и B_{ψ_i} определяются соответственно углами поворота ξ_i и ψ_i .

Для встречной схемы фрезерования ($t \leq R_{\text{фр}}$; $\psi_B \leq \varphi_t$) имеем:

при $0 < \psi_i \leq \psi_B$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \frac{\psi_i}{2}, \quad B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_i}{180 \text{tg} \omega};$$

при $\psi_B < \psi_i \leq \psi_t$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \left(\psi_i - \frac{\psi_B}{2} \right), \quad B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_B}{180 \text{tg} \omega};$$

при $\psi_t < \psi_i \leq \psi_k$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \left(\frac{\psi_i - \psi_t}{2} + \psi_t - \frac{\psi_B}{2} \right), \\ B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_B}{180 \text{tg} \omega} - \frac{\pi R (\psi_i - \psi_t)}{180 \text{tg} \omega}.$$

Для попутной схемы фрезерования ($t \leq R_{\text{фр}}$; $\psi_B \leq \psi_t$) имеем:

при $\psi_t < \psi_i \leq \psi_k$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \left(\frac{\psi_i - \psi_t}{2} + \psi_t - \frac{\psi_B}{2} \right), \\ B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_B}{180 \text{tg} \omega} - \frac{\pi R (\psi_i - \psi_t)}{180 \text{tg} \omega};$$

при $\psi_B < \psi_i \leq \psi_t$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \left(\psi_i - \frac{\psi_B}{2} \right), \quad B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_B}{180 \text{tg} \omega};$$

при $0 < \psi_i \leq \psi_B$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \frac{\psi_i}{2}, \quad B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_i}{180 \text{tg} \omega}.$$

Для встречной схемы фрезерования ($t \leq R_{\text{фр}}$; $\psi_B > \psi_t$) имеем:

при $0 < \psi_i \leq \psi_t$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \frac{\psi_t}{2}, \quad B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_i}{180 \text{tg} \omega};$$

при $\psi_t < \psi_i \leq \psi_B$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \frac{\psi_t}{2}, \quad B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_t}{180 \text{tg} \omega};$$

при $\psi_B < \psi_i \leq \psi_k$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \left(\frac{\psi_t}{2} + \frac{\psi_i - \psi_B}{2} \right); \\ B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_t}{180 \text{tg} \omega} - \frac{\pi R (\psi_i - \psi_B)}{180 \text{tg} \omega}.$$

Для попутной схемы фрезерования ($t \leq R_{\text{фр}}$; $\psi_B > \psi_t$) имеем:

при $\psi_B < \psi_i \leq \psi_k$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \left(\frac{\psi_t}{2} + \frac{\psi_i - \psi_B}{2} \right);$$

$$B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_t}{180 \text{tg} \omega} - \frac{\pi R (\psi_i - \psi_B)}{180 \text{tg} \omega}.$$

при $\psi_t < \psi_i \leq \psi_B$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \frac{\psi_t}{2}, \quad B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_t}{180 \text{tg} \omega};$$

при $0 < \psi_i \leq \psi_t$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \frac{\psi_i}{2}, \quad B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_i}{180 \text{tg} \omega}.$$

Для смешанной схемы фрезерования при обработке пазов ($t > R_{\text{фр}}$; $\psi_B \leq \varphi_t$) имеем:

$$\psi_t = 90 + \arcsin \frac{t - R_{\text{фр}}}{R_{\text{фр}}};$$

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \xi_i \quad \text{при } 0 < \xi_i \leq 90^\circ;$$

$$a_{\xi_i} = S_z \cos(\xi_i - 90^\circ) \quad \text{при } 90^\circ < \xi_i \leq \psi_t;$$

$$B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_i}{180 \text{tg} \omega} \quad \text{при } 0 < \psi_i \leq \psi_B,$$

$$B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_B}{180 \text{tg} \omega} \quad \text{при } \psi_B < \psi_i \leq \psi_B;$$

$$B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_B}{180 \text{tg} \omega} - \frac{\pi R (\psi_i - \psi_B)}{180 \text{tg} \omega} \quad \text{при } \psi_t < \psi_i \leq \psi_k.$$

Если $\psi_t < \psi_B$, то имеем:

$$a_{\xi_i} = S_z \sin \xi_i \quad \text{при } 0 < \xi_i \leq 90^\circ;$$

$$a_{\xi_i} = S_z \cos(\xi_i - 90^\circ) \quad \text{при } 90^\circ < \xi_i \leq \psi_i;$$

$$B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_i}{180 \text{tg} \omega} \quad \text{при } 0 < \psi_i \leq \psi_i;$$

$$B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_t}{180 \text{tg} \omega} \quad \text{при } \psi_t < \psi_i \leq \psi_B;$$

$$B_{\psi_i} = \frac{\pi R \psi_t}{180 \text{tg} \omega} - \frac{\pi R (\psi_i - \psi_B)}{180 \text{tg} \omega} \quad \text{при } \psi_B < \psi_i \leq \psi_k.$$

В данных формулах: ψ_B — угол поворота зуба фрезы при достижении максимального значения ширины B фрезерования; ψ_t — угол поворота зуба фрезы при достижении максимального значения глубины t фрезерования; ω — угол наклона главной режущей кромки фрезы. Подача на зуб рассчитывается по формуле $S_z = S_{\text{min}}/n z$, мм/зуб, где $n = 1000v/\pi D_{\text{фр}}$.

Приведенная методика расчета мгновенных значений F_{Z_i} , F_{Y_i} , F_{V_i} , F_{H_i} при фрезеровании концевыми быстрорежущими фрезами действительна при участии в работе одного зуба фрезы. Если в работе одновременно участвуют несколько зубьев фрезы, то по методике, разработанной на основе графического моделирования, дальнейшее нахождение суммарных векторов осуществляется следующим образом. Используются схемы (рис. 2) векторов сил, действующих на зубья фрезы при одновременном участии в работе n зубьев. Из схемы векторов силы F_{Y_i} , представленной на рис. 2, a , находим суммарные силы:

$$F_{V_{i\Sigma}} = F_{Y_{i1}} \cos \xi_{i1} + F_{Y_{i2}} \cos \xi_{i2} + \dots + F_{Y_{in}} \cos \xi_{in};$$

$$F_{H_{i\Sigma}} = F_{Y_{i1}} \sin \xi_{i1} + F_{Y_{i2}} \sin \xi_{i2} + \dots + F_{Y_{in}} \sin \xi_{in}.$$

$$\text{Суммарная сила: } F_{Y_{i\Sigma}} = \sqrt{(F_{V_{i\Sigma}}^2 + F_{H_{i\Sigma}}^2)}.$$

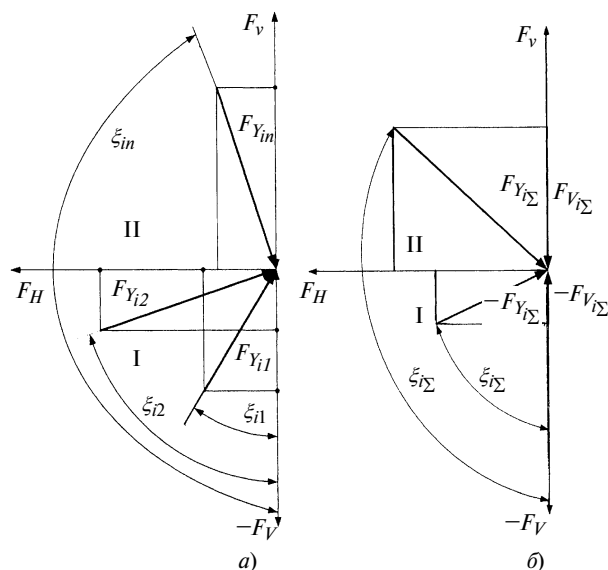


Рис. 2. Схемы векторов сил, действующих на зубья фрезы при участии в работе нескольких зубьев одновременно

Если сила $F_{V_i\Sigma}$ положительна (рис. 2, б), т. е. находится в четверти II, то угол ее приложения на окружности с радиусом $R_{фр}$ относительно координаты силы

F_V составляет $\xi_{i\Sigma} = \frac{\pi}{2} + \arctg \frac{F_{V_i\Sigma}}{F_{H_i\Sigma}}$: если $F_{V_i\Sigma}$ отрица-

тельна, т. е. находится в четверти I, то $\xi_{i\Sigma} = \arctg \frac{F_{H_i\Sigma}}{F_{V_i\Sigma}}$.

Окружная сила $F_{Z_i\Sigma} = F_{Z_{i1}} + F_{Z_{i2}} + \dots + F_{Z_{in}}$ и приложена там же, где приложена сила $F_{Y_i\Sigma}$.

Для встречной схемы фрезерования, характеризующейся ограничением радиуса фрезы: $R_{фр} \leq t$, а также для случая, когда $R_{фр} > t$, была составлена компьютерная программа графического моделирования составляющих F_Z , F_Y , F_V и F_H силы резания при фрезеровании быстрорежущими концевыми фрезами конструкционных углеродистых сталей. Программа позволяет графически моделировать силовые параметры при варьировании не только факторов фрезерования, степени изнашивания главной задней поверхности, но и угла ω наклона главной режущей кромки.

Следует отметить, что разработанная методика графического моделирования не только позволяет априорно выбирать косвенные диагностические признаки по силовым параметрам, но и может быть использована при проектировании концевых фрез, определении факторов, обеспечивающих максимально возможную равномерность, точность фрезерования и т. д.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гурин В. Д. Измерение и расчет силовых параметров при обработке концевыми фрезами // СТИН. 2005. № 9. С. 19–23.
2. Исследование силовых параметров при фрезеровании концевыми фрезами для диагностирования их состояния / В. Д. Гурин, С. М. Григорьев, С. В. Алешин, В. А. Семенов // Вестник машиностроения. 2005. № 9. С. 19–22.

УДК 621.793.1

В. Ю. ФОМИНСКИЙ, д-р физ.-мат. наук (МИФИ),
А. Г. ГНЕДОВЕЦ, канд. физ.-мат. наук (ИМЕТ РАН),
А. В. ХОРОМАНСКАЯ (РГУТиС)

Ионно-имплантационная обработка при использовании импульсной лазерной плазмы

Рассмотрены особенности ионно-имплантационной обработки поверхности материалов при использовании высокоионизованной плазмы, формируемой вблизи обрабатываемого изделия воздействием интенсивных лазерных импульсов на мишень из имплантируемого материала. Разработана математическая модель, описывающая динамику плазмы и формирование потока высокоэнергетических ионов, направленного на обрабатываемую поверхность под воздействием отрицательных высоковольтных импульсов. Модель позволяет рассчитывать поток и энергетический спектр имплантируемых ионов по начальным характеристикам плазмы и техническим параметрам высоковольтной системы.

Peculiarities of ion-implantation surface treatment at using of high-ionized plasma, being produced near of a workpiece by the effect of intense laser pulses on the target from implantable material, are considered. A mathematical model, describing the plasma dynamics and forming of high-ionized plasma stream, directed on the workpiece surface under effect of negative high-voltage pulses, has been elaborated. The model allows to calculate the stream and energy spectrum of the implantable ions regarding initial plasma characteristics and technical parameters of high-voltage system.

Облучение поверхности материалов ионами с высокой кинетической энергией (до нескольких десятков килоэлектрон-вольт) позволяет проводить важные структурно-фазовые изменения в приповерхностных слоях, формировать метастабильные "поверхностные" сплавы независимо от термодинамических свойств системы элементов основы и имплантируемых ионов, инициировать транспортные процессы (ионное перемещение) [1]. При оптимизации условий облучения, правильном выборе типа внедряемых ионов, совмещении облучения с осаждением атомного потока удастся существенно улучшить поверхностные свойства материалов различного функционального назначения. Из-за большого значения ионной имплантации в проведении широкого круга современных высокотехнологичных про-

цессов в последнее время активно осуществляется поиск новых конструктивно простых и недорогих способов реализации имплантационной обработки. Воздействие интенсивных лазерных импульсов обеспечивает конгруэнтное испарение и высокую степень ионизации импульсной плазмы из самых разных материалов. Выбор мишени для облучения (или набора из нескольких различных мишеней) однозначно определяет химический состав ионного пучка, формируемого из импульсной лазерной плазмы.

Особенности методики и примеры применения ионной имплантации из импульсной лазерной плазмы рассмотрены в ряде работ [2, 3]. Для проведения ионной имплантации обрабатываемое изделие устанавливается на определенном расстоянии от лазерной мишени. При разлете лазерной плазмы от мишени к изделию к нему прикладывается высоковольтный импульс (ВВ-импульс) отрицательной полярности, который вызывает ускорение ионов (до получения требуемой энергии) и их внедрение в поверхностные слои основы.

В качестве основных параметров, регулируемых при лазерной ионно-имплантационной обработке, следует выделить следующие: интенсивность лазерного воздействия на мишень, время подачи ВВ-импульса и его параметры, геометрические особенности взаимного расположения мишени и подложки. При варьировании этих параметров могут существенно изменяться плотность и энергетические характеристики лазерной плазмы, конфигурация и напряженность электрического поля между мишенью и подложкой, энергетические и дозовые характеристики ионного пучка.

Простота реализуемого технического решения лазерной ионной имплантации обуславливает некоторые сложности при определении оптимальных технологических режимов и мониторинге параметров обработки.

Импульсный характер плазмы, многофакторная зависимость свойств плазмы от режимов лазерного воздействия и свойств материала мишени, динамический характер процесса формирования ионного пучка под воздействием ВВ-импульса создают

трудности при прогнозировании и измерении реального энергетического спектра и дозы имплантируемых ионов.

Для описания динамики лазерной плазмы во внешнем электрическом поле применяли метод "частиц в ячейках" (Particle-in-Cell—PIC). Для описания физических процессов в плазме методом PIC совместно решались уравнения движения электронов и ионов из некоторой представительной выборки из полного числа частиц плазмы и уравнения Пуассона для потенциала самосогласованного электрического поля, рассчитываемого на узлах пространственной сетки.

При конкретизации требований к модели учитывали экспериментально выявленные особенности свободного разлета в вакууме лазерно-иницированной плазмы. Исследование [4] динамики расширения плазменного облака от титановой мишени показало, что после воздействия лазерного импульса наносекундной длительности поперечный размер плазмы (вдоль поверхности мишени) достаточно быстро возрастал от 1 до 10 мм за 1 ÷ 2 мкс. При этом фронт облака удалялся на 10 ÷ 20 мм от поверхности мишени. Затем преобладал одномерный разлет по нормали к поверхности мишени.

При ионно-имплантационной обработке лазерная мишень устанавливается, как правило, на расстоянии более 5 см от детали. Время свободного разлета плазменного облака от мишени до обрабатываемой поверхности может превышать 10 мкс. Это позволяет с некоторым приближением пренебречь радиальным расширением плазмы и рассматривать задачу в одномерной постановке. Воздействие лазерного импульса на мишень не рассматривалось, так как основные процессы, определяющие свойства плазмы, протекали за время, сравнимое с длительностью лазерного импульса (наносекунды), что намного меньше длительности ионного импульса.

Начальная загрузка "компьютерных" частиц (суперчастиц) соответствовала физическому моменту времени t_0 , достаточно малому по сравнению с характерным временем разлета лазерной плазмы от мишени

до обрабатываемой пластины. Это время соответствовало моменту удаления ионного фронта примерно на 10 мм от мишени при свободном разлете в вакууме. Для загрузки частиц выбрана процедура, при которой ионы мгновенно "инжектировались" с поверхности мишени с заданной функцией распределения по скоростям и разлетались в вакуум в течение времени t_0 . В качестве функции распределения были выбраны максвелловские функции распределения для однозарядных (зарядовое число $Z = 1$, индекс $i = i_{1+}$) и двухзарядных ($Z = 2$, $i = i_{2+}$) ионов:

$$f_i(v) = N_i \left(\frac{m_i}{2\pi k T_i} \right)^{3/2} \times \exp \left(- \frac{m_i (v - u_i)^2}{2k T_i} \right),$$

где N_i , T_i — плотность и — температура ионов плазмы; v , u_i — скорость и массовая скорость ионов; m_i — масса ионов.

Эти параметры задавали согласно результатам экспериментальных измерений. Электроны с максвелловской функцией распределения $f_e(v)$ загружались так, чтобы внутри плазменного облака выполнялось условие квазинейтральности:

$$N_e(x) = N_{i1+}(x) + 2N_{i2+}(x),$$

где N_{i1+} и N_{i2+} — концентрации однозарядных и двухзарядных ионов.

Случайные выборки частиц по заданным распределениям по скоростям и пространственным распределениям их плотности проводили методом исключения. Самосогласованное электрическое поле $E = -\nabla\phi$ в плазме определяли из решения уравнения Пуассона:

$$\Delta\phi = - \frac{1}{\epsilon} \rho, \quad \rho = e[N_{i1+}(x) + 2N_{i2+}(x) - N_e(x)].$$

В качестве граничных условий в уравнении Пуассона использовали известные значения потенциала на заземленной мишени $\phi(x = 0, t) = 0$ и на пластине $\phi(x = x_s, t) = V_s(t)$, к которой с некоторой временной задержкой после лазерного импульса прикладывался ВВ-импульс $V_s(t)$. Форма модельного импульса напряжения задавалась достаточно слож-

ной функцией, вид которой определялся по результатам аппроксимации формы реального ВВ-импульса от импульсного трансформатора. Время нарастания напряжения немного превышало 1 мкс, амплитуда ускоряющего напряжения составляла 50 кВ, полная длительность импульса — примерно 7 мкс.

После определения самосогласованного электрического поля E рассчитывали новые значения скоростей и координат частиц по их старым значениям, полученным в предыдущем цикле, по следующей схеме:

$$v_j^{new} = v_j^{old} + \frac{q_j E}{m_j} \delta t;$$

$$x_j^{new} = x_j^{old} + v_j^{new} \delta t,$$

где заряд q_j частицы выбирали равным $-e$, e и $2e$ соответственно для однозарядных электронов и двухзарядных ионов.

Описанный алгоритм PIC циклически повторялся с шагом по времени δt до тех пор, пока в результате осаждения на пластину и частичного возврата на мишень из разрядного промежутка не выходила большая часть ионов.

Для задания начального распределения плотности плазмы и скорости ее движения при свободном разлете в вакууме были использованы результаты экспериментальных измерений времяпролетных спектров ионов. Для этого в камеру вводился детектор ионов, а регистрируемый сигнал обрабатывался по методике [5], позволяющей установить необходимые для расчетов параметры ионной компоненты плазмы. При этом учитывалось, что в случае образования высокоионизованной плазмы сигнал на детекторе описывался выражением, учитывающим вклады от ионов разной зарядности: $I(t) = \sum_j I_j(t)$.

Ионный поток отдельной компоненты изменялся во времени на детекторе, установленном на расстоянии l от мишени, согласно выражению

$$I(l, t) \propto l^2 t^{-5} \exp\left[-\frac{m_i}{2kT_i} \left(\frac{l}{t} - u_i\right)^2\right].$$

На рис. 1 представлены характерные результаты измерения время-

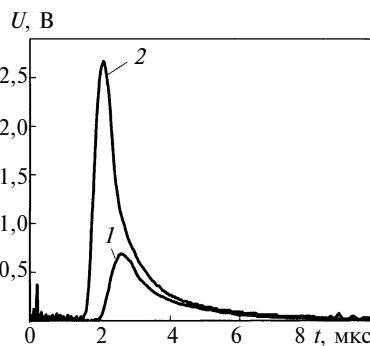


Рис. 1. Зависимости напряжения U от времени t при детектировании ионных сигналов от импульсной лазерной плазмы при $F = 5$ (1) и $12,5$ Дж/см² (2)

пролетных спектров ионов из титановой мишени под воздействием лазерных импульсов с плотностью F энергии, равной 5 и 12,5 Дж/см² (время отсчитывалось от момента лазерного воздействия на мишень). Длительность лазерных импульсов составляла 10 нс. Математическая обработка сигналов позволила определить основные параметры ионной компоненты. При воздействии лазерного импульса с $F = 5$ Дж/см² разлет одно- и двухзарядной компоненты описывался следующими параметрами: $kT_{i1+} = 30$ эВ, $u_{i1+} = 2 \cdot 10^6$ см/с, $kT_{i2+} = 6$ эВ, $u_{i2+} = 3 \cdot 10^6$ см/с. Концентрация двухзарядных ионов составляла 15%. При воздействии более интенсивного лазерного импульса были установлены следующие параметры плазмы: $kT_{i1+} = 15$ эВ, $u_{i1+} = 3 \cdot 10^6$ см/с, $kT_{i2+} = 3$ эВ, $u_{i2+} = 4 \cdot 10^6$ см/с. Концентрация двухзарядных ионов возрастала до 40%.

При таких скоростях разлета фронт плазмы удалялся на 10 мм от поверхности мишени примерно за $0,2 \div 0,3$ мкс. Измерения заряда позволили оценить плотность плазмы, которая образовывалась в слое толщиной 10 мм. При воздействии лазерным импульсом с $F = 5$ Дж/см² плотность ионов в таком слое составляла $N_i = 10^{12}$ см⁻³, а при воздействии импульсом с $F = 12,5$ Дж/см² $N_i = 1,8 \cdot 10^{12}$ см⁻³.

При моделировании варьировались как свойства плазмы, так и время включения ВВ-импульса после лазерного воздействия на мишень (Δt). Согласно расчетам в случае достаточно быстрого включения ВВ-импульса после лазерного импульса

(временная задержка $\Delta t = 0,5$ мкс) электрическое поле распределялось по пространству от фронта плазмы до подложки. Собственная динамика плазмы во многом определяла конфигурацию поля в этом пространстве. Под действием поля на фронте плазмы постепенно формировалась область положительного пространственного заряда (рис. 2, а). Концентрация ионов различной зарядности в этой области и определяла энергетический спектр имплантируемых ионов. Первые ионы падали на подложку уже примерно через 0,4 мкс после включения внешнего поля. Потенциал подложки в это время составлял примерно -20 кВ. Однако в связи с тем, что на фронте плазмы преобладали ионы Ti^{2+} , энергия имплантируемых ионов была близка к 40 кэВ. Примерно еще через 0,04 мкс на подложку падали ионы Ti^{+} с энергией ≈ 20 кэВ. В дальнейшем энергетический спектр имплантируемых ионов формировался из двух компонент, обусловленных имплантацией Ti^{+} и Ti^{2+} . По мере роста напряжения энергетическая область имплантации двухзарядных ионов уширялась от 20 до 50 кэВ, а однозарядных — от 40 до 100 кэВ. Примерно через 0,7 мкс верхняя граница энергетического спектра Ti^{+} достигала нижней границы энергетического спектра имплантируемых ионов Ti^{2+} .

В момент включения электрического поля фронт плазмы располагался на расстоянии примерно 6 см от подложки. Однако затем в результате массового движения потока плазмы поле достаточно быстро "прижималось" к подложке, и через 1,5 мкс граница плазмы была локализована вблизи подложки на расстоянии ≈ 2 см. В это время ускоряющее напряжение достигало максимального значения. На фронте плазмы преобладали ионы Ti^{2+} , которые "вытягивались" из плазмы в область положительного пространственного заряда и захватывались внешним электрическим полем. Согласно расчетам от момента включения ускоряющего электрического импульса до 2,5 мкс в потоке имплантируемых ионов преобладали ионы Ti^{2+} . В результате этого в энергетическом спектре внедряемых ионов формировалась ярко выраженная компонента с энергией,

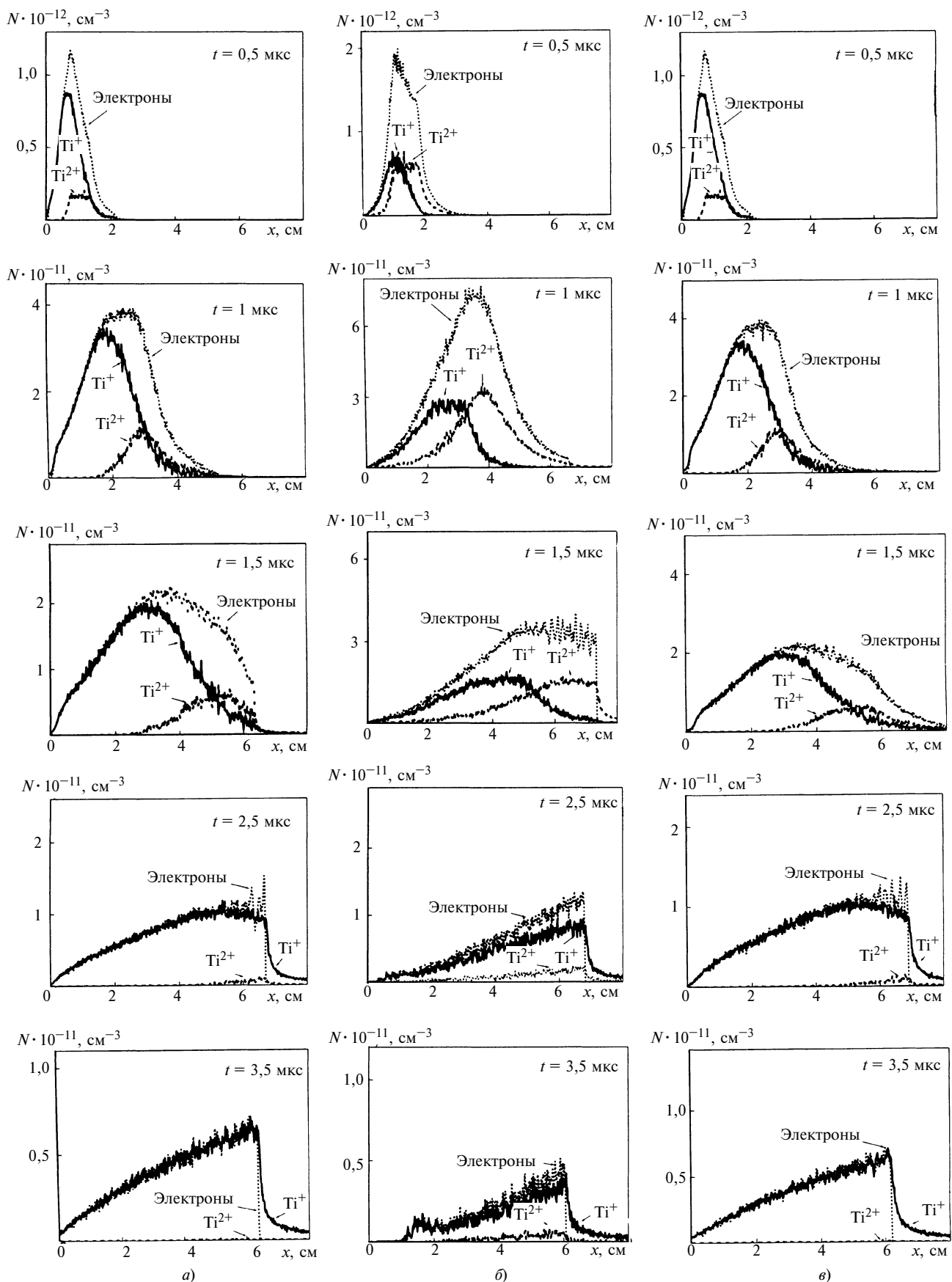


Рис. 2. Расчетное изменение концентрации компонентов лазерной плазмы в пространстве и во времени при разлете в импульсном электрическом поле от мишени ($x = 0$) до обрабатываемой пластины ($x = 8$ см):

a — при $F = 5$ Дж/см², $\Delta t = 0,5$ мкс; *б* — при $F = 12,5$ Дж/см², $\Delta t = 0,5$ мкс; *в* — при $F = 5$ Дж/см², $\Delta t = 1,5$ мкс

близкой к 100 кэВ. Затем сила электрического тока на подложке понижалась, так как поток ионов Ti^{2+} , а следовательно, переносимый заряд, заметно уменьшались. Имплантационный процесс в дальнейшем развивался в основном с участием однозарядных ионов.

Имплантация ионов Ti^+ протекала при достаточно стабильном положении плазменной границы. Собственная динамика плазмы обеспечивала постоянный приток ионов Ti^+ в область пространственного заряда. Энергетический спектр имплантируемых ионов во многом определялся величиной ускоряющего напряжения. Спад ускоряющего напряжения протекал более медленно, чем процесс имплантации ионов Ti^+ из той части потока плазмы, которая характеризовалась относительно высокой скоростью (близкой к массовой) и большой концентрацией частиц. В результате в энергетическом спектре имплантируемых ионов возникла интенсивная компонента с энергией, близкой к 50 кэВ. В дальнейшем процесс имплантации развивался в условиях спада ускоряющего напряжения из плазмы, которая была относительно однородно распределена в межэлектродном пространстве. Собственная динамика частиц и в этих условиях обеспечивала достаточный приток ионов в область пространственного заряда. В результате граница плазмы сначала немного удалялась от подложки (на ≈ 25 мм), а затем (примерно через 6 мкс после включения внешнего поля) опять слабо приближалась к ней.

Согласно расчетам в процессе импульса обработки скоростной спектр ионов в плазме постепенно сужался за счет "ухода" быстрых ионов, внедряемых в деталь. Со стороны низкоскоростной границы спектр практически не изменялся. В результате в межэлектродном пространстве мишень — подложка достаточно долго могли сохраняться медленные ионы. В рассматриваемом случае малой временной задержки включения ВВ-импульса медленные ионы долетали до подложки после окончания ускоряющего импульса, обуславливая появление в энергетическом

спектре компоненты вблизи отметки с нулевой энергией.

При использовании высокоионизованной плазмы, образующейся при воздействии лазерного импульса с $F = 12,5$ Дж/см², вклад двухзарядных ионов становился во многом доминирующим. Быстрый собственный разлет плазмы обуславливал эффективное использование ионов плазмы в имплантационном потоке, так как все ионы импульсной плазмы успевали ускориться импульсным внешним электрическим полем (рис. 2, б).

Моделирование динамики плазмы для случая относительно большой, равной 1,5 мкс, временной задержки включения ВВ-импульса после лазерного импульса показало, что картина процесса может существенно измениться (рис. 2, в). До включения напряжения ВВ-импульса плазма распределялась по всему пространству между мишенью и подложкой. При включении поля на границе плазмы и поверхности детали за 0,5 мкс формировалась область положительного пространственного заряда толщиной около 5 мм. Затем граница плазмы несколько удалялась от детали и через 2,5 мкс после включения поля локализовалась на расстоянии 20 мм от ее поверхности. В дальнейшем граница плазмы перемещалась крайне медленно. Практически все ионы Ti^{2+} имплантировались в течение первой микросекунды после включения ВВ-импульса. За это время потенциал обрабатываемой поверхности изменялся в широком диапазоне (от 0 до -50 кВ). В дальнейшем в процессе имплантации участвовали только ионы Ti^+ . Увеличение времени задержки приводило к тому, что в энергетическом спектре пик ионов с энергией ≈ 100 кэВ практически исчезал. Образовывалось лишь сильно размытое плато в диапазоне 50 ÷ 100 кэВ. Однако в этом случае практически все ионы лазерной плазмы использовались для имплантационной обработки.

Расчитанные энергетические спектры ионов, имплантируемых из импульсной лазерной плазмы при варьировании условий обработки, представлены на рис. 3. На рис. 4 приведена расчетная форма импуль-

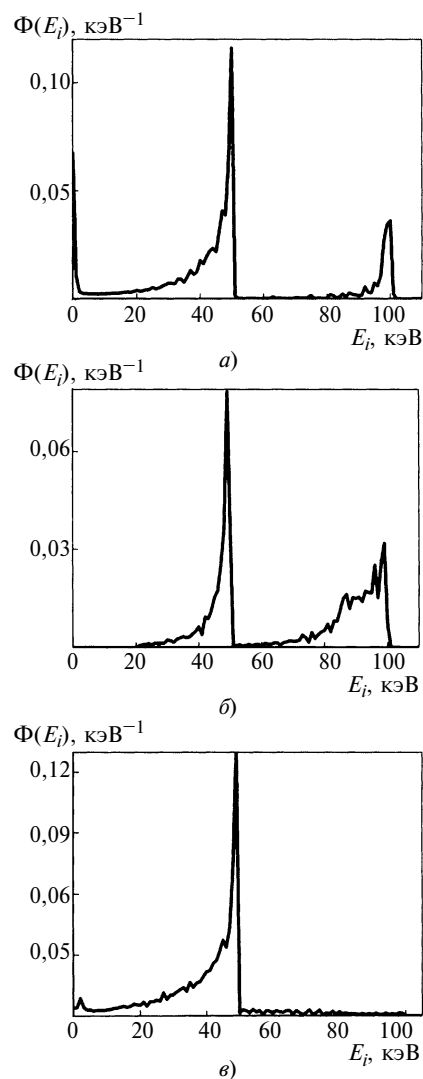


Рис. 3. Расчетное относительное содержание ионов титана $\Phi(E_i)$ с энергией E_i в импульсном ионном потоке при режимах имплантационной обработки:

- а) $F = 5$ Дж/см², $\Delta t = 0,5$ мкс;
- б) $F = 12,5$ Дж/см², $\Delta t = 0,5$ мкс;
- в) $F = 5$ Дж/см², $\Delta t = 1,5$ мкс

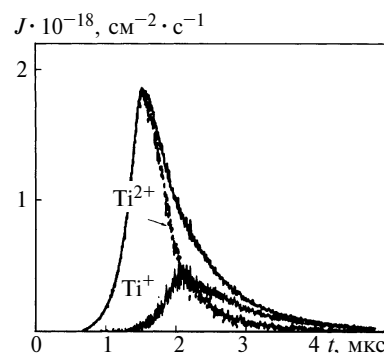


Рис. 4. Расчетное изменение плотности J_i потока ионов во время одного импульса имплантационной обработки из лазерной плазмы при $F = 12,5$ Дж/см², $\Delta t = 0,5$ мкс

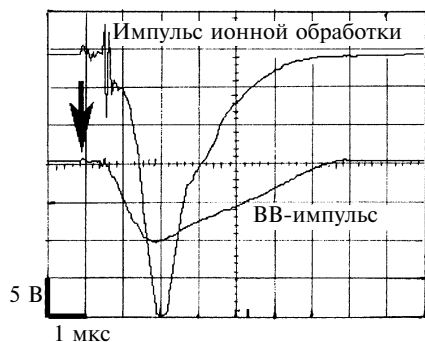


Рис. 5. Осциллограмма электрического сигнала, соответствующего ионному импульсу, возникающему при включении ВВ-импульса в случае имплантационной обработки при $F = 12,5 \text{ Дж/см}^2$, $\Delta t = 0,5 \text{ мкс}$

са ионного тока, которая качественно совпадала с формой электрического импульса, измеренного на лазерной мишени в реальном процессе имплантационной обработки (рис. 5, момент лазерного воздействия на мишень отмечен стрелкой). Однако измеренный импульс тока оказался несколько более затянутым во времени, чем модельный.

Модельные энергетические спектры позволяют прогнозировать глубинное распределение имплантированных ионов в обрабатываемом изделии. Возможен подход, при котором предварительно создается база данных теоретических профилей для моноэнергетического пучка ионов. Эти профили рассчитываются по программе SRIM (Stopping and Range of Ions in Matter) для фиксированных значений энергии ионов и выбранного обрабатываемого материала. Затем профили, рассчитанные по программе SRIM, суммируются с учетом доли ионов с определенной энергией в полном энергетическом спектре, рассчитанном по PIC модели.

В качестве примера на рис. 6 приведены результаты расчета профилей концентрации распределения титана по глубине в кремнии в случае имплантации из лазерной плазмы, образованной при $F = 5 \text{ Дж/см}^2$ и $\Delta t = 0,5 \text{ мкс}$. Доза ионной имплантации составляла $\approx 10^{15} \text{ см}^{-2}$. Частота следования импульсов обработки — 10 Гц. Расчетную дозу подбирали таким образом, чтобы модельная концентрация титана на глубине 50 нм совпадала с измеренной в

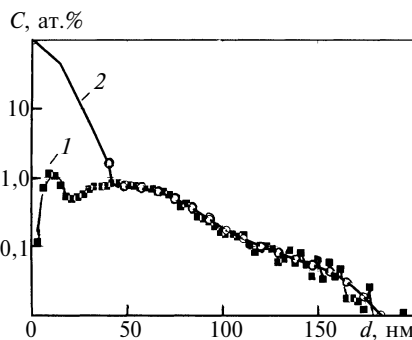


Рис. 6. Расчетный (1) и измеренный (2) профили распределения концентрации C атомов титана по глубине d в кремниевой пластине при ионно-имплантационной обработке и $F = 5 \text{ Дж/см}^2$, $\Delta t = 0,5 \text{ мкс}$

процессе обработки. Ионно-имплантированную пластину кремния исследовали методом обратного резерфордовского рассеяния ионов гелия. Сравнение расчетного и измеренного глубинного профилей титана в кремнии показало, что формы профилей достаточно хорошо совпадали в глубоко залегающих слоях подложки (более 50 нм). Однако эти профили сильно различались в приповерхностном слое кремния. На поверхности обработанной пластины кремния после ионной имплантации из лазерной плазмы формировался тонкий слой с высокой концентрацией титана.

Можно предположить, что на формирование реального глубинного распределения имплантированных ионов оказывали влияние три неучтенных при моделировании процесса. Один из процессов заключается в ионно-иницированном перемешивании тонкой пленки титана с кремниевой пластиной. Известно, что в лазерном факеле на поздних стадиях разлета концентрация ионов составляет $\approx 10\%$ общего потока испаренного вещества. Это могло привести к тому, что при ионной имплантации из лазерной плазмы внедрение ионов титана протекало через тонкую пленку титана, осаждавшуюся на поверхность кремниевой пластины из паровой (нейтральной) компоненты лазерно-иницированного эрозионного факела. Моделирование ионного перемешивания по программе SRIM показало, что толщина слоя, в котором развивается перемешивание

атомов титана (из пленки) и кремния (из пластины), может достигать 30 нм. При этом концентрация атомов титана, внедряющихся в поверхностный слой кремния в результате ионного перемешивания, существенно превышает концентрацию имплантируемого титана.

Другой возможный процесс эффективного легирования поверхностного слоя детали заключается в имплантации низкоэнергетических ионов, которые не учитывались при моделировании. При реальном (трехмерном) разлете лазерной плазмы часть ионов из лазерно-иницированного факела распределяется по всему объему камеры, и они могут бомбардировать деталь относительно долгое время после спада ускоряющего напряжения. Небольшой отрицательный потенциал сохранялся на держателе детали в течение всего промежутка времени между импульсами. Наконец, моделью не учитывалось взаимодействие вторичных электронов, выбитых из обрабатываемого изделия имплантируемыми ионами, с нейтральной компонентой лазерного факела. Ионизация низкоскоростной нейтральной компоненты вторичными электронами может как обусловить повышение относительной доли низкоэнергетических ионов в общей дозе имплантации, так и увеличить длительность импульса ионного тока. Это связано с тем, что нейтральная компонента разлетается с меньшей скоростью, чем ионы. Поэтому образовавшиеся в ней новые ионы будут существенно отставать от "лазерно-ионизированной" компоненты и ускоряться на стадии спада ВВ-импульса. Следует отметить, что рассмотренные процессы влияют на относительно тонкие приповерхностные слои толщиной не более 50 нм. Ионно-иницированные изменения в более глубоких слоях детали могут быть обусловлены только имплантацией ионов из лазерной плазмы под действием ВВ-импульсов.

Таким образом, разработанная методика воздействия на сильно ионизованную лазерную плазму интенсивными импульсными электрическими полями позволяет проводить имплантацию высокоэнергетических ионов, обусловленную ускорением ионов высокого заряда. Созданная

компьютерная модель процесса ионно-имплантационной обработки вполне адекватно воспроизводит формирование пучка высокоэнергетических ионов из такой плазмы. С помощью модели удается достаточно точно считать энергетический спектр высокоэнергетической компоненты ионного пучка при варьировании технологических условий: начальных характеристик плазмы, времени включения и формы высоковольтных импульсов. На формирование реального глубинного профиля внедряемого элемента влияют ионное перемешивание и внедрение

низкоэнергетических ионов из объема технологической камеры и ионизированной электронным пучком нейтральной компоненты. Эти процессы могут существенно повысить концентрацию внедренных атомов в тонком поверхностном слое толщиной до нескольких десятков нанометров.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Быковский Ю. А., Неволин В. Н., Фоминский В. Ю.** Ионная и лазерная имплантация металлических материалов. М.: Энергоатомиздат, 1991. 240 с.
2. **Импульсная имплантация ионов при лазерной абляции материалов / В. Е. Кош-**

манов, А. Л. Смирнов, В. Ю. Фоминский и др. // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2003. № 2 (51). С. 37—51.

3. **Фоминский В. Ю., Хороманская А. В.** Совершенствование комплексной технологии вакуумного осаждения и ионно-лучевой обработки покрытий с применением импульсной лазерной плазмы // Вестник машиностроения. 2006. № 9. С. 58—62.

4. **Sasaki K., Matsui S., Ito H., Kadota K.** Dynamics of laser-ablation Ti plasmas studied by laser-induced fluorescence imaging spectroscopy // J. Appl. Phys. 2002. Vol. 92. N 11. P. 6471—6476.

5. **Time-of-flight profile of multiply-charged ion currents produced by a pulse laser / J. Krása, A. Lorusso, D. Doria et al. // Plasma Phys. Control. Fusion. 2005. Vol. 47. P. 1339—1349.**

УДК 669.14:621.373.826

А. В. БРОВЕР, канд. техн. наук (Донской ГТУ, г. Ростов-на-Дону)

Структурное состояние поверхностных слоев стали X12M после лазерно-акустической обработки

Представлены результаты исследований структуры и свойств поверхностных слоев образцов стали X12M, прошедших лазерную закалку и ультразвуковую обработку в различных комбинациях с целью получения высокопрочного поверхностного слоя.

Investigation results of structure and properties of surface samples of X12M steel after laser hardening and ultrasonic treatment in various combinations, purposed on the surface layer strengthening, are presented.

В ряду современных способов поверхностного упрочнения металлических материалов значительное место занимает метод, сочетающий в себе лазерный нагрев и ультразвуковую обработку (УЗО) в различных комбинациях. Это наиболее эффективный метод в силу многоцикличности, он легко встраивается в технологические процессы обработки поверхностных концентрированными потоками энергии (КПЭ).

При лазерно-акустическом упрочнении ультразвуковые колебания (УЗК) изменяют кинетику протекания фазовых превращений и диффузии, влияют на степень их завершенности в условиях высоких скоростей лазерного нагрева и охлаждения, что лежит в основе гибкого управления структурно-напряженным состоянием обрабатываемой поверхности [1].

Взаимосвязь параметров качества поверхностного слоя и свойств изделий обусловлена тем, что поверхность изделия должна быть достаточно твердой, иметь сжимающие остаточные напряжения, мелкодисперсную структуру и сглаженную форму микронеровностей. Этого можно достичь различными способами, в том числе сочетанием лазерной обработки и поверхностного пластического деформирования (ППД) ультразвуковыми колебаниями. УЗО значительно снижает неоднородность микрорельефа обрабатываемой поверхности,

что важно при использовании лазерного импульса для оплавления поверхности [2]. Важно и то, что при акустическом воздействии размеры и форма обрабатываемого изделия не изменяются, в отличие от стандартных широко используемых деформационных технологий. Это позволяет использовать УЗО для сложнопрофильного инструмента и конструкций.

Рассмотрим процессы, протекающие в поверхностных слоях стали X12M при УЗО в сочетании с лазерным упрочнением. Акустическая обработка проводилась как до лазерного облучения, так и после. В первом случае достигалось деформационное упрочнение поверхностных слоев изделия, во втором — обеспечивалось снижение шероховатости и некоторое дополнительное упрочнение поверхностных слоев.

Исследования проводили на образцах размером $10 \times 10 \times 15$ мм из стали X12M (C — $1,45 \div 1,65$ %; Mn — $0,15 \div 0,4$ %; Si — $0,15 \div 0,35$ %; Cr — $11 \div 12,5$ %; Mo — $0,4 \div 0,6$ %; S ≤ $0,03$ %; P ≤ $0,03$ %; V — $0,15 \div 0,3$ %) после нормализации. Для получения достоверных результатов для каждого варианта упрочнения обрабатывали по семь образцов. Импульсную лазерную обработку осуществляли на установке Квант-16, изменяя плотность мощности излучения от 80 до 100 МВт/м². Мощность излучения менялась в широких пределах дефокусировкой луча от 3 до 6 мм и уменьшением длительности излучения от $3 \cdot 10^{-3}$ до $6 \cdot 10^{-3}$ с.

Ультразвуковые колебания частотой 21,2 кГц и амплитудой 10 мкм подводили к поверхности образца перпендикулярно. Обработка осуществлялась через тонкую прослойку минерального масла, выполняющую роль акустической линзы в тех местах, где отсутствовал механический контакт волновода с поверхностью образца вследствие шероховатости поверхности. Ультразвуковые колебания задавали ультразвуковым генератором УЗГ1-1,

магнито-стрикционнм преобразователем ПМС1-1 и продольно-крутильным ультразвуковым волноводом, на конце которого закрепляли образец. Волновод, выполненный на основе титанового сплава, обеспечивает интенсификацию УЗК ввиду акустической прозрачности материала и эффективного воздействия.

Микроструктуру исследовали на поперечных и продольных шлифах с помощью микроскопов МИМ-7 и Neophot-21. Тонкую структуру обработанных слоев исследовали на электронном микроскопе ЭММА-4 ($\times 15\,000 \div 20\,000$) методом, который основывается на формировании изображения по дифракционному контрасту. Микротвердость определяли с помощью прибора ПМТ-3 при нагрузке 0,49 Н, выдерживалось стандартное размещение отпечатков: минимально допустимое расстояние между центрами соседних отпечатков составляло 30 мкм, от центра отпечатка до края образца — 20 мкм.

Фазовый состав в зонах термовоздействия определяли методом дифракционного рентгеновского анализа по глубине после электролитического полирования образцов и металлографического контроля структуры поверхности. Исследования проводили на дифрактометре ДРОН-0,5 в фильтрованном FeK_α -излучении регистрацией интенсивности сцинтиляционным счетчиком. Съемка профилей рентгеновских линий велась в режиме непрерывной записи со скоростью $1^\circ/\text{мин}$.

Поверхностное пластическое деформирование вызывает значительные изменения в кристаллическом строении основных фаз стали. При деформации происходит повышение плотности дефектов, которое проявляется в увеличении ширины рентгеновских линий [3]. Несовершенства кристаллического строения во многом определяют механизм и кинетику фазовых и структурных превращений при термообработке.

В работах [4, 5] отмечалось, что и УЗК интенсифицируют увеличение концентрации точечных дефектов в кристаллах и способствуют повышению плотности дислокаций на 1—2 порядка, что подтвердили экспериментальные исследования.

Из рис. 1 видно, что на стали Х12М после УЗО происходит уширение рентгеновских рефлексов.

Таким образом, формирование окончательной структуры сплава, а следовательно, и его свойств при лазерной обработке после акустического воздействия происходит в условиях повышенной плотности несовершенств кристаллического строения основных фаз металла [5]. Преимуществом УЗО по сравнению с лазерной обработкой является то, что происходит ориентация основных фаз и несовершенств строения, т. е. формируется текстура [6], что проявляется в аномальном соотношении интенсивностей рефлексов аустенита [7] (рис. 2).

Если формирующаяся текстура в поверхностных слоях материала согласуется с напряженным состоянием обработанного изделия, то комбинированная обработка приводит к снижению коэффициента трения и повышению износостойкости. Сочетание УЗО с лазерным воздействием не всегда положительно изменяет показатель прочности. Однако при этом формируется более равновесная микроструктура (например, относительно микроструктуры, формирующейся при статическом напряжении) с более плотными границами ячеек, из

которых выход дислокаций более затруднен [6]. Экспериментальные исследования показали, что при такой обработке в поверхностных слоях материала формируется структура, которая характеризуется оптимальным сочетанием насыщенности твердых растворов углеродом и легирующими элементами, и структурной неоднородностью, возникающей при частичном растворении исходных карбидов сплавов. Кроме того, наблюдаются эффект раство-

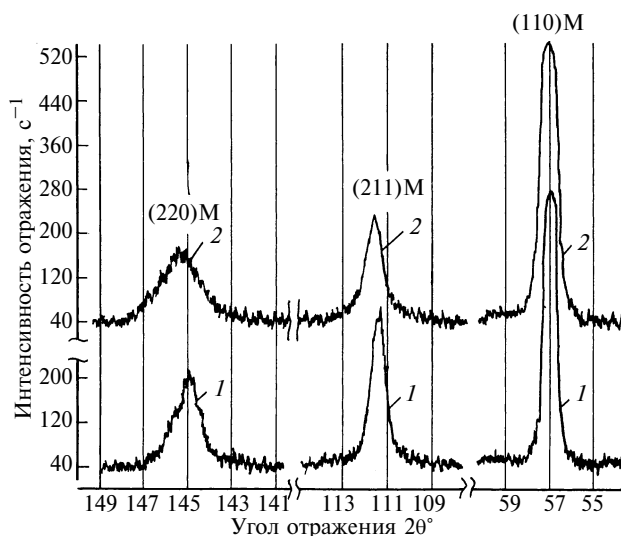


Рис. 1. Фрагменты рентгенограмм: (220) М, (210) М — кристаллографические индексы атомных плоскостей мартенсита

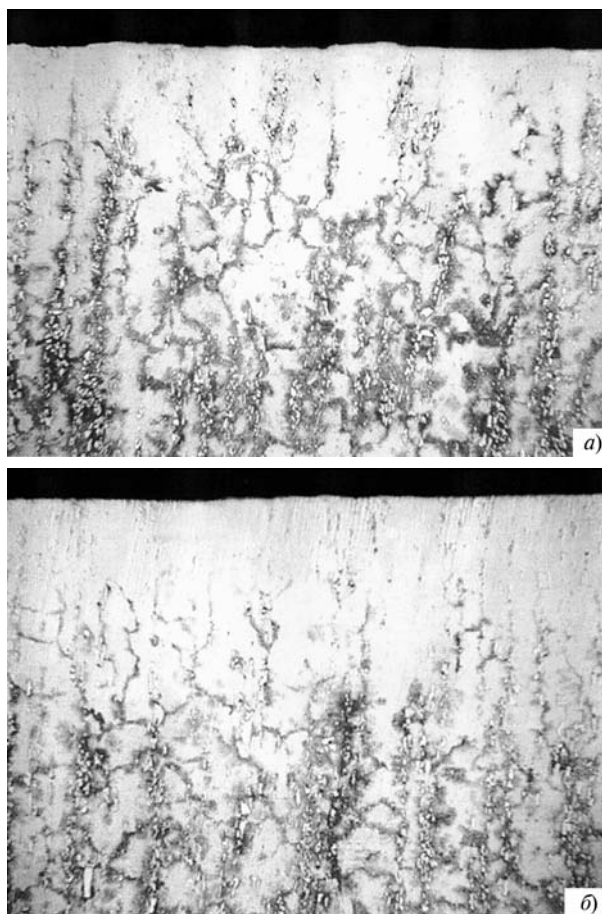


Рис. 2. Структура образцов до (а) и после (б) УЗО

рения карбидов легирующих элементов и формирование текстуры в поверхностных слоях металла (см. рис. 2, б).

Эффекты упрочнения, имеющее место после ультразвукового воздействия и играющие положительную роль после лазерной обработки, обусловлены подготовленностью структуры к высокотемпературной обработке, так как повышается дисперсность мартенситных кристаллов, что связано с особенностью аустенита наследовать субструктуру, сформированную при УЗО. Кроме того, изменяются состояние и степень распада твердых растворов аустенита и мартенсита при закалочном охлаждении, интенсифицируется выделение мелкодисперсных карбидов.

Как показали металлографический анализ и дюрометрические исследования образцов различных сталей, УЗО перед лазерной термообработкой позволяет увеличить глубину упрочненного слоя на $15 \div 25$ %, повысить твердость поверхностных слоев на $25 \div 30$ % по сравнению с твердостью упрочненных слоев неподготовленной поверхности. Однако для сталей с содержанием углерода более 1 % (например, в случае обработки стали X12M), кроме увеличения глубины упрочненного слоя, УЗО не приводит к повышению твердости по сравнению с лазерной обработкой без УЗО.

Испытания образцов из стали X12M на конструкционную прочность и износостойкость показали, что УЗК, подводимые к поверхности материала перед лазерной обработкой, повышали эти показатели на $10 \div 15$ %.

Таким образом, УЗО перед лазерным поверхностным термоупрочнением вызывает изменения в структуре, аналогичные изменениям при низкотемпературном отпуске. Ускорению двухфазного распада мартенсита после лазерной обработки способствует повышение плотности дефектов в структуре основных фаз поверхностных слоев металла при УЗО.

Исследовали образцы, прошедшие комбинированную поверхностную обработку, при которой УЗК создавались в материале после лазерного упрочнения. При этом вследствие интенсивного ударного воздействия УЗК происходит поверхностное пластическое деформирование стали на глубину до 400 мкм. Установлено, что под действием УЗК происходит дробление игл мартенсита лазерной закалки, уменьшаются блоки когерентного рассеяния, что проявляется в смещении рентгеновских рефлексов α -фазы в сторону больших углов отражения [1, 7] (см. рис. 1). Металлографические исследования подтвердили, что УЗО способствует диспергированию структурных составляющих, формирующихся при лазерной закалке, и более равномерному их распределению. Как уже отмечалось, УЗО способствует повышению плотности дислокаций и снижению содержания остаточного аустенита, что обеспечивает улучшение прочностных и пластических свойств слоя и повышение твердости на $7 \div 10$ %.

Особенностью данного упрочнения является переход нестабильного структурного состояния поверхностного слоя после лазерного воздействия в термоустойчивое с остаточными напряжениями сжатия вследствие высокоскоростной деформации. В зоне оплавления это достигается миграцией вакансий и возникновением дислокаций с образованием новых объемов, ограниченных упорядоченными дислокационными построениями, которые

приводят к релаксации пиковых напряжений и созданию мелкодисперсной структуры [5]. Кроме того, вследствие поверхностного деформирования акустическими волнами возникает напряжение сжатия, что улучшает эксплуатационные свойства материала. Комбинированный способ упрочнения с УЗО в качестве финишной операции улучшает микрорельеф поверхности [2].

Акустическая активация в комбинации как перед лазерной обработкой, так и после увеличивает скорость твердофазных процессов, лимитируемых диффузией, и скорость взаимодействия компонент твердого раствора на начальных стадиях. При увеличении времени ультразвукового воздействия скорость протекания процесса несколько снижается [8]. Для каждого сплава существует оптимальное время УЗО, которое определяется опытным путем, несмотря на то, что существуют модели (Таммана—Вагнера, Яндера, Журавлева—Лесохи́на—Темпельмана), описывающие зависимости изменений от продолжительности воздействий.

Выводы

Исследования образцов из стали X12M, прошедших лазерно-акустическую обработку, показали, что в поверхностном слое кроме стабильных фаз имеются метастабильные промежуточные фазы сложного состава, сформировавшиеся вследствие высокоэнергетического воздействия, сверхвысоких скоростей нагревания, охлаждения и ультразвуковых колебаний.

Лазерно-акустическое упрочнение стали приводит к образованию различных соединений и фаз, распределение которых в поверхностном слое носит ориентированный мелкодисперсный характер, кроме того, увеличивается плотность дефектов и наблюдается эффект локальной пластической деформации, в результате чего повышается твердость поверхности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Гуреев Д. М.** Лазерно-ультразвуковое упрочнение поверхности стали // Квантовая электроника. 1998. № 3. С. 282—286.
2. **Особенности** формирования микрорельефа поверхности при лазерно-ультразвуковой обработке цилиндрических поверхностей деталей / О. Г. Девойно, С. Ф. Кукин, А. А. Баркун и др. // Вестник Полоцкого государственного университета. Сер. "Фундаментальные науки". 2005. № 10. С. 78—81.
3. **Бернштейн М. Л., Капуткина Л. М., Прокошкин С. Д.** Структура и субструктура аустенита, образующегося при нагреве закаленных и термомеханически упрочненных сталей // Физика металлов и металловедение. Т. 54. 1982. Вып. 6. С. 150—157.
4. **Ушаков В. И.** Эффективность воздействия ультразвука на ползучесть алюминия и некоторых его сплавов // Ультразвук и термодинамические свойства вещества: Сб. науч. тр. Курск: КГПИ. 1986. С. 196—201.
5. **Мышляев М. М.** Ползучесть и дислокационная структура кристаллов при умеренных температурах. Черноголовка: Препринт, 1977. 44 с.
6. **Синдеев В. И., Исхакова Г. А.** Особенности формирования поверхностного слоя деталей при лазерном и ультразвуковом воздействии // Физика и химия обработки материалов. 1988. № 2. С. 59—64.
7. **Бровер А. В., Кочетов А. Н.** Упрочнение инструментальных сталей лазерно-акустическим методом // СТИН. 2007. № 5. С. 35—39.
8. **Механизм** и кинетика твердофазного синтеза ферритов цинка и никеля в ультразвуковом поле / А. Е. Баранчиков, В. К. Иванов, Н. Н. Олейников и др. // Тез. IV Междун. конф. "Химия твердого тела и современные микро- и нанотехнологии". Кисловодск — Ставрополь: СевКавГТУ, 2004. 492 с.

Рассеяние и плотность распределения такта несинхронной сборочной линии

Получена зависимость для определения плотности распределения такта несинхронной сборочной линии (НСЛ). Сравняются теоретическая и экспериментальная плотность распределения, построенная по статистическим оценкам математического ожидания и среднего квадратического отклонения. Рассеяние такта НСЛ увеличивается с изменением положения лимитирующего сборочного участка из-за снижения надежности сборочных участков НСЛ и (или) увеличения их простоев по причине низкого качества технического обслуживания.

A dependence for determining of distribution density of asynchronous assembly line clock cycle has been obtained. Theoretical distribution density is compared with experimental one, which has been obtained by statistical estimations of the expectancy and average-square deviate. The dispersion of asynchronous assembly line clock cycle is increased as a limiting assembly site is changed due to the reliability of the assembly sites lowering and (or) due to their stoppages growth in view of low-quality maintenance.

Несинхронная сборочная линия состоит из сборочных участков, один из которых является лимитирующим [1]. На рис. 1 показана несинхронная сборочная линия вертикально-замкнутого типа: спутники с изделиями перемещаются на конвейере 1 транспорта, периодически останавливаясь на сборочных позициях (СП).

Последняя сборочная операция выполняется на СП_{n-1}, после чего изделие снимается со спутника, а спутник посредством станции 4 опускания подается на обратный конвейер 2, который подает спутник на станцию 3 подъема. Спутник вновь поступает на конвейер 1, в начале которого загружается новым изделием.

Лимитирующий сборочный участок (СУ_L) имеет свои особенности: наименьшую производительность, т. е. наибольший собственный средний такт, который определяет величину среднего такта сборочной линии; накопитель лимитирующего сборочного участка постоянно полностью заполнен спутниками, так как его СП₁ имеет наибольшее совокупное время сборочной операции, и период выстаивания спутника с изделием на этой сборочной позиции наиболее продолжительный.

Совокупное среднее время сборочной операции на СП₁ лимитирующего сборочного участка определяется формулой [1]:

$$\tau_1^c = t_{n1} + t_{n2} - \frac{x_{c1.2}^H l_c}{V} - \frac{1}{\mu_{1.2}} + \frac{k_{1.2} l_c}{V} + \frac{V}{gf} \quad (1)$$

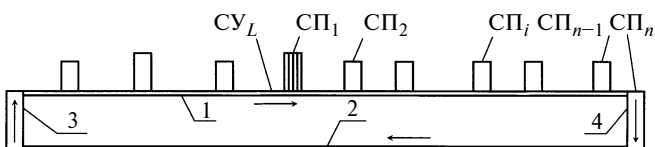


Рис. 1

где t_{n1}, t_{n2} — операционное время соответственно на СП₁ и СП₂; $x_{c1.2}^H$ — число спутников в накопителе, расположенном между СП₁ и СП₂; l_c — длина спутника; v — скорость конвейера 1; $\mu_{1.2}$ — интенсивность потока восстановления сборочного участка 1.2, включающего в себя накопитель спутников и СП₂; $k_{1.2} = l_a/l_c$ — коэффициент (l_a — длина сборочного участка, не занятого накопителем спутников); f — коэффициент трения в контакте спутника и ролика транспорта; g — ускорение свободного падения.

Расчет по формуле (1) вероятностными методами [1] обеспечивает анализ взаимосвязанной работы двух сопряженных сборочных участков — по обе стороны от исследуемой сборочной позиции. Путем анализа получают величину такта τ_1 сборочной линии ЛАБ1 лимитирующего сборочного участка, который больше такта τ_i^c на 2÷8 %, в зависимости от емкостей накопителей взаимосвязанных сборочных участков. Такт τ_1 лимитирующего сборочного участка задается другим сборочным участком в направлении перемещения спутников и является средним тактом сборочной линии [1].

Собственное время сборки на СП_i определяется аналогично времени на СП₁:

$$\tau_i^c = t_{ni} + t_{n,i+1} - \frac{x_{i,i+1} l_c}{v} - \frac{1}{\mu_{i,i+1}} + \frac{k_{i,i+1} l_c}{v} + \frac{v}{gf} \quad (2)$$

Расчет по формуле (2) дополняется вероятностным методом [1]. Среднее время сборочной операции на сборочном участке $i.i+1$ СП_i — τ_i . Разность $\tau_1 - \tau_i$ представляет собой время выстаивания спутника в накопителе сборочного участка $i.i+1$ из-за неравенства тактов лимитирующего и данного сборочных участков. В формулах (1) и (2) абсолютная величина четвертого слагаемого значительно меньше абсолютных величин первых трех слагаемых.

Из формулы (1) следует, что рассеяние значений такта τ_1 определяется главным образом композицией суммы случайных величин t_{n1} и t_{n2} , имея в виду, что пятое и шестое слагаемые — величины детерминированные, а число спутников в накопителе лимитирующего сборочного участка постоянное и максимально возможное. Рассеяние значений такта τ_i в соответствии с формулой (2) зависит главным образом от композиции суммы случайных величин t_{ni} и $t_{n,i+1}$ и объясняется это следующим. Время выстаивания спутника в накопителе

$i.i+1 - \tau_1 - \tau_i$, на основании зависимостей (1) и (2) получено выражение

$$\begin{aligned} \tau_1 + t_{ni} + t_{n,i+1} + \frac{l_c}{v} x_{ci,i+1} = \\ = \tau_i + t_{n1} + t_{n2} + \frac{l_c}{v} x''_{c1,2}. \end{aligned} \quad (3)$$

В выражении (3) отсутствуют пятое и шестое слагаемые формул (1) и (2), так как в режиме стационарной работы сборочной линии с максимальной производительностью $\frac{k_{1,2}l_c}{v} = \frac{k_{i,i+1}l_c}{v}$. Следовательно, равенство (3)

может быть удовлетворено в случае максимального числа спутников в указанных накопителях. Для этих условий определяют минимальный такт сборочной линии. Для стационарных условий работы сборочной линии время выстаивания спутника в накопителе можно принять в качестве детерминированной величины.

По экономическим причинам сборочные линии делают полуавтоматическими — они содержат сборочные позиции ручной сборки, на которых, как правило, среднее операционное время сборки существенно больше, чем на автоматических. Рассеяние продолжительности ручной сборки описывается нормальным законом распределения, а автоматической сборки — законом равномерной плотности [2, 3].

Лимитирующий сборочный участок обычно содержит сборочную позицию ручной сборки. В таблице приведены параметры СП₁, СП₂, ..., СП_{*i*}, ..., СП_{*n*} (см. рис. 1) и сборочных участков, а также емкости накопителей сборочной линии ЛАБ1 [2], кроме того, приведены данные для станции опускания, которая рассматривается в дальнейших исследованиях в качестве автоматической сборочной позиции.

Совокупное время сборочной операции в вероятностном аспекте, как следует из зависимостей (1) и (2), является композицией с законами распределения операционного времени $t_{n1} + t_{n2}$ и $t_{ni} + t_{n,i+1}$ соответственно. При этом в композицию входят нормальные законы распределения, нормальный закон и закон равномерной плотности или только законы равномерной плотности [3]. Третье слагаемое в формулах (1) и (2) является детерминированной величиной для стационарного режима работы сборочной линии, при этом имеет место

вход спутника в накопитель со стороны СП_{*i*} и выход спутника из накопителя в сторону СП_{*i+1*} при сохранении постоянного числа спутников в накопителе.

Закон распределения системы случайных величин, характеризующих производительность сборочной линии, можно найти только в том случае, если они независимы [4] или зависимы, но некоррелированы [5]. Рассмотрим эти случаи.

Величины средних тактов сборочных участков зависимы, так как их средние значения τ_1 равны, а параметры закона распределения зависят от закона распределения τ_1 . В то же время эти величины некоррелированы, так как между ними нет линейной зависимости. При случайном увеличении τ_1 средние значения других тактов не изменяются [5].

Рассмотрим последовательность изготовления одного изделия (рис. 2, а). Изготовление изделия начинается на лимитирующем сборочном участке в точке *O*, продолжается в течение времени τ_1 и имеет случайный разброс значений со средним квадратическим отклонением S_1 . За период средний такт τ_1 реализуется на всех последующих сборочных участках, расположенных за лимитирующим, вплоть до выхода изделия с позиции СП_{*n-1*} — со сборочной линии. Сборка изделия на следующем за лимитирующим сборочном участке начинается в точке *O*₁, его такт включает в себя среднее время τ_2 выстаивания спутника сборочной операции среднее время $\tau_1 - \tau_2$ и среднее квадратическое отклонение S_2 времени выполнения сборочной операции. Поле событий, на котором совершаются эти две сборочные операции, включает в себя два такта τ_1 , ее границу слева — точку *O*.

Примем нормальный закон распределения сборочных операций. Тогда для лимитирующего сборочного участка плотность распределения

$$p_1(\tau) = (\sqrt{2\pi} S_1)^{-1} \exp\left[-\frac{(\tau - \tau_1)^2}{2S_1^2}\right], \quad (4)$$

относительно точки *O*₁ для второго сборочного участка

$$[p_2(\tau)]_{O_1} = (\sqrt{2\pi} S_2)^{-1} \exp\left[-\frac{(\tau - \tau_1)^2}{2S_2^2}\right]. \quad (5)$$

Для того чтобы записать композицию законов распределения (4) и (5), приведем формулу (5) к границе поля со-

Сборочная позиция	$t_{п}$, мин	$h(S)$, мин	Обозначение накопителя	Емкость накопителя (число спутников) x_c^H	Интенсивность потока восстановления сборочного участка μ , мин ⁻¹
1. Ручная	1,04	(0,2)	—	—	103,7
2. Автоматическая (завинчивание восьми шпилек)	0,607	0,048	2.1	2	39,3
3. Автоматическая (запрессовка подшипника)	0,21	0,019	3.2	0	15,9
4. Автоматическая (запрессовка подшипника)	0,213	0,027	4.3	0	14,3
5. Ручная	0,81	(0,18)	5.4	3	166,3
6. Станция опускания	0,3	(0,032)	6.5	0	56,8

Примечание. $t_{п}$ — операционное время на сборочной позиции; S — среднее квадратическое отклонение; h — половина длины участка распределения равномерной плотности.

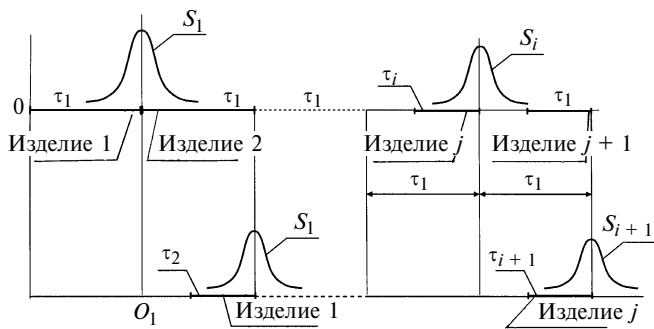


Рис. 2

бытий в точке O , т. е. показатель степени $\tau - \tau_1 + \tau_1 = \tau$, тогда:

$$[p_2(\tau)]_O = (\sqrt{2\pi} S_2)^{-1} \exp\left[-\frac{\tau^2}{2S_2^2}\right]. \quad (6)$$

С учетом формул (4) и (6) композиция законов распределения имеет вид [5]:

$$p(\tau) = \left[\sqrt{2\pi(S_1^2 + S_2^2)}\right]^{-1} \exp\left[-\frac{(\tau - \tau_1)^2}{2(S_1^2 + S_2^2)}\right]. \quad (7)$$

Следовательно, для каждого последующего сборочного участка со средним временем τ_i выполнения сборочной операции (см. рис. 2) плотность вероятности такта можно записать аналогично зависимости (7):

$$p(\tau) = \left(\sqrt{2\pi \sum_1^m S_i^2}\right)^{-1} \exp\left[-\frac{(\tau - \tau_1)^2}{2 \sum_1^m S_i^2}\right], \quad (8)$$

где m — число СП, в которое входит и СП $_n$, так как спутник с готовым изделием поступает на сборочный участок СП $_n$ и выстаивается некоторое время.

Как правило, необходима композиция нормальных законов, законов нормального распределения и равномерной плотности. Лимитирующий сборочный участок чаще всего содержит ручную сборочную позицию с нормальным законом распределения времени сборки. Если вторая сборочная позиция, на которой собственное время сборки определяется по формуле (1), является автоматической и продолжительность сборочной операции распределена по закону равномерной плотности, то время сборки изделия на выходе с этих сборочных участков распределяется по нормальному закону с плотностью, определяемой аналогично формуле (8) [3]:

$$p(\tau) = \left[\sqrt{2\pi\left(S_1^2 + \frac{h_2^2}{3}\right)}\right]^{-1} \exp\left[-\frac{(\tau - \tau_1)^2}{2\left(S_1^2 + \frac{h_2^2}{3}\right)}\right],$$

где S_1 — среднее квадратическое отклонение параметра τ для нормального закона распределения; $h_2 = \frac{b_1 - a_1}{2}$ — половина длины отрезка распределения равномерной плотности (a_1 и b_1 — границы плотности распределения).

Если на других сборочных участках необходимо последовательно учитывать нормальные законы и законы распределения равномерной плотности времени сборки на СП, то сохраняется нормальный закон распределения параметра τ , а среднее квадратическое отклонение будет:

$$S = \sqrt{\sum_1^l S_i^2 + \frac{1}{3} \sum_{m-l}^m h_j^2}, \quad (9)$$

где l — число СП с нормальным законом распределения; $m - l$ — число СП с законом распределения равномерной плотности продолжительности сборочной операции.

С учетом зависимости (9) плотность распределения такта сборочной линии имеет вид:

$$p(\tau) = \left[\sqrt{2\pi\left(\sum_1^l S_i^2 + \frac{1}{3} \sum_{m-l}^m h_j^2\right)}\right]^{-1} \times \exp\left[-\frac{(\tau - \tau_1)^2}{2\left(\sum_1^l S_i^2 + \frac{1}{3} \sum_{m-l}^m h_j^2\right)}\right]. \quad (10)$$

Отметим, что композиция небольшого числа распределений по закону равномерной плотности приводит к закону распределения, близкому к нормальному [6], что свидетельствует в пользу нормального распределения с плотностью по формуле (10).

Плотность распределения такта лимитирующего сборочного участка 1.2 сборочной линии ЛА61 имеет вид:

$$p(\tau) = \left[\sqrt{2\pi\left(S_1^2 + \frac{1}{3}h_2^2\right)}\right]^{-1} \exp\left[-\frac{(\tau - \tau_1)^2}{2\left(S_1^2 + \frac{1}{3}h_2^2\right)}\right]. \quad (11)$$

Плотность распределения такта сборочной линии ЛА61:

$$p(\tau) = \left\{\sqrt{2\pi\left[S_1^2 + 2S_3^2 + \frac{2}{3}(h_2^2 + h_3^2 + h_4^2) + \frac{1}{3}h_6^2\right]}\right\}^{-1} \times \exp\left\{-\frac{(\tau - \tau_1)^2}{2\left[S_1^2 + 2S_3^2 + \frac{2}{3}(h_2^2 + h_3^2 + h_4^2) + \frac{1}{3}h_6^2\right]}\right\}. \quad (12)$$

На рис. 3 приведены плотности распределения; здесь l — такт сборочной линии ЛА61, среднее значение которого получено по формуле (12) и результатам имитационного эксперимента [7] $\tau_1 = 1,627$ мин; 2 — такт лимитирующего сборочного участка, значение которого получено по формулам (11) и (1) $\tau_1 = 1,636$ мин, а также данным, приведенным в таблице, при $v = 11,8$ м/с; $l_c = 0,5$ м; $l_a = 0,8$ м; $f = 0,1$; $g = 9,8$ м/с², используя метод вероятностного расчета [1].

Минимальный такт сборочной линии ЛА61 определяется сборочной позицией СП $_n - 1$: среднее операционное время этой СП — 0,81 мин, укладывается в пределы рассеяния, определяемые зависимостью l на рис. 3.

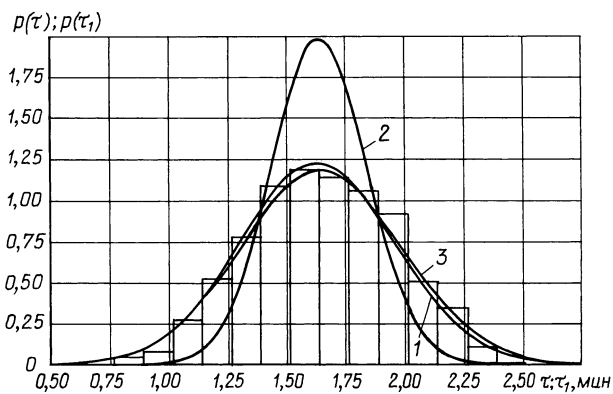


Рис. 3

Экспериментальные данные по такту сборочной линии ЛА61 [2] (724 значения обрабатывали статистически). Материал группировали в статистический ряд (см. рис. 3). Расчетным методом получили средний такт $m_{\tau}^* = 1,643$ мин и среднее квадратическое отклонение $S_{\tau}^* = 0,3392$ мин. По этим статистическим характеристикам выравнивали статистический ряд в предположении, что случайные величины подчиняются нормальному закону [5]. Выравнивающая плотность распределения показана на рис. 3 (кривая 3). Плотность распределения, построенная по формуле (12), и близки зависимости 3 на рис. 3.

Таким образом, получена зависимость для расчета плотности распределения такта несинхронной сборочной линии. Рассеяние такта несинхронной сборочной

линии увеличивается с увеличением числа сборочных участков, расположенных между лимитирующим и последним сборочным участком, с которого снимают готовые изделия. Рассеяние такта несинхронной сборочной линии может измениться при изменении положения лимитирующего сборочного участка. В процессе эксплуатации лимитирующим может стать другой сборочный участок из-за снижения надежности сборочных участков и (или) увеличения их простоев вследствие низкого качества технического обслуживания.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Черный А. Г. Метод расчета такта несинхронной сборочной линии в вероятностном аспекте // Вестник машиностроения. 2005. № 9. С. 70—72.
2. Черный А. Г. Определение показателей надежности типовых узлов автоматизированной несинхронной сборочной линии и исследование ее надежности в эксплуатации. Минск: НПО "Автопромсборка", 1990. 12 с.
3. Черный А. Г. Влияние рассеяния длительности сборки на емкость межоперационного накопителя несинхронной сборочной линии. Минск: Белорусская государственная политехническая академия, 1993. 14 с.
4. Вентцель Е. С., Овчаров Л. А. Теория вероятностей и ее инженерные приложения. М.: Высшая школа, 2000. 354 с.
5. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. М.: Высшая школа, 1999. 575 с.
6. Смирнов Н. В., Дунин-Барковский И. В. Курс теории вероятностей и математической статистики. М.: Физматгиз, 1969. 511 с.
7. Черный А. Г. Аналитико-статистическая модель функционирования и производительность несинхронной сборочной линии // Вестник машиностроения. 2003. № 3. С. 56—60.

УДК [621.922.9-621.921.34]:621.92.079

А. В. ПОПОВ, д-р техн. наук
(Технический университет, г. Либерец, Чешская Республика)

Влияние металлических наполнителей на изнашивание алмазных кругов на органических связках¹

Исследовали влияние металлических наполнителей на изнашивание алмазных кругов, в частности меди. Установлено, что оптимальному содержанию меди в связке 20 %, при котором достигается минимальный удельный расход алмазов, соответствует максимальное количество режущих зерен на единице площади рабочей поверхности круга.

An influence of metal fillers, specifically of copper, upon the wear of diamond grinding wheels was studied. It has been established, that optimal copper percentage 20 % in the bond, at which the diamonds minimal discharge intensity is achieved, corresponds to maximal number of cutting diamond grits per unit area of the wheel's working surface.

В целях повышения эффективности алмазного шлифования в органические связки добавляют металлические наполнители [1, 2]. Наиболее часто используют порошки меди, олова, висмута. Однако опубликованных

данных о влиянии металлических наполнителей на механизм изнашивания алмазных кругов нет. В связи с этим исследовали влияние содержания меди в связке на удельный расход алмазов, на характер разрушения структуры круга и на условия эвакуации стружки из зоны резания.

Удельный расход алмазов определяли по методике, регламентиро-

ванной ГОСТ 16181—82, на универсально-заточном станке мод. ВЗ-318Е с гидравлической продольной подачей. Глубину шлифования устанавливали вручную и контролировали индикатором с ценой деления 0,002 мм. Шлифование проводили кругами 12А2-45° 125 × 5 × 5 мм на органической связке В1-01 с алмазным шлифовальным порошком АС8 (ГОСТ 9206—80) зернистостью 90/75 мкм и концентрацией $K = 100$ % при скорости круга $v = 26$ м/с, подаче $S = 1000$ мм/мин и глубине шлифования $t = 0,04$ мм/дв. ход. Использовали органическую связку В1-01, в которой изменяли процентное содержание меди. Число оборотов алмазного круга контролировали с помощью часового тахометра ТЧ10-Р. Шлифовали твердосплавные пластины ВК8 ($\delta_{изг} = 1700$ Н/мм², 87,5 HRA) с сечением 18 × 6 мм без охлаждения. Удельный расход алмазов определяли методом взвешивания на весах ВЛТ-1-1 с погрешно-

¹ Работа выполнена в соответствии с проектом MSM 4674788501 министерства MSMT Чешской Республики.

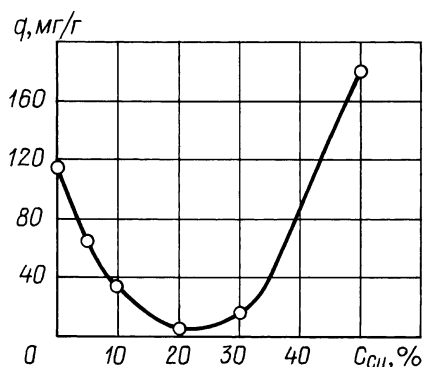


Рис. 1

стью 0,01 г. Для определения среднего значения удельного расхода алмазов каждый опыт повторялся 3÷5 раз.

Анализ зависимости удельного расхода q алмазов от содержания C_{Cu} меди в связке алмазного круга (рис. 1) показал, что существует оптимальное содержание меди — 20 %, при котором достигается минимальный удельный расход. При увеличении содержания меди в связке до 20 % удельный расход алмазов уменьшается, а при увеличении более 20 % — увеличивается.

Характер разрушения структуры круга исследовали на основе предложенной классификации возможных моделей разрушения алмазных шлифовальных кругов в виде локальных разрушений, сдвигов и поворотов алмазных зерен.

Первая модель разрушения характеризуется образованием на рабочей поверхности круга лунки с остатками разрушившегося алмазного зерна внутри нее. Предполагается, что в этом случае алмазное зерно разрушается из-за превышения предельной нагрузки на зерно.

Вторая модель характеризуется образованием на рабочей поверхности круга лунки удлиненной формы без остатков разрушившегося зерна внутри нее. Предполагается, что в этом случае разрушается связка за алмазным зерном из-за превышения предельной нагрузки на нее. Алмазное зерно при этом не разрушается и под действием подачи сдвигается вдоль связки, образуя лунку удлиненной формы. После этого зерно удаляется с рабочей поверхности круга под воздействием центробежных сил.

Третья модель разрушения характеризуется образованием на рабочей

поверхности круга лунки, совпадающей по форме с алмазным зерном, без остатков разрушившегося алмазного зерна внутри нее. Предполагается, что в этом случае разрушение происходит по границе алмазного зерна со связкой в результате его локального поворота из-за разрушения его соединения со связкой. При этом лунка на рабочей поверхности круга совпадает с формой зерна [1]. После локального поворота и разрушения связи между зерном и связкой зерно удаляется из лунки под действием центробежных сил.

При анализе разрушения структуры круга на рабочей поверхности выбрали 100 алмазных зерен и систематизировали их по перечисленным выше признакам. Для определения среднего числа режущих зерен и количества зерен, соответствующих каждой модели разрушения, каждое измерение повторяли 3÷5 раз.

На рис. 2 представлены соотношения основных видов разрушения структуры алмазного круга в зависимости от содержания C_{Cu} меди в связке на органической основе. Например, при содержании 5 % меди в связке на рабочей поверхности алмазного шлифовального круга обнаружено 23 % режущих зерен, 60 % повернутых, 11 % сдвинутых и 6 % разрушенных. Анализ разрушения структуры круга проводили с добавлением меди до 30 %. При большем содержании меди визуальное определение соотношения основных видов износа оказалось затруднительным ввиду того, что произошло сглаживание рельефа рабочей поверхности алмазного круга. Таким образом, в процессе резания при увеличении содержания меди в связке алмазный круг работает в условиях перехода от режима восстановления режущей способности к режиму ее потери.

Установлено, что при увеличении содержания меди в связке до 20 % увеличивается количество алмазных зерен, расположенных на единице площади рабочей поверхности алмазного круга, а при увеличении содержания меди в связке более 20 % количество режущих алмазных зерен на единице площади уменьшается (см. рис. 2). Установлено также, что при увеличении содержания меди в связке до 30 % плавно уменьшается ко-

личество повернутых алмазных зерен, изменивших начальное положение в связке в результате разрушения соединения алмазных зерен со связкой. Так, при $C_{Cu} = 0$ в связке количество повернутых зерен составило 70 %, при $C_{Cu} = 30$ % оно составило 50 % (см. рис. 2).

Установлено, что при увеличении содержания меди в связке до 30 % происходит сначала резкое, а затем плавное уменьшение количества сдвинутых зерен, удаленных с рабочей поверхности из-за разрушения связки за алмазными зернами в результате превышения предельной нагрузки. Так, например, добавление в связку 5 % меди позволило уменьшить количество сдвинутых зерен в 2,25 раза: с 13,5 до 6 % (см. рис. 2). Дальнейшее увеличение содержания меди с 5 до 30 % в связке позволило уменьшить количество сдвинутых зерен в 2 раза: с 6 до 3 %.

Установлено, что при увеличении содержания меди в связке до 30 % происходят незначительные колебания количества разрушенных алмазных зерен в результате превышения предельной нагрузки на алмазное зерно (см. рис. 2).

Для объяснения механизма увеличения удельного расхода алмазов при повышении содержания меди в связке алмазного круга более 20 % были изучены условия удаления стружки из зоны резания. Для этого были сопоставлены размеры стружки, образующейся при использовании алмазных кругов с разным содержанием меди в связке.

Размеры частиц стружек измеряли с помощью лазерного дифракционного микроанализатора "Анализетте 22" фирмы Fritsch (Германия) с диапазоном измерений 0,16÷600 мкм. Микроанализатор измерял площади

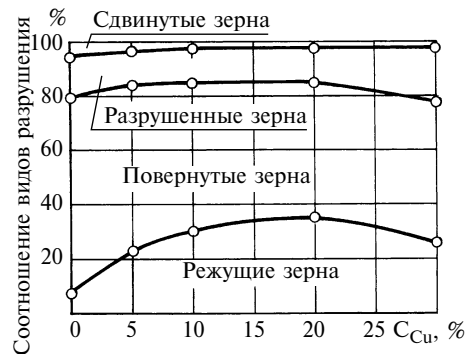


Рис. 2

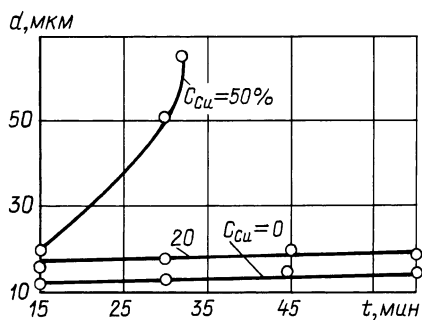


Рис. 3

проекции каждой частицы стружки и рассчитывал диаметр d окружности эквивалентной площади. Размер d стружки оценивался средним значением распределения. Каждое измерение повторялось не менее 3÷5 раз. Влияние содержания C_{Cu} меди в связке на зависимость среднего размера d стружки от времени t показано на рис. 3. Как видно из рис. 3, при увеличении содержания меди в

связке алмазного круга с 20 до 50 % происходит резкое увеличение среднего размера d стружки. Так, после шлифования в течение 30 мин средний размер d стружки составил 17 мкм для алмазного круга с $C_{Cu} = 20\%$ и 52 мкм для алмазного круга с $C_{Cu} = 50\%$ (см. рис. 3). Таким образом, зафиксирован рост среднего размера d стружки в 3 раза. По-видимому, при увеличении содержания меди в связке повышается износостойкость связки при трении со стружкой, уменьшается скорость изнашивания связки, в результате чего уменьшается объем стружечных канавок перед алмазными зернами, увеличивается схватывание стружки, накопившейся перед алмазными зернами, с материалом обрабатываемой поверхности (процесс "засаливания", в результате чего увеличивается средний размер d стружки). Под силовым воздействием обрабаты-

ваемой детали на рабочую поверхность алмазного круга (в результате подачи) происходит удаление пакезированной стружки с частичками связки, которая содержит неизношенные алмазные зерна, что и приводит к увеличению износа круга. Аналогичная ситуация наблюдается при шлифовании больших поверхностей алмазными кругами с пониженной зернистостью [1].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Попов С. А., Малевский Н. П., Терещенко Л. М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. М.: Машиностроение, 1977. 261 с.
2. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов. Киев: Наукова думка, 1982. 192 с.
3. Попов А. В. Влияние ширины шлифуемой поверхности на удельный расход алмазов при торцевом шлифовании твердого сплава Т15К6 // Вестник машиностроения. 2001. № 1. С. 52–54.

Серия статей

"Проблемы теории и практики резания материалов"

УДК 629.9.01

А. Л. ВОРОНЦОВ, Н. М. СУЛТАН-ЗАДЕ, А. Ю. АЛБАГАЧИЕВ, доктора технических наук (МГУПИ)

Разработка новой теории резания.

12. Расчет параметров фасонного фрезерования*

На примере различных видов фасонного фрезерования подробно показана последовательность вычислений, результаты которых сопоставлены с большим числом независимых экспериментальных данных. Сопоставление подтвердило высокие точность и надежность полученных теоретических формул.

By the example of different kinds of form milling a calculation sequence has been shown in details. Calculated results have been compared with large quantity of independent experimental data, which confirm high precision and reliability of obtained theoretical expressions.

Для получения профилированных пазов и поверхностей используют фасонные фрезы, режущие зубья которых имеют требуемый профиль. В качестве примера наиболее часто встречающейся фасонной фрезы можно привести фрезу для образования паза с профилем в виде сегмента окружности или, в пределе, полукруга (рис. 78, а, б).

Строгий расчет силы резания фасонной фрезой требует интегрального суммирования сил резания, приходящихся на единицу ширины зуба и определяемых фор-

мулой (154) (см. В. М. 5, с. 54), с учетом изменения толщины срезаемого слоя по ширине зуба конкретной геометрии. Данный путь достаточно трудоемок математически и не позволяет обобщить различные формы встречающихся на практике фрез. Поэтому предложим иной подход, более привлекательный для технологов и позволяющий без затруднений рассчитать силу резания фасонной фрезой любой формы.

Если бы паз в заготовке был отфрезерован обычной цилиндрической фрезой (профиль такого паза показан штриховой линией на рис. 78, а), то площадь поперечного сечения удаленного слоя металла определялась бы

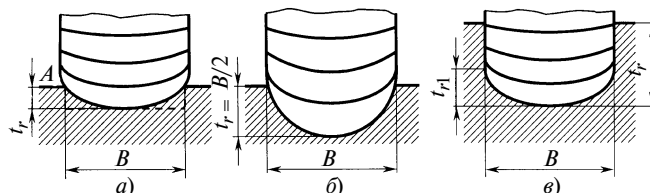


Рис. 78. Параметры резания фасонной фрезой, образующей пазы с радиусным профилем в виде сегмента окружности (а), полукруга (б) и с вертикальными стенками и радиусным дном (в)

* Продолжение. Начало — см. "Вестник машиностроения" № 1 ÷ № 10 (далее В. М. 1 ÷ В. М. 10) за 2008 г., окончание — № 12 за 2008 г.

произведением Bt_r . При фрезеровании фасонной фрезой площадь поперечного сечения удаленного слоя металла будет меньше. Обозначим эту площадь S_Φ . Поскольку объем срезанного за проход металла прямо пропорционален упомянутым площадям, то, следовательно, уменьшение среднего значения суммарной площади сечения срезаемого слоя при фрезеровании фасонной фрезой определяется отношением

$$k_\Phi = S_\Phi / (Bt_r). \quad (337)$$

Назовем величину k_Φ коэффициентом формы фасонной фрезы. Таким образом, коэффициент формы фасонной фрезы показывает, во сколько раз площадь поперечного сечения удаляемого такой фрезой слоя металла будет меньше номинальной площади Bt_r . С учетом этого для фасонной фрезы формулы (324) и (326) (см. В. М. 10, с. 76) можно переписать в виде:

$$k_S = k_\Phi \sum_1^{i_z} \sin \psi_i; \quad (338)$$

$$k_{S_{cp}} = 0,32 k_\Phi t_r z / D. \quad (339)$$

Таким образом, расчет силовых параметров фрезерования фасонной фрезой можно вести полностью аналогично изложенному в статье "11. Расчет параметров цилиндрического фрезерования" (см. В. М. 10, с. 73) для цилиндрической фрезы, используя формулы (328)–(333) (см. В. М. 10, с. 76–77), но заменив при этом формулы (324) и (326) на выражения (338) и (339).

Предлагаемым методом расчета очень удобно пользоваться, поскольку площадь сечения любой формы всегда можно найти известными геометрическими методами с любой необходимой точностью. Например, для случая резания фасонной фрезой с радиусным профилем зуба (см. рис. 78, а), используя известную формулу площади сегмента окружности [50]**, получим:

$$S_\Phi = \frac{Bt_r}{15} \left[6 + 4 \sqrt{1 + 4 \left(\frac{t_r}{B} \right)^2} \right]. \quad (340)$$

Тогда с учетом равенства (337) коэффициент формы фасонной фрезы с радиусным профилем зуба определится формулой

$$k_\Phi = \frac{1}{15} \left[6 + 4 \sqrt{1 + 4 \left(\frac{t_r}{B} \right)^2} \right]. \quad (341)$$

Если же такая фреза режет более глубокий паз, имеющий вертикальные стенки (рис. 78, в), то

$$S_\Phi = B(t_r - t_{r1}) + \frac{Bt_{r1}}{15} \left[6 + 4 \sqrt{1 + 4 \left(\frac{t_{r1}}{B} \right)^2} \right]; \quad (342)$$

$$k_\Phi = 1 + \frac{t_{r1}}{t_r} \left\{ \frac{1}{15} \left[6 + 4 \sqrt{1 + 4 \left(\frac{t_{r1}}{B} \right)^2} \right] - 1 \right\}. \quad (343)$$

Для расчета сил резания в этом случае следует использовать формулы (332), (333).

В книге [7, с. 38] для определения средней окружной силы фрезерования стали с $\sigma_B = 750$ МПа фасонной

фрезой с радиусным профилем зуба предложена экспериментальная формула

$$P_{zcp, \text{э}} = 470 s_z^{0,72} B z t_r^{0,86} / D^{0,86}. \quad (344)$$

Используя ее, сопоставим (табл. 30) расчетные и экспериментальные значения силы резания для случая фрезерования фасонной фрезой (см. рис. 78, а, б). По-

Таблица 30

Расчетные и экспериментальные данные процесса фрезерования стали 40Х фасонной фрезой из быстрорежущей стали с $\gamma = 15^\circ$, $B = 20$ мм, $l_3 = 0,3$ мм, $z = 12$, $\sigma_s = 1170$ МПа, $T = 400$ °С, $\sigma_{st} = 1014$ МПа

t_r/D	D , мм	t_r , мм	t_r/B	s_z , мм	P_{zcp} , Н	$P_{zcp, \text{э}}$, Н	δ , %
0,050	200	10	0,50	0,05	1089,8	1000	8,2
				0,10	1830,0	1650	9,8
				0,15	2430,5	2200	9,5
				0,20	2961,1	2700	8,8
				0,25	3451,7	3200	7,3
				0,30	3917,4	3610	7,8
0,060	50	3	0,15	0,05	1141,6	1160	1,6
				0,10	1917,1	1910	0,4
				0,15	2546,1	2560	0,6
				0,20	3101,9	3150	1,5
				0,25	3615,9	3700	2,3
				0,30	4103,7	4220	2,8
0,063	80	5	0,25	0,05	1223,8	1200	1,9
				0,10	2055,1	1980	3,7
				0,15	2729,4	2650	2,9
				0,20	3325,2	3260	2,0
				0,25	3876,1	3830	1,2
				0,30	4399,1	4370	0,7
0,064	125	8	0,40	0,05	1331,0	1230	7,6
				0,10	2235,1	2030	9,2
				0,15	2968,4	2710	8,7
				0,20	3616,4	3330	7,9
				0,25	4215,7	3910	7,3
				0,30	4784,4	4460	6,8
0,070	100	7	0,35	0,05	1424,3	1330	6,6
				0,10	2391,9	2190	8,4
				0,15	3176,7	2930	7,8
				0,20	3870,2	3600	7,0
				0,25	4511,4	4230	6,2
				0,30	5120,1	4820	5,9
0,075	80	6	0,30	0,05	1495,5	1410	5,7
				0,10	2511,4	2320	7,6
				0,15	3335,5	3110	6,8
				0,20	4063,6	3820	6,0
				0,25	4736,9	4480	5,4
				0,30	5376,0	5110	4,9
0,080	50	4	0,20	0,05	1541,9	1500	2,7
				0,10	2589,3	2500	3,4
				0,15	3438,9	3300	4,0
				0,20	4189,6	4050	3,3
				0,25	4883,8	4750	2,7
				0,30	5542,6	5400	2,6
0,088	80	7	0,35	0,05	1780,4	1610	9,6
				0,10	2989,9	2700	9,7
				0,15	3970,9	3600	9,3
				0,20	4837,7	4400	9,0
				0,25	5639,3	5150	8,7
				0,30	6400,1	5850	8,6
0,100	50	5	0,25	0,05	1958,0	1800	8,0
				0,10	3288,1	3000	8,8
				0,15	4367,0	4000	8,4
				0,20	5320,3	4900	7,9
				0,25	6201,8	5750	7,3
				0,30	7038,5	6550	6,9

** Список литературы — см. В. М. 1, с. 67.

скольк радиусный профиль паза в этом случае ограничен полукругом (см. рис. 78, б), т. е. соотношением $t_r/B \leq 0,5$, то для возможности увеличения t_r с целью получения разнообразных отношений t_r/B , ширина фрезерования по сравнению с указанной в табл. 29 (см. В. М. 10, с. 78) увеличена до $B = 20$ мм.

Пример 1. Определить среднюю силу резания при фрезеровании фасонной фрезой с радиусным профилем зуба из быстрорежущей стали заготовки из стали 40X при $D = 200$ мм, $B = 20$ мм, $t_r = 10$ мм, $s_z = 0,15$ мм/зуб, $\gamma = 15^\circ$, $l_3 = 0,3$ мм, $z = 12$, $T = 400^\circ\text{C}$ и сравнить теоретическую величину $P_{z\text{ср}}$ с экспериментальным значением $P_{z\text{ср.э}} = 2200$ Н.

Решение. Поскольку $\gamma > 0$, то в соответствии с равенствами (219а) (см. В. М. 6, с. 65) $u = 1$. По табл. 7 (см. В. М. 9, с. 70) или по формуле (219) (см. В. М. 6, с. 64) при $\mu = 0,5$ находим коэффициент утолщения стружки $k_c = 2,19$. Затем по формуле (303) (см. В. М. 9, с. 70) вычисляем среднее значение накопленной деформации $e_i = 1,540$. По кривой упрочнения на рис. 77 (см. В. М. 10, с. 79) находим напряжение текучести стали 40X при нормальной температуре $\sigma_s = 1170$ МПа. Далее по формуле (298) (см. В. М. 9, с. 69) вычисляем среднее напряжение текучести с учетом температуры резания $\sigma_{st} = 1014$ МПа. По соотношению (341) находим коэффициент формы $k_\phi = 0,777$. Затем по формуле (339) определяем средний коэффициент площади среза $k_{\text{ср}} = 0,149$. По выражению (327) (см. В. М. 10, с. 76) вычисляем среднюю толщину срезаемого слоя $h_{1\text{ср}} = 0,063$ мм. После этого по формуле (329) (см. В. М. 10, с. 76) находим среднюю силу резания $P_{z\text{ср}} = 2430,5$ Н, которая отличается от $P_{z\text{ср.э}} = 2200$ Н на $\delta = 9,5\%$.

Другим видом фасонных фрез являются угловые фрезы (рис. 79, 80). Поскольку площадь любого треугольника, такого как показан на рис. 79, а или на рис. 79, б, определяется равенством

$$S_\phi = B t_r / 2, \quad (345)$$

то для всех видов угловых фрез коэффициент формы $k_\phi = 0,5$.

Для угловых фрез среднюю толщину срезаемого слоя следует определять по формуле

$$h_{1\text{ср}} = 0,75[0,05 + 0,25(s_z - 0,1)]. \quad (346)$$

По этой формуле при $s_z = 0,15$ мм получаем $h_{1\text{ср}} = 0,05$ мм, т. е. $s_z/3$.

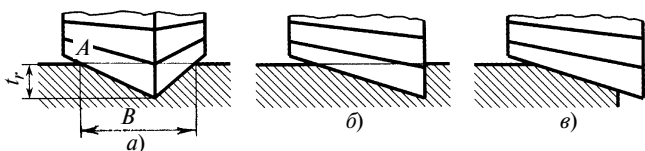


Рис. 79. Параметры резания угловой фрезой, образующей поверхности с наклонным линейным профилем в виде плоскостей с изломом (а), паза с наклонным дном (б) и наклонной плоскости (в)

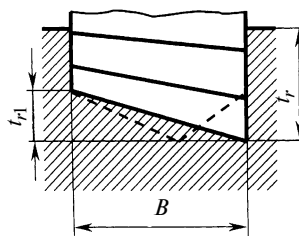


Рис. 80. Параметры резания угловой фрезой, образующей паза с вертикальными стенками: штриховая линия — возможный вариант формы дна паза

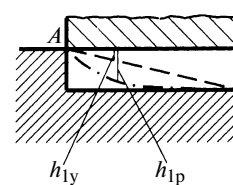


Рис. 81. Профили зуба цилиндрической (сплошная линия), угловой (штриховая линия) и радиусной (штрихпунктирная линия) фрез

Объясним, почему для фрезы с радиусным зубом мы использовали выражение (327) (см. В. М. 10, с. 76), а для угловой фрезы рекомендуем выражение (346), дающее несколько меньшее значение средней толщины срезаемого слоя. Если сопоставить режущие части зубьев угловой и радиусной фрез на участке от максимального внедрения до выхода на поверхность металла в точке А (см. рис. 78, а, 79, а) с зубом обычной цилиндрической фрезы (рис. 81, сплошная линия), при использовании которой толщина срезаемого слоя вдоль режущей кромки не меняется, то можно увидеть, что при фрезеровании радиусной фрезой изменение толщины $h_{1\text{р}}$ срезаемого слоя, определяемое контуром режущей кромки, будет не столь значительным, как изменение толщины $h_{1\text{у}}$ при использовании угловой фрезы.

Для случаев фрезерования, показанных на рис. 79, а, в следует использовать формулы (328), (329) (см. В. М. 10, с. 76). Так же, как случай, показанный на рис. 79, в, следует рассчитывать и фрезерование обычной цилиндрической фрезой при установке относительно нее заготовки с наклоном (т. е. такое фрезерование следует считать фасонным). Поскольку для случая фрезерования, показанного на рис. 79, б, имеет место несвободное резание с одной стороны, то здесь следует использовать формулы (330), (331), (см. В. М. 10, с. 76).

В книге [7, с. 387] для определения средней окружной силы фрезерования угловой фрезой стали с $\sigma_b = 750$ МПа предложена экспериментальная формула

$$P_{z\text{ср.э}} = 389 s_z^{0,72} B z t_r^{0,86} / D^{0,86}. \quad (347)$$

Используя ее, сопоставим (табл. 31) расчетные и экспериментальные значения силы резания для случая фрезерования угловой фрезой. Для разнообразия ширина фрезерования по сравнению с указанной в табл. 29 увеличена до $B = 40$ мм.

Пример 2. Определить среднюю силу резания при фрезеровании угловой фрезой из быстрорежущей стали заготовки из стали 40X при $D = 200$ мм, $B = 40$ мм, $t_r = 10$ мм, $s_z = 0,15$ мм/зуб, $\gamma = 15^\circ$, $l_3 = 0,3$ мм, $z = 12$, $T = 400^\circ\text{C}$ и сравнить теоретическую величину с экспериментальным значением $P_{z\text{ср.э}} = 3650$ Н.

Решение. Поскольку $\gamma > 0$, то в соответствии с равенствами (219а) $u = 1$. По табл. 7 или по формуле (219) при $\mu = 0,5$ находим коэффициент утолщения стружки $k_c = 2,19$. Затем по формуле (303) (см. В. М. 9,

Расчетные и экспериментальные данные процесса фрезерования стали 40X угловой фрезой из быстрорежущей стали с $\gamma = 15^\circ$, $B = 40$ мм, $l_3 = 0,3$ мм, $z = 12$, $\sigma_s = 1170$ МПа, $T = 400$ °С, $\sigma_{sr} = 1014$ МПа

t_f/D	D , мм	t_r , мм	s_z , мм	P_{zcp} , Н	$P_{zcp.э}$, Н	δ , %
0,050	200	100	0,05	1702,1	1650	3,1
			0,10	2804,6	2710	3,4
			0,15	3667,3	3650	0,5
			0,20	4410,0	4460	1,1
			0,25	5084,1	5230	2,9
			0,30	5715,5	5950	4,1
0,060	50	3	0,05	2042,6	1950	4,5
			0,10	3365,5	3200	4,9
			0,15	4400,7	4250	3,4
			0,20	5291,2	5200	1,7
			0,25	6101,0	6100	0,0
			0,30	6858,6	6980	1,8
0,063	80	5	0,05	2127,7	2000	6,0
			0,10	3505,8	3300	5,9
			0,15	4584,1	4400	4,0
			0,20	5512,4	5400	2,0
			0,25	6355,2	6350	0,1
			0,30	7144,3	7200	0,8
0,064	125	8	0,05	2178,7	2050	5,9
			0,10	3589,9	3400	5,3
			0,15	4694,1	4500	4,1
			0,20	5644,7	5500	2,6
			0,25	6507,7	6500	0,1
			0,30	7315,8	7400	1,2
0,072	250	18	0,05	2451,1	2300	6,2
			0,10	4038,6	3700	8,4
			0,15	5280,8	5000	5,3
			0,20	6350,3	6100	3,9
			0,25	7321,1	7200	1,7
			0,30	8230,3	8200	0,4
0,075	160	12	0,05	2553,2	2400	6,0
			0,10	4206,9	3900	7,3
			0,15	5500,9	5200	5,5
			0,20	6614,9	6350	4,0
			0,25	7626,2	7400	3,0
			0,30	8573,2	8460	1,3
0,080	100	8	0,05	2723,4	2500	8,2
			0,10	4487,4	4100	8,6
			0,15	5867,6	5450	7,1
			0,20	7055,9	6700	5,0
			0,25	8134,6	7850	3,5
			0,30	9144,8	8950	2,1
0,088	160	14	0,05	2978,7	2700	9,4
			0,10	4908,1	4400	10,4
			0,15	6417,7	5900	8,1
			0,20	7717,4	7200	6,7
			0,25	8897,2	8500	4,5
			0,30	10 002,1	9700	3,0
0,094	160	15	0,05	3191,5	2900	9,1
			0,10	5258,7	4700	10,6
			0,15	6876,1	6300	8,4
			0,20	8268,7	7700	6,9
			0,25	9532,7	9000	5,6
			0,30	10716,5	10 300	3,9
0,100	100	10	0,05	3404,3	3000	11,9
			0,10	5609,2	4950	11,8
			0,15	7334,5	6600	10,0
			0,20	8819,9	8100	8,2
			0,25	10 168,3	9500	6,6
			0,30	11 431,0	10 850	5,1

Расчетные и экспериментальные данные процесса фрезерования стали 40X угловой фрезой из быстрорежущей стали с $\gamma = 15^\circ$, $D = 50$ мм, $B = 10$ мм, $l_3 = 0,3$ мм, $z = 12$, $\sigma_s = 1170$ МПа, $T = 400$ °С, $\sigma_{sr} = 1014$ МПа

t_f/D	t_r , мм	s_z , мм	P_{zcp} , Н	$P_{zcp.э}$, Н	δ , %
0,04	2	0,05	340,4	340	0,1
		0,10	560,9	560	0,2
		0,15	733,5	750	2,3
		0,20	882,0	920	4,3
		0,25	1016,8	1080	6,2
		0,30	1143,1	1200	5,0
0,06	3	0,05	510,6	480	6,0
		0,10	841,4	800	4,9
		0,15	1100,2	1060	3,7
		0,20	1323,0	1300	1,7
		0,25	1525,2	1530	0,3
		0,30	1714,6	1750	2,1
0,08	4	0,05	680,9	620	8,9
		0,10	1121,8	1020	9,1
		0,15	1466,9	1400	4,6
		0,20	1764,0	1700	3,6
		0,25	2033,7	2000	1,7
		0,30	2286,2	2250	1,6
0,10	5	0,05	851,1	750	11,9
		0,10	1402,3	1250	10,9
		0,15	1833,6	1650	10,0
		0,20	2205,0	2050	7,0
		0,25	2542,1	2400	5,6
		0,30	2857,7	2700	5,5

с. 70) вычисляем среднее значение накопленной деформации $e_i = 1,540$. По кривой упрочнения на рис. 77 находим напряжение текучести стали 40X при нормальной температуре: $\sigma_s = 1170$ МПа. Далее по формуле (298) (см. В. М. 9, с. 69) вычисляем среднее напряжение текучести с учетом температуры резания $\sigma_{sr} = 1014$ МПа. Для коэффициента формы $k_{\Phi} = 0,5$ по формуле (339) определяем средний коэффициент площади среза $k_{ср} = 0,096$. Далее по выражению (346) вычисляем среднюю толщину срезаемого слоя $h_{1ср} = 0,047$ мм. После этого по формуле (329) (см. В. М. 10, с. 76) находим среднюю силу резания $P_{zcp} = 3667,3$ Н, которая отличается от $P_{zcp.э} = 3650$ Н на $\delta = 0,5$ %.

Чтобы исключить подозрения в том, что мы взяли ширину $B = 40$ мм для улучшения сходимости результатов, сопоставим (табл. 32) расчетные и экспериментальные значения силы резания и при $B = 10$ мм, соответствующем табл. 29 (см. В. М. 10, с. 78). При такой ширине диапазон изменения глубины резания t_r уменьшен соответствующим образом по сравнению с диапазоном при $B = 40$ мм.

УДК 621.784.4.07

Г. А. ОСИПЕНКОВА, В. Ф. ПЕГАШКИН, д-р техн. наук, И. Е. ФИЛИМОНОВ, канд. техн. наук
(НТИ УГТУ-УПИ, г. Нижний Тагил)

Моделирование свойств поверхностного слоя при ультразвуковом выглаживании

Приведены схема ультразвукового выглаживания с использованием крутильных колебаний инструмента для обработки наружных цилиндрических поверхностей, расчетные формулы, описывающие траекторию движения индентора по поверхности детали. Траектория движения индентора и параметры обработки позволяют получить необходимый микро-рельеф и направление неровностей в зависимости от требуемых свойств обрабатываемой поверхности.

An ultrasonic burnishing scheme with use of the tool's torsion oscillations for working of external cylindrical surfaces has been presented. Calculated formulae describing an indentometer's motion trajectory over the detail's surface have been obtained. The indentometer's motion trajectory and the process parameters allow to obtain the necessary microrelief and direction of roughness depending on the theoretical formulae being obtained.

Качество поверхностного слоя детали во многом определяет характер трения в зацеплении, износ, усталостную прочность, коррозионную стойкость детали, а также КПД, уровень шумов и другие эксплуатационные показатели машин.

Для получения регулярных микрорельефов поверхностей деталей машин в настоящее время широко используют метод вибрационного выглаживания, основанный на тонкой пластической деформации поверхностного слоя металла и сложном перемещении обрабатываемой поверхности и деформирующего элемента (индентора).

Недостатком различных способов ультразвуковой отделочно-упрочняющей обработки является то, что они позволяют получать на обрабатываемой поверхности неровности только в одном направлении относительно оси детали: продольном, радиальном или тангенциальном. Однако наиболее эффективным является направление, перпендикулярное движению трущихся поверхностей, так как образующиеся при этом на поверхности так называемые "карманы" удерживают смазочный материал на поверхности пар трения [1].

В предлагаемом способе обработки перемещение индентора происходит одновременно по двум координатам в плоскости, касательной к поверхности детали, вследствие крутильных колебаний концентратора. Требуемые колебания получают путем изменения расположения индентора на торце концентратора [2, 3].

На рис. 1 показана схема предлагаемого ультразвукового выглаживания. Концентратор 2 совершает крутильные колебания в плоскости, касательной к поверхности детали. На выходном торце концентратора установлен индентор 1, который может смещаться относительно оси концентратора на величину e . Смещение изменяется от 0 до e_{\max} , последнее зависит от па-

раметров концентратора. Индентор под действием статической (P) и динамической (F_A) сил пластически деформирует поверхностный слой детали 3, вращающейся с частотой n . При этом происходит сглаживание микронеровностей и упрочнение обрабатываемой поверхности. Расположение индентора влияет на траекторию движения инструмента и, соответственно, на микро-рельеф и направление получаемых в результате обработки неровностей.

Обозначим связанную со станком неподвижную систему координат X_0Y_0 , а подвижную, связанную с инструментом, систему координат xy (рис. 2). Тогда результирующее движение индентора можно представить в виде составляющих: вращательного движения индентора относительно оси концентратора (дуга AB); перемещения S_y , обусловленного вращением детали, и перемещения S_x , обусловленного продольной подачей.

Рассмотрим каждое движение индентора отдельно и выведем расчетные зависимости.

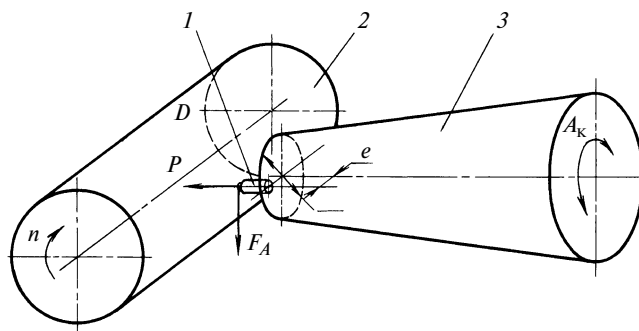


Рис. 1. Схема ультразвукового выглаживания: 1 — индентор; 2 — концентратор; 3 — обрабатываемая деталь

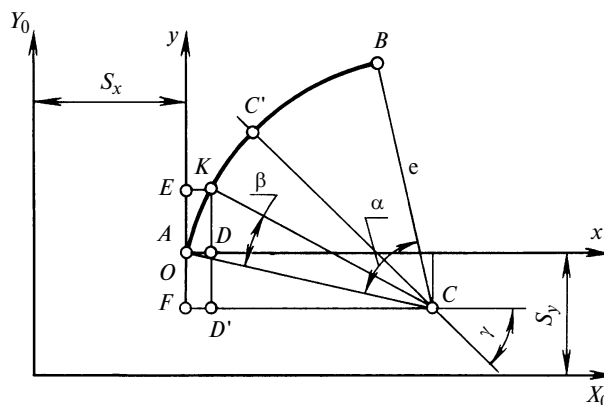


Рис. 2. Расчетная схема траектории движения индентора

Траектория движения индентора относительно оси инструмента представляет собой дугу окружности радиусом e . В образованном сегменте ABC угол α зависит от амплитуды колебаний индентора и определяется формулой $\alpha = A180/\pi e$, где A — амплитуда колебаний; e — смещение индентора относительно оси инструмента.

Координаты положения индентора (x , y) в зависимости от угла β поворота относительно оси инструмента соответствуют величинам отрезков OD (по оси Ox) и OE (по оси Oy):

$$\begin{aligned} x &= OD = FC - D'C = e - e \cos(\angle KCD') = \\ &= e - e \cos\left(\gamma - \frac{\alpha}{2} + \beta\right) = e \left[1 - \cos\left(\gamma - \frac{\alpha}{2} + \beta\right)\right]; \\ y &= AE = KD' - OF = e \sin\left(\gamma - \frac{\alpha}{2} + \beta\right) - \\ &- e \sin\left(\gamma - \frac{\alpha}{2}\right) = e \left[\sin\left(\gamma - \frac{\alpha}{2} + \beta\right) - \sin\left(\gamma - \frac{\alpha}{2}\right)\right]. \end{aligned}$$

Скорость вращения обрабатываемой детали $v = 2\pi Rn$, где R — диаметр заготовки; n — частота вращения заготовки.

Путь, пройденный инструментом за время обработки детали, $S_y = vt$, следовательно:

$$S_y = 2\pi Rnt, \quad (1)$$

где t — время от начала обработки.

Выразим S_y относительно угла β поворота индентора. За время t индентор совершает Nt двойных ходов (N частота колебаний индентора), а заготовка поворачивается на nt оборотов. Следовательно, за одно колебание инструмента (один двойной ход) заготовка повернется на n/N оборота, что соответствует углу $360n/N$. Тогда при повороте индентора на угол α деталь повернется на $n/(2N)$ оборота. Следовательно, при повороте инструмента на угол β деталь совершит поворот на $\frac{\beta}{\alpha} \frac{n}{2N}$ оборота или $\frac{\beta}{\alpha} \frac{n}{2N} 360$.

С учетом того, что угол β индентора от точки A к точке B увеличивается, а от точки B к точке A — уменьшается, а заготовка не меняет направления вращения, формула (1) примет вид:

при движении индентора от точки A к точке B :

$$S_y^{AB} = \pi R \frac{\beta n}{\alpha N}; \quad (2)$$

при движении индентора от точки B к точке A (перемещение S_x обусловлено продольной подачей S инструмента):

$$S_y^{BA} = \pi R \frac{(2\alpha - \beta)n}{\alpha N}. \quad (3)$$

За время обработки инструмент переместится вдоль оси детали на расстояние

$$S_x = Sm, \quad (4)$$

где $m = n/2N$ — число оборотов, на которое повернулась заготовка за время t .

Подставив значение m в выражение (4) с учетом поворота индентора на угол β , перемещение инструмента можно найти по формулам:

$$S_x^{AB} = S \frac{\beta}{\alpha} \frac{n}{2N}; \quad (5)$$

$$S_x^{BA} = S \frac{(2\alpha - \beta)}{\alpha} \frac{n}{2N}. \quad (6)$$

Уравнение, описывающее результирующее движение индентора по поверхности детали, с учетом выражений (2), (3), (5), (6) примет вид:

при движении индентора от точки A к точке B :

$$X^{AB} = e \left[1 - \cos\left(\gamma - \frac{\alpha}{2} + \beta\right)\right] - S \frac{\beta}{\alpha} \frac{n}{2N}, \quad (7)$$

$$Y^{AB} = e \left[\sin\left(\gamma - \frac{\alpha}{2} + \beta\right) - \sin\left(\gamma - \frac{\alpha}{2}\right)\right] + \pi R \frac{\beta n}{\alpha N}; \quad (8)$$

при движении от точки B к точке A :

$$X^{BA} = e \left[1 - \cos\left(\gamma - \frac{\alpha}{2} + \beta\right)\right] - S \frac{2\alpha - \beta}{\alpha} \frac{n}{2N}, \quad (9)$$

$$\begin{aligned} Y^{BA} &= e \left[\sin\left(\gamma - \frac{\alpha}{2} + \beta\right) - \right. \\ &\left. - \sin\left(\gamma - \frac{\alpha}{2}\right)\right] + \pi R \frac{(2\alpha - \beta)n}{\alpha N}. \quad (10) \end{aligned}$$

Формулы (7)–(10) справедливы для $0 < \gamma < 90^\circ$.

Для частных случаев, когда $\gamma = 0$, уравнения траектории результирующего движения индентора по поверхности детали имеют вид:

при движении от точки A к точке B :

$$X^{AB} = e \left[1 - \cos\left(\frac{\alpha}{2} - \beta\right)\right] - S \frac{\beta}{\alpha} \frac{n}{2N},$$

$$Y^{AB} = \frac{A_t}{2} - e \sin\left(\frac{\alpha}{2} - \beta\right) + \pi R \frac{\beta n}{\alpha N};$$

при движении от точки B к точке A :

$$X^{BA} = e \left[1 - \cos\left(\frac{\alpha}{2} - \beta\right)\right] - S \frac{2\alpha - \beta}{\alpha} \frac{n}{2N},$$

$$Y^{BA} = \frac{A_t}{2} - e \sin\left(\frac{\alpha}{2} - \beta\right) + \pi R \frac{(2\alpha - \beta)n}{\alpha N}.$$

Если $\gamma = 90^\circ$, то уравнения результирующего движения индентора принимают вид:

при движении от точки A к точке B :

$$X^{AB} = \left[\frac{A_s}{2} - e \sin\left(\frac{\alpha}{2} - \beta\right)\right] - S \frac{\beta}{\alpha} \frac{n}{2N},$$

$$Y^{AB} = e \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2} - \beta\right) - \cos\frac{\alpha}{2}\right] + \pi R \frac{\beta n}{\alpha N};$$

при движении от точки B к точке A :

$$X^{BA} = \left[\frac{A_s}{2} - e \sin\left(\frac{\alpha}{2} - \beta\right)\right] - S \frac{2\alpha - \beta}{\alpha} \frac{n}{2N},$$

$$Y^{BA} = e \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2} - \beta\right) - \cos\frac{\alpha}{2}\right] + \pi R \frac{(2\alpha - \beta)n}{\alpha N}.$$

Траектория движения индентора по поверхности детали зависит от расположения индентора относительно оси детали — угла γ . В зависимости от угла γ траектория

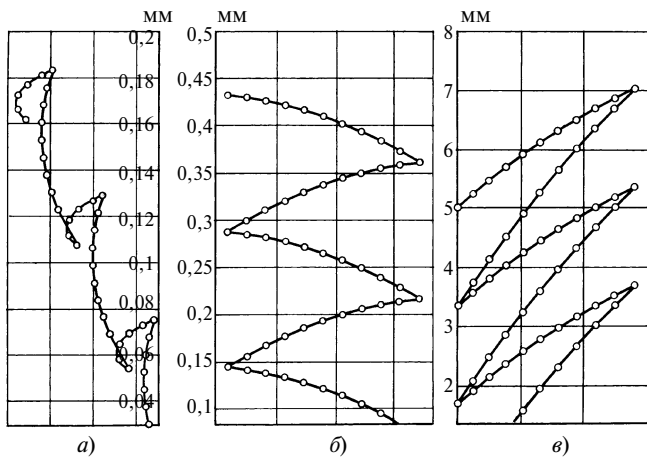


Рис. 3. Траектория движения индентора:
 $a - \gamma = 90^\circ$; $b - \gamma = 0$; $v - \gamma = 45^\circ$

движения индентора по поверхности детали изменяется и, соответственно, меняются направление микронеровностей и их характер. На рис. 3 показаны различные

траектории движения индентора. При траектории движения индентора, представленной на рис. 3, *a*, направление неровностей носит кольцевой характер; траектория на рис. 3, *b* обуславливает совпадение направления неровностей с осью детали. В случае, если индентор располагается под углом 45° , неровности направлены относительно оси детали то же под углом 45° .

Таким образом, предложенная математическая модель позволяет установить параметры обработки (амплитуду колебаний, угол расположения индентора) в зависимости от требуемых свойств обрабатываемой поверхности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шнейдер Ю. Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом. Л.: Машиностроение, 1982. 248 с.
2. Пат. 2203789 РФ: МПК⁷ В 23 Р 9/00, С 21 D 7/06: Способ отделочно-упрочняющей обработки наружных цилиндрических поверхностей с наложением ультразвуковых крутильных колебаний.
3. Пат. 2095217 РФ: МПК⁷ В 23 Р 9/00: Устройство для ультразвуковой отделочно-упрочняющей обработки наружных цилиндрических поверхностей.

УДК 629.735.015.4: 539.219.2

Г. М. РЫБАКОВ, канд. техн. наук (МГИУ)

Насыщение энергией металлических деталей при поверхностном пластическом деформировании дробеструйной обработкой

В статье описывается новый алгоритм, который моделирует изменение пластической деформации в поверхностном слое детали в течение обработки дробью и обеспечивает возможность производства металлических панелей с заданными параметрами кривизны.

A new algorithm is described, which models the change of plastic deformation in a detail's surface layer during a grit blasting and enables to produce the metal panels with assigned curvature parameters.

Применение дробеструйной обработки (ДО) в автомобильной и авиационной промышленности для повышения выносливости деталей относят к 30 ÷ 40-м годам XX века. В 1943 г. J. O. Almen из исследовательской лаборатории фирмы "Дженерал Моторс" разработал для контроля ДО метод, который он назвал "пластинки Алмена" (Almen strips) [1]. Метод основан на свойстве металлических пластин выгибаться навстречу потоку дроби обрабатываемой стороной, как показано на рис. 1.

Несмотря на большой объем исследований и опыт практического применения, до настоящего времени не найдено фундаментальных закономерностей, связывающих результаты исследований в области ДО в единую систему. Отсутствие этих закономерностей приводит фирмы к необходимости повторять рутинные эксперименты и исследования всякий раз, когда меняются материал или условия работы детали.

В статье представлена зависимость, описывающая изменение кривизны пластин при ДО с энергетической

точки зрения. Выгиб пластин навстречу потоку дроби зависит от энергии, поглощаемой материалом в процессе обработки, и сопровождается появлением на обрабатываемой поверхности следов (лунок) от ударов дробинок. На рис. 2 приведены результаты исследований фирмы Metal Improvement Co. (USA) по изучению на-

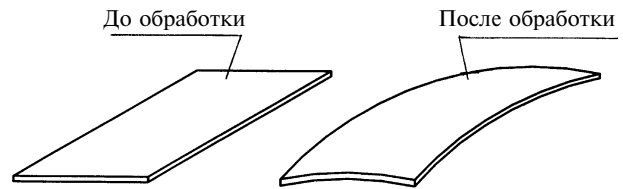


Рис. 1



Рис. 2

сыщения (полного покрытия) обрабатываемой поверхности лунками при ДО. На этой кривой исследователи отмечают период времени $(0 \div T)$ с, за который число лунок на обрабатываемой поверхности растет по кривой, близкой к параболической. После достижения максимальной точки на этой кривой в момент времени T для всех значений времени, больших T , кривизна меняется по прямой, имеющей небольшой угол наклона к оси времени. Оптимальным считают время, за которое кривизна увеличится не менее, чем на 10 %, и принимают его равным $2T$, как показано на рис. 2. Многие исследователи отождествляют процесс насыщения поверхности лунками с процессом насыщения материала энергией, хотя не все эксперименты подтверждают это. За оптимальное деформированное состояние принимают достижение 100 насыщения поверхности лунками от ударов дробинки. При таком подходе практически невозможно получить математическую модель насыщения материала энергией, которая была бы настолько общей, что всегда была бы верна при подстановке в нее конкретных свойств различных материалов. Для управления процессом с использованием ЭВМ необходимо иметь именно такую общую математическую модель.

Для решения этой проблемы привлекли вероятностно-комбинаторные методы. Каждую лунку представили в виде абстрактного бездонного ящичка, размеры которого позволяют дробинке свободно пройти в ящичек, не задевая за его стенки. Вся абстрактная поверхность покрыта такими абстрактными ящичками, а дробинки подвоятся к поверхности хаотично в произвольные места на поверхности одна за другой. Если этот процесс продолжать, то на любой его стадии ящички, в которые попали дробинки, будут содержать не менее чем по одной дробинке. При такой постановке задача имеет общее вероятностно-комбинаторное решение (математическое решение задачи разработал доктор физико-математических наук Евгений Николаевич Орел). Вероятностно-комбинаторная модель имеет следующий вид:

$$P(\mu, m) = \left(C_{m-1}^{\mu-1} / m^{n-1} \right) \sum_{i=0}^{\mu-1} (-1)^i C_{\mu-1}^i (\mu - i)^{n-1},$$

где μ — число ящичков, заполненных не менее чем одной дробинкой; m — общее число ящичков на поверхности; n — число дробинки, подведенных к поверхности, кратное числу m ; $P(\mu, m)$ — вероятность попадания не менее чем одной дробинкой в μ ящичков из общего числа m ; i — номер слагаемого суммы, которая рассчитывается до получения заданного значения вероятности $P(\mu, m)$.

Разработанная вероятностно-комбинаторная модель представляет собой общее решение или общий закон, по которому происходит насыщение поверхности следами ударов дробинки.

Если заменить абстрактную терминологию на технологическую, принятую при дробеструйной обработке, то абстрактные понятия получают смысл, соответствующий этой технологии: m — число лунок на поверхности, полностью покрытой следами ударов дробинки; μ — число лунок, образованных ударом не менее чем одной дробинки; n — число дробинки, подведенное к поверхности и кратное m ; i — номер слагаемого суммы, которая считается до задан-

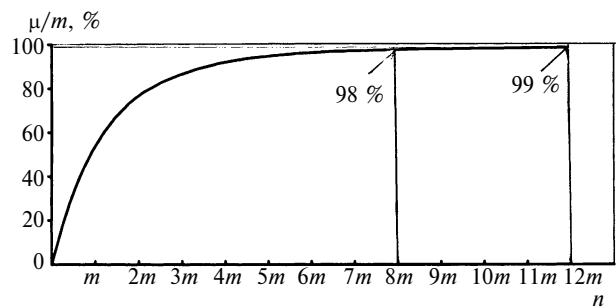


Рис. 3

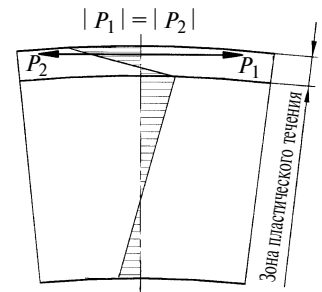


Рис. 4

ного значения вероятности; $P(\mu, n)$ — вероятность того, что при числе подведенных к поверхности дробинки, равном n , μ лунок из m будет образовано не менее чем одним ударом дробинки. Процентное отношение μ/m и есть искомым процент заполнения или насыщения поверхности лунками для назначенного значения вероятности $P(\mu, n)$. Полученные данные корреспондируются с исследованиями [2] и дают возможность определить время достижения любого наперед заданного процента насыщения поверхности следами ударов дробинки. Информацией, необходимой для использования зависимости, является число лунок на поверхности, полностью покрытой следами ударов дробинки. На рис. 3 приведена кривая насыщения поверхности следами ударов дробинки, рассчитанная комбинаторными методами для вероятности $P \geq 0,99$.

Время экспозиции, τ , с	U , МПа	R , мм	$\sqrt{U/U_1}$	R_1/R	Δ , %
Высокопрочная сталь					
10	0,2820	535,82	1,0000	1,0000	0,00
20	0,3698	468,87	1,1490	1,1430	0,50
30	0,4027	450,12	1,1988	1,1904	0,70
40	0,4246	438,72	1,2310	1,2210	0,80
50	0,4484	427,24	1,2650	1,2540	0,88
60	0,4720	416,80	1,2980	1,2850	1,00
70	0,4960	406,86	1,3300	1,3170	1,30
80	0,5810	397,24	1,3640	1,3500	1,00
90	0,5470	388,07	1,3970	1,3800	1,20
Жаропрочный сплав					
10	0,01213400	818,457	1,000000	1,0000000	0,0
20	0,01870414	663,323	1,241560	1,2333871	0,6
30	0,02248382	607,660	1,361235	1,3469000	1,0
40	0,02483340	579,540	1,430600	1,4122510	1,3
50	0,02639727	562,950	1,474951	1,4539970	1,4
Алюминиевый сплав					
10	0,001710	671,97	1,000	1,000	0,00
20	0,003611	469,23	1,453	1,432	1,46
30	0,005574	381,63	1,805	1,760	2,55
45	0,009075	303,80	2,303	2,210	4,20
60	0,014415	245,75	2,903	2,730	6,30
90	0,019635	214,02	3,390	3,140	7,96

УДК 62-531.7

Ю. М. ЗУБАРЕВ, С. В. КОСАРЕВСКИЙ
(Санкт-Петербургский институт машиностроения)

Интеграция контроля геометрических параметров деталей с помощью измерительно-вычислительных комплексов в современном машиностроении

Дан обзор процессов и методов интеграции измерительно-вычислительных комплексов в машиностроении.

A review of the integration processes and methods of the measuring-computing systems in the engineering industry is given.

За последнее время координатная метрология стала доминирующим универсальным инструментом в технологии машиностроения, развитию которого способствуют вычислительная техника и системы программного управления. В машиностроении сегодня для измерения геометрических параметров используют координатно-измерительную технику (КИТ) различной конфигурации, производительности и степени автоматизации [1, 2] — измерительно-вычислительные комплексы

(ИВК)¹ [3]. Универсальность, гибкость и родство вычислительных моделей для контроля деталей и технологий CAD/CAM в машиностроении обусловили развитие и широкое распространение ИВК в промышленности.

Координатная метрология получила признание в 70-е годы, практически с момента появления, так как применима в различных сферах производства. На координатно-измерительных машинах (КИМ) с помощью координатно-измерительной

¹ Граница между терминами "координатно-измерительная машина", "измерительно-вычислительный комплекс" и "координатно-измерительная техника" в сфере геометрических измерений в настоящее время весьма расплывчата, поэтому далее они будут использоваться как синонимы для обозначения всего спектра ИВК.



(Окончание статьи. Начало см. на стр. 81)

Проведем анализ энергетического фактора, определяющего возможности управления кривизной пластин при ДО. Прежде всего, следует отметить, что возникающие при ДО пластически деформированный и упруго деформированный слои после прекращения ДО приходят в состояние равновесия, воздействуя один на другого равными по модулю силами $|P_1| = |P_2|$ (рис. 4). В этом состоянии пластически деформированный слой упруго сжат и упруго изогнут, а упруго деформированный — упруго растянут и также упруго изогнут с той же кривизной. Следовательно, каждый слой обладает энергией чистого изгиба, как и вся пластина. Используя выражение для потенциальной энергии изгиба [3], проведем ряд преобразований при условиях $M = \text{const}$ и $EJ = \text{const}$;

$$U = M^2 l / 2 EJ; M = EJ / \rho; U = E^2 J^2 l / \rho^2 2 EJ = EJ / 2 \rho^2;$$

$$U_1 = EJ / 2 \rho_1^2; U_2 = EJ / 2 \rho_2^2; U_1 / U_2 = \rho_2^2 / \rho_1^2,$$

где M — изгибающий момент; l — длина изогнутой пластины; E — модуль упругости; J — момент инерции; ρ — радиус кривизны пластины; U — энергия изгиба.

Окончательно получим:

$$\sqrt{U_1 / U_2} = \rho_2 / \rho_1. \quad (1)$$

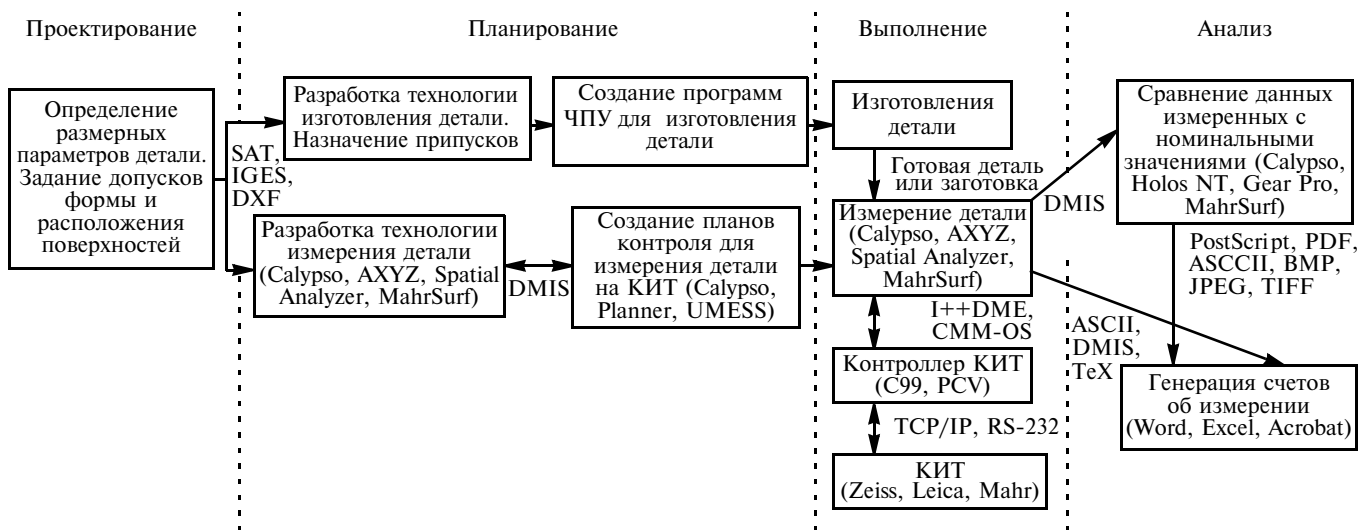
Эксперименты для подтверждения достоверности зависимости (1) провели на пластинах размерами $75 \times 20 \times 1,3$ мм, изготовленных из высокопрочной стали, жаропрочного сплава и алюминиевого сплава (таблица). Пластины обрабатывали стальной дробью $\varnothing 0,2$ мм, ко-

торую подавали к обрабатываемой поверхности сжатым воздухом, при давлении 0,2 МПа и переменном времени обработки. Заменяем в формуле (1) обозначение ρ на R . Радиус R кривизны пластин измеряли стандартным способом по трем точкам, а энергию, поглощаемую материалом, определяли, используя специально разработанный алгоритм [4]. Как видно из таблицы, отклонения Δ экспериментальных значений радиусов кривизны (R_1/R) от расчетных значений энергетических характеристик ($\sqrt{U/U_1}$) для стали и жаропрочного сплава не превысили 1,5 %, а для алюминиевого сплава — 8 %. За R_1 и U_1 приняты значения, достигнутые за 10 с обработки. Согласно зависимости (1) радиусы кривизны в точках кривой прогибов пластин могут служить энергетическими и характеристиками и, следовательно, зависимость (1) использована для управления ДО с помощью ЭВМ.

Следует отметить, что возможности алгоритма не исчерпаны представленным материалом и будут публиковаться по мере появления новых результатов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Almen J. O.** Peening Surfaces Improve Endurance of Machine Parts // Metal Progress. 43 (February 1943). P. 209—217.
2. **Heaton R. B.** Shot Peening. Metal Finishing. 1989. Vol. 87. № 7. P. 25, 26, 28, 30, 31.
3. **Беляев Н. М.** Сопротивление материалов. М.: Гостехтеоретиздат, 1954. 856 с.
4. **Рыбаков Г. М.** Фундаментальные основы управления качеством дробеструйной обработки деталей машиностроения. Сообщение 1. Управление энергетическими параметрами // Изв. вузов. Машиностроение. 2006. № 1. С. 52—56.



Интеграция технологии измерений на различных этапах производства

техники можно определить 75 % линейных и угловых параметров, а также отклонения форм и расположения поверхностей [4].

В прошлом веке развитие КИМ было сконцентрировано на совершенствовании конструкции, математического обеспечения [5, 6], систем управления и стандартизации² базовых методов выполнения измерений [7]. Сегодня актуальными являются: совершенствование методов контроля [8, 11]; интеграция измерительно-вычислительных систем в технологические процессы [4]; определение точности выполняемых измерений [12]. Новый этап в развитии ИВК выдвигает требования, направленные производителям этой техники и пользователям, кроме того, необходима адаптация промышленности под современные возможности информационных технологий. Стандарты качества на промышленную продукцию создаются и изменяются за очень короткий промежуток времени, поэтому подготовка, обновление и освоение новых методов контроля качества должны быть полностью интегрированы в поток данных, начиная с конструирования (CAD) и заканчивая изготовлением (CAM), контролем (CAQ) и обслуживанием готовой продукции.

Место ИВК на производстве

Этапы автоматизированной обработки данных в машиностроении [4]:

- системы автоматизированного проектирования (САПР) или Computer-aided design (CAD) [13];
- системы автоматизированной подготовки производства (САПП) или Computer-aided manufacturing (CAM) [14];
- системы автоматизированного контроля качества (САКК) или Computer-aided quality management (CAQ) [4].

Координатно-измерительная техника используется в процессе обмена данными между вышеперечисленными этапами автоматизации производства. При такой интеграции процесс измерения уже не является главным. Вследствие постоянно возрастающего объема связей между различными этапами производства в технологии промышленных измерений объем обмениваемой информации тоже возрастает. Сегодня задача интеграции ИВК в производство может быть решена различными способами (рисунок) [33].

Входными данными для координатных измерений является информация о номинальных значениях размерных параметров изделия, которая должна задаваться в компьютерной форме — в виде CAD-модели. Для использования ее при измерениях необходима передача данных в метрологическое

² Обзор проблем отечественного опыта стандартизации понятийного аппарата цифровых измерений можно найти в работах [30, 31].

обеспечение для создания программы измерения. Ранее в качестве исходных данных использовался напечатанный чертеж детали, который являлся основой для программирования, выполняемого непосредственно на измерительной машине с использованием материальной модели или образца детали.

Сегодня при наличии CAD-модели в электронном формате программа измерения может быть составлена вне измерительной машины, что существенно экономит машинное время, так как измерительную машину можно использовать для контроля других деталей. Для передачи CAD-модели в метрологическое обеспечение используют стандартизованные национальными или международными организациями форматы данных:

- IGES — Initial Graphics Exchange Specification;
- VDA-FS — Verband der deutschen Automobilindustrie Flächenschnittstelle;
- SAT/SAB — Standard ACIS Text/Binary;
- SET — Standard d'Exchange et de Transfer;
- STEP — Standard for the Exchange of Product Model Data [4].

Так, например, в Германии широкое распространение получили форматы IGES и VDA-FS. Формат SET используют в Европе в аэрокосмической промышленности.

Из вышеприведенных форматов поддерживают хранение и передачу данных на допуски только форматы IGES, STEP и SET, но, как правило, эта функция не реализована в программном обеспечении (ПО), экспортирующем CAD-модели в эти форматы, поскольку на практике реализуется только часть данных стандартов.

Для эффективной передачи данных о формах поверхностей из CAD-системы необходимо, чтобы эти данные отвечали следующим требованиям: имели масштаб 1:1; единицы измерения соответствовали принятым на КИМ; содержали систему координат, связанную с деталью и воспроизводимую на КИМ; содержали достаточную информацию об ориентации этих поверхностей.

Если эти требования не выполняются, то возникает необходимость в обработке CAD-модели таким образом, чтобы обеспечивались все вышеперечисленные требования.

Если процесс измерения требует компьютерной симуляции, например, для проверки отсутствия столкновений в прогоне измерения [16], следует использовать данные, полученные из САПР. Большинство систем выполняют симуляцию прогона измерения путем графического представления измерительной машины, ее рабочих органов и измеряемой детали. Обязательным требованием при этом является наличие трехмерной модели детали. (Существуют и альтернативные разработки, не требующие CAD-модели, [32]). Для эффективного анализа столкновений необходимо, чтобы в симуляции принимали участие все детали, расположенные на столе машины

(крепёжные приспособления, устройства загрузки и т. п.). Если столкновение было определено, то прогон измерения следует исправить вручную. Некоторые системы позволяют частично делать автоматическую коррекцию прогона измерений при обнаружении столкновений путем задания так называемых плоскостей безопасности.

Связь между метрологическим ПО и КИМ на сегодняшний день осуществляется с помощью специализированных для каждого производителя интерфейсов. Постоянное совершенствование контроллеров КИМ, повышение доли использования стандартных сетевых технологий и требования потребителей к унификации ПО для координатно-измерительных систем различных производителей обусловили необходимость разработки драйверов КИМ, связывающих их с метрологическим ПО.

Работа драйвера с интерфейсом должна быть стандартизирована. В настоящее время широко известен проект I++DME (Dimensional Measuring Equipment Interface) [18, 19] применяется и для автоматизации измерений [20].

Широко распространен драйвер CMM-OS фирмы Carl Zeiss. Для взаимодействия метрологического ПО с CMM-OS используют отдельный порт сетевого протокола TCP/IP. После пуска CMM-OS между ним и метрологическим ПО устанавливается TCP/IP соединение, по которому ПО может передавать команды управления для КИМ и получать по обратной связи информацию об их выполнении. Таким образом, CMM-OS позволяет изолировать конкретную аппаратную реализацию КИМ от ПО.

В названии статьи использован термин "контроль", под которым понимается соответствие объекта требованиям конструкторской документации. С позиций терминологии контроля качества термин "контроль" подразумевает задачу измерения детали и проверку соответствия одного или нескольких ее параметров требованиям конструкторской документации. Контроль формы поверхностей детали, как правило, основан на результатах измерений: они сравниваются с установленными значениями допусков в конструкторской документации.

Для установления соответствия геометрических параметров детали конструкторским значениям в ИВМ необходима информация об их номинальных значениях. Эти данные нужны для обеспечения координатных измерений, которые, как правило, подготавливаются в САПР. Результаты такого сравнения либо непосредственно отображаются средствами метрологического ПО, либо передаются для обработки с помощью других пакетов программ. Здесь важную роль играют механизмы и стандарты передачи данных (см. рисунок).

Базовую задачу контроля можно сформулировать как сравнение данных, полученных измерением, с номинальными значениями и представление результатов в текстово-визуальной форме. В большинстве случаев эта задача выполняется в метрологическом ПО самой КИМ, но могут использоваться и внешние программы (например, для получения статистических данных). Для передачи результатов измерения во внешние программы можно использовать текстовые форматы данных (например, ASCII) [21, 22]. Для передачи готовых отчетов можно воспользоваться графическими форматами, например, форматами хранения растровых изображений (BMP, JPEG, TIFF), а также PDF [23] или Post Script [24] для передачи протокола как готового текстово-графического документа. При использовании текстового формата ASCII возможна передача внутренней информации из метрологического ПО во внешнее прикладное ПО.

Кроме вышеназванных форматов, поддерживаемых практически повсеместно, многие производители программного обеспечения для координатно-измерительной техники используют два формата экспорта данных — DMIS и Q-DAS, которые обеспечивают передачу результатов измерений и статистической информации.

Подготовка специалистов

Высококвалифицированный персонал — жизненно важная составляющая конкурентоспособности любого предприятия, особенно в областях, где ощущается нехватка специали-

стов. Это касается и координатной метрологии, где инженер, работающий с координатно-измерительной техникой, должен обладать широким спектром знаний. Навыки специалистов, требуемые в этой области, не только должны быть обширными, они должны опираться на прикладные науки: основы метрологии, машиностроительного производства, работу с чертежами и САПР, знание координатно-измерительной техники, стандартов и методов менеджмента качества, информационной техники, понимание основ статистики и аналитической геометрии, не говоря уже о знании английского языка.

Анализ существующих учебных программ вузов в области подготовки инженеров-метрологов показал, что ни одна из них не удовлетворяет спектру требуемых знаний. Это касается не только России, но наблюдается и в других странах [25], хотя и в меньшей степени. Дисциплины, которые читают производители координатно-измерительной техники, как правило, ориентированы только на один вид аппаратуры и не дают слушателям базового фундамента для уверенной работы в данной области. Кроме того, часто не затрагивают такие важные вопросы, как стандартизация, стратегия и точность измерений.

В развитых странах ведущие промышленные предприятия и разработчики измерительной техники объединяют усилия с целью совместной разработки и внедрения обучающих программ. К таким широко применяемым программам относятся: ASMC (США, Канада), CMMTrain (Великобритания), CMM Club/CEPAS (Италия), АУКОМ (Германия) [25], ЕУКОМ (страны Евросоюза) [17]. Первые из них специализируются на линейных измерениях в целом, остальные — на координатной метрологии. Программа ЕУКОМ является дальнейшим развитием программы АУКОМ и направлена на международное обучение специалистов, большое внимание уделено вопросам стандартизации. Вышеуказанные программы еще не сформировались окончательно, их совершенствование продолжается и в настоящее время.

Были сделаны попытки разработки стандартных требований к квалификации операторов КИМ [26], но они так и не были ратифицированы. Более подробно ознакомиться с проблемами подготовки специалистов можно в работах [27—29].

Заключение

В свете интеграции координатных измерительных систем с другими компьютеризированными системами производства процесс измерения играет уже не главную роль, поскольку он стоит между функциями, обеспечивающими создание и анализ плана измерений.

Сближение средств координатного контроля с операциями изготовления дает больше возможностей в управлении производственными процессами и снижает вероятность изготовления бракованных изделий. Координатные измерительные машины — гибко настраиваемый инструмент, который позволяет быстро переходить от проверки одного типа проверяемых деталей к другому.

Интеграция КИМ с производственными системами все еще представляет собой сложную техническую задачу, которую берутся решать различные производители измерительного оборудования. И хотя аппаратное обеспечение является очень важной их составляющей, программное обеспечение играет главную роль. Новейшее программное обеспечение для КИМ сейчас имеет развитый графический интерфейс и систему подсказок, что во многом облегчает его использование. Кроме того, существует множество готовых программ для выполнения специальных видов измерений, например, контроль лопаток паровых и газовых турбин, зубчатых колес, раскрытия листовой продукции и т. д.

Программное обеспечение следующего поколения даст возможность сторонним разработчикам добавлять свои модули для работы с КИМ³, что позволит адаптировать стандартные метрологические пакеты практически к любым конкретным измерительным задачам.

³ Такая функциональность уже реализована в ПО некоторых производителей, например, а Calypso фирмы Carl Zeiss IMT.

1. **Контрольно-измерительные системы** в машиностроении // А. А. Воеводов, Б. С. Воскобойников, М. И. Гречиков и др. // Комплект: ИТО. 2007. № 7. С. 16—24.
2. **Контрольно-измерительные системы** в машиностроении // А. А. Воеводов, Б. С. Воскобойников, М. И. Гречиков и др. // Комплект: ИТО. 2007. № 8. С. 8—10.
3. **ГОСТ 26.203—81.** Комплексы измерительно-вычислительные. Признаки классификации. Общие требования. М.: Изд-во стандартов, 1982. 14 с.
4. **Pfeifer T., Inkamp D., Schmitt R.** Coordinate metrology and CAx-application in industrial production. Hanser Verlag. 2006.
5. **Хорн Б. К. П.** Зрение роботов: Пер. с англ. М.: Мир, 1989. 487 с.
6. **Системы технического зрения:** Справочник // В. И. Сырякин, В. С. Титов, Ю. Г. Якушенок, Р. М. Галиулин и др. Томск: Радио и связь, 1993. 367 с.
7. **РТМ 2 Н20-17—86.** Методика измерения отклонения формы и расположения поверхностей на координатных измерительных машинах и приборах, оснащенных вычислительной техникой. Термины, определения, основные требования к измерениям. М.: ВНИИТЭМР, 1987. 24 с.
8. **Сысоев Ю. С.** Координатные методы контроля геометрии поверхностей изделий машиностроения. Методы контроля профилей деталей машин // Справочник. Инженерный журнал. 2007. № 2. С. 19—25.
9. **Сысоев Ю. С.** Координатные методы контроля геометрии поверхностей изделий машиностроения. Пространственные методы контроля поверхностей деталей машин // Справочник. Инженерный журнал. 2007. № 5. С. 16—22.
10. **Сысоев Ю. С.** Координатные методы контроля геометрии поверхностей изделий машиностроения. Пространственные методы контроля поверхностей деталей машин (продолжение) // Справочник. Инженерный журнал. 2007. № 6. С. 21—25.
11. **Суслин В. П., Джунковский А. В.** Современные методы измерения и контроля в машиностроении // Технология машиностроения. 2004. № 5. С. 49—51.
12. **Assessment of uncertainties in dimensional metrology by Monte Carlo simulation: proposal of a modular and visual software** // H. Schwenke, B. Siebert, F. Waeldele, H. Kunzmann // Ann. CIRP. 49. 2000. P. 395—398.
13. **Латышев П. Н.** Каталог САПР. Программы и производители. М.: Солон-Пресс, 2006. 608 с.
14. **Ли К.** Основы САПР (CAD/CAM/CAE). СПб.: Питер, 2004. 560 с.
15. **ISO 10303-1:1994:** Industrial automation systems and integration — Product data representation and exchange.
16. **Lin Y. J., Mahabaleshwar R., Massina E.** CAD-based CMM dimensional inspection path planning — a generic algorithm // Robotica, V. 19. Issue 2. March 2001. P. 137—148.
17. **Weckenmann A., Beetz S.** EUKOM — European Training for Coordinate Metrology // Politecnico di Milano (publ.): International IMS Forum 2004 "Global Challenges in Manufacturing". Cernobbio. Italy. May. 17—19 th. 2004. Proceedings. P. 1381—1389.
18. **Resch J. I++ DME.** The Specification. The Implementation // ia.cmm International Conference Sinsheim. Germany. 2005. April. 28th.
19. **I++DME.** Dimensional Measuring Equipment Interface / H. Biedenbach, J. Brunner, K. Glasner, G. Moritz // <http://www.inspection-plusplus.org>.
20. **Topfer S. C. N., Linss G., Rosenberger M.** Automatic execution of inspection plans with the I++DME interface for industrial coordinate measurements // Metrology and Measurement Systems. V. 14. N 1. 2007. P. 71—87.
21. **ISO 4873:1991:** Information technology — ISO 8-bit code for information interchange — Structure and rules for implementation.
22. **ГОСТ Р 34.303—92 (ИСО 4873—86)** Наборы 8-битных кодированных символов. 8-битный код для обмена и обработки информации. М.: Изд-во стандартов, 1992. 24 с.
23. **Adobe Portable Document Format version 1.7: PDF reference.** Adobe Systems Incorporated. 6 th ed. 2006.
24. **PostScript language reference manual.** Adobe Systems Incorporated, 3 rd ed. Addison-Wesley. 1999.
25. **Weckenmann A., Beetz S.** AUKOM training concept for Coordinate Metrology. // Probing. 9. 2003. P. 12, 13.
26. **ISO/DIS XXXX-X: Geometrical Product Specifications and Verification (GPS) — Part X: Definition of Competences for Persons Executing Measurements Using a CMM.** Draft International Standard. Jan. 2006.
27. **Biberoglu E., Haddad H.** A survey of industrial experiences with CMM and the teaching of CMM practices // Journal of Computing Sciences in Colleges. V. 18. Issue 2. December 2002. P. 143—152.
28. **Hamade R. F., Artail H. A., Jaber M. Y.** Evaluating the learning process of mechanical CAD students // Computers & Education. V. 49. Issue 3. November 2007. P. 640—661.
29. **Osanna P. H., Durakbasa N. M., Krauter L. A.** Modern Scheme for Education, Training and Certification of Metrology and Measurement Technique Personnel // Measurement Science Review. V. 7. Secion 1. N 1. 2007.
30. **Гуртовец А.** Метрология цифровых измерений. Ч. 1 // Современные технологии автоматизации. 2008. № 1. С. 66—74.
31. **Гуртовец А.** Метрология цифровых измерений. Ч. 2 // Современные технологии автоматизации. 2008. № 2. С. 80—88.
32. **Zhengyl Y., Yonghua C.** Inspection path generation in Haptic Virtual CMM // Computer-Aided Design & Applications. V. 2. N 1—4. 2005. P. 273—282.
33. **Weite R.** "Metrology Standards Activities" at the Automotive Industry Action Group (AIAG) // ia.cmm International Conference Sinsheim. Germany. 2005. April. 28.

УДК 338.32

Д. А. СЕЛИВЕРСТОВ, канд. экон. наук, М. А. КИРСАНОВА (Филиал ЮУрГУ, г. Златоуст)

Проблема использования производственных мощностей на предприятиях оборонно-промышленного комплекса

Рассматривается проблема изнашивания и устаревания основных производственных фондов при избытке мощности, включая мобилизационные резервы, на предприятиях российского оборонно-промышленного комплекса.

Для повышения эффективности использования производственных мощностей предложен показатель для определения состояния производственных фондов. Обозначены мероприятия, формирующие направление нового нормативно-правового обеспечения деятельности предприятий оборонно-промышленного комплекса.

A problem of wear and ageing of the basic production assets at the power excess, including the mobilization reserves, on the Russian defense industry plants is considered. The measures, forming a direction of a new normative-legal provision of the defense industry plants activity, have been designated.

В результате реформационных преобразований в России предприятия оборонно-промышленного комплекса (ОПК), характеризующиеся высокой технологичностью производства, столкнулись с двумя проблемами.

Первая проблема — избыточность производственных мощностей. Нарушение технологических и производственных связей после распада Советского Союза привело к резкому сокращению объемов промышленного производства, что в свою очередь стало причиной высвобождения и избыточности производственных мощностей [1, 2]. Загрузка активной части производственных фондов на сегодняшний день не превышает 30 % [3—5]. Кроме того, несовершенство и ограниченность адаптационных и конверсионных процессов еще в большей степени усугубляют создавшееся положение.

К тому же ситуация осложняется необходимостью вынужденного дорогостоящего содержания резервных мобилизационных мощностей в основном за счет собственных внутренних ресурсов предприятий, что негативно отражается на экономической стабильности всего ОПК [6], так как приводит к необоснованному росту себестоимости выпускаемой продукции.

Вторая проблема — устаревание всего технологического парка основных фондов. Это приводит к снижению качества продукции, затруднению внедрения новых технологий, а следовательно, к потере рынков сбыта. В настоящее время износ производственной базы ОПК составляет от 60 до 82 % [3, 5], на 83 % изношены инструменты и инвентарь [4, 5]. Темпы обновления фондов не превышают 1 %, а потребность в замене, диктуемая конкуренцией, составляет около 10 % [3, 7, 8].

Дальнейшее снижение производственного потенциала ОПК не допустимо, так как может привести к техногенным и политическим конфликтам. Для того чтобы избежать возникновения подобных ситуаций, предприятиям необходимо постоянно отслеживать состояние производственных мощностей. Поэтому для расчетов предлагается коэффициент, который является показателем состояния основных производственных фондов. Он отражает качество и изменение доли стратегически важных производственных мощностей в объеме производственных фондов. Коэффициент степени состояния фондов, участвующих в производстве гражданской и военной продукции, может быть представлен как [6]:

$$S_{\text{пп}} = (L - L_{\text{ф}})m \frac{1}{K_{\text{ин}}},$$

где L — пороговое значение объема производимой продукции на отдельно взятой технологической единице или группе оборудования в отчетном году по сравнению с базовым периодом (можно использовать нормативный показатель производительности технологической единицы или интегральный показатель по группе оборудования на момент окончания нормативного срока полезного использования); $L_{\text{ф}}$ — фактическое значение L ; m — абсолютная величина выведенной из строя части стратегически важных производственных фондов, включая мобилизационные резервы; y — средний уровень износа производственных фондов; $K_{\text{ин}}$ — сравнительный уровень производственных капиталовложений на 1 руб. основных производственных фондов.

Чем больше показатель $S_{\text{пп}}$, тем выше степень кризисного состояния производственных фондов. Данный показатель может быть рассчитан как интегральный, характеризующий состояние производственного потенциала ОПК.

Решение проблемы снижения потенциала производственных мощностей наиболее актуально в условиях стремительного технического прогресса, постоянного совершенствования техники, создания новых, высокопроизводительных механизмов. Устаревание оборудования ОПК ведет к снижению производительности труда и выпуску продукции, не востребованной на рынке [3—7]. Поэтому сокращение сроков использования основных фондов имеет большое значение как с точки зрения НТП, так и с точки зрения высокоэффективного использования капитальных вложений в создание новых основных фондов. На сегодняшний день средний возраст оборудования в оборонной промышленности составляет 21 год, что в 2–3 раза больше среднего срока службы оборудования в мире [2]. Недостаток финансовых средств предприятий на обновление и модернизацию производственной базы и сдерживающие рычаги государственной политики усугубляют отставание всех отраслей промышленности. Поэтому решение данной проблемы основывается на повышении эффективности использования имеющихся и вновь вводимых производственных мощностей.

Одним из способов повышения эффективности использования производственных мощностей на уровне отдельно взя-

того предприятия является расчет оптимальной загрузки оборудования при условии максимизации прибыли при производстве гражданской продукции и минимизации затрат при выпуске товаров военной группы, что соответствует основной цели функционирования данных предприятий — получению максимальной прибыли при минимальных затратах [9].

При отсутствии ограничений на возможность реализации произведенной гражданской продукции оптимальная загрузка оборудования при условии максимальной прибыли имеет вид [10]:

$$Y_{\text{пп}} = \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^n P_{ij} X_{ij} \rightarrow \max, \quad (1)$$

где j — число видов используемых технологий; n — число видов существующих технологий; t — число видов выпускаемой продукции; l — число видов производимой продукции; P_{ij} — прибыль от реализации единицы продукции i -го вида, производимой по j -й технологии; X_{ij} — количество продукции i -го вида, производимой по j -й технологии (оптимальный план загрузки оборудования).

Реализация выражения (1) возможна с учетом ограничения на полезное время работы оборудования:

$$\sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^n a_{ij} X_{ij} \leq b_r,$$

$$\text{где } X \geq 0 \quad (i = 1, 2, 3, \dots, l; j = 1, 2, 3, \dots, n), \quad (2)$$

где b_r — полезное время работы оборудования (норматив); a_{ij} — норма расхода машинного времени при изготовлении продукции i -го вида по j -й технологии.

Так как при производстве военной продукции ОПК получение прибыли не должно являться приоритетной задачей функционирования предприятия, то в рамках ограничения ресурсного обеспечения управление затратами приобретает особую значимость. Поэтому оптимальная загрузка оборудования для обеспечения необходимого уровня финансовой устойчивости предприятия путем минимизации затрат [4, 5, 10] будет:

$$Y_{\text{вп}} = \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^n Z_{ij} X_{ij} \rightarrow \min, \quad \text{где } X_{ij} \geq 0, \quad (3)$$

где Z_{ij} — затраты на производство i -й продукции по j -й технологии.

При выполнении государственного объема выпускаемой

продукции является ограничением: $\sum_{j=1}^n X_{ij} = Q_i \quad (i = 1, 2, \dots, l)$,

где Q_i — плановое задание на объем выпуска продукции i -го вида.

Реализация выражения (3) возможна с учетом ограничений полезного машинного времени b_r :

$$\sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^n a_{ij} X_{ij} \leq b_r \quad (r = 1, 2, \dots, R), \quad (4)$$

где r — вид оборудования для производства i -го вида продукции по j -й технологии; R — число видов оборудования.

Пример. Для реализации производственной программы имеются три группы оборудования ($R = 3$; $r = 1, 2, 3$), на котором изготавливают три вида продукции ($l = 3$; $i = 1, 2, 3$), производимой с использованием одной технологии. Всего применяется на производстве три технологии ($n = 3$; $j = 1, 2, 3$). Каждый вид оборудования имеет свои нормативные коэффициенты a_{ij} расхода машинного времени на изготовление i -й продукции по j -й технологии. Представим возможные варианты изготовления определенной продукции на конкретном оборудовании (табл. 1). Плановые показатели производства продукции, из-

Показатели производительности оборудования при производстве i -го вида продукции по j -й технологии

Группа r оборудования	a_{ij}									b_r
	$j = 1$			$j = 2$			$j = 3$			
	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$	
1	2	2	1	3	0	4	3	3	0	20
2	3	1	2	1	2	0	5	6	0	34
3	0	1	3	2	3	1	1	0	0	48

Таблица 2

Плановые показатели производства с учетом норм расхода машинного времени

Показатель	a_{ij}								
	$j = 1$			$j = 2$			$j = 3$		
	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$
Плановая прибыль P_{ij} при производстве продукции гражданского назначения, тыс. руб.	11	7	5	9	6	7	18	15	0
Плановые затраты Z_{ij} на производство военной продукции, тыс. руб.	8	5	2	7	4	5	12	8	0
Объем X_{ij} продукции, тыс. шт.	X_{11}	X_{12}	X_{13}	X_{21}	X_{22}	X_{23}	X_{31}	X_{32}	X_{33}

готовленной по определенной технологии с учетом норм расхода машинного времени, представлены в табл. 2.

Используя данные табл. 1 и 2, запишем выражения (1) и (3) в виде:

$$Y_{г. п.} = (11X_{11} + 7X_{12} + 5X_{13} + 9X_{21} + 6X_{22} + 7X_{23} + 18X_{31} + 15X_{32} + 0X_{33}) \rightarrow \max;$$

$$Y_{в. п.} = (8X_{11} + 5X_{12} + 2X_{13} + 7X_{21} + 4X_{22} + 5X_{23} + 12X_{31} + 8X_{32} + 0X_{33}) \rightarrow \min.$$

Используя коэффициенты расхода машинного времени, раскроем уравнения ограничений по полезному времени работы оборудования с учетом выражений (2) и (4):

$$\left. \begin{aligned} (2X_{11} + 2X_{12} + 1X_{13} + 3X_{21} + 0X_{22} + 4X_{23} + 3X_{31} + 3X_{32} + 0X_{33}) &\leq 20; \\ (3X_{11} + 1X_{12} + 2X_{13} + 1X_{21} + 2X_{22} + 0X_{23} + 5X_{31} + 6X_{32} + 0X_{33}) &\leq 34; \\ (0X_{11} + 1X_{12} + 3X_{13} + 2X_{21} + 3X_{22} + 1X_{23} + 1X_{31} + 0X_{32} + 0X_{33}) &\leq 48 \text{ при } X \geq 0. \end{aligned} \right\} (5)$$

Решая выражения (5) симплекс-методом, получим оптимальный план загрузки оборудования: для производства гражданской продукции — $X_{12} = 7,6$ тыс. шт., $X_{22} = 12,4$ тыс. шт.; для производства военной продукции — $X_{11} = 1,3$ тыс. шт., $X_{21} = 5,8$ тыс. шт.

Выполнив расчеты на основании модели, получим план загрузки оборудования предприятия, при котором обеспечивается решение поставленной задачи — или максимальная прибыль, или минимальные затраты.

Управление ОПК находится под контролем государства [1, 2, 4, 8], следовательно, результат совершенствования механизма управления основными производственными фондами предприятий может быть получен при поддержке и непосредственном участии уполномоченных ведомств плана разработки мероприятий, способствующих решению проблемы и повышению эффективности использования мощностей. Данные мероприятия должны включать в себя следующее:

1. Проведение инвентаризации мощностей, что обеспечит возможность расчета обоснования необходимости содержания мобилизационных резервов с учетом потребностей вооруженных сил при производстве объемов продукции стратегического назначения, что приведет к выделению и последующей реализации ряда не востребуемых основных фондов и, как результат, получению дополнительных средств для модернизации произ-

водственного оборудования, необходимого для производства продукции гражданского и военного назначения.

2. Проведение инвентаризации используемых в ОПК технологий. Особое внимание следует уделять технологиям двойного назначения, что позволит рассчитать оптимальную загрузку оборудования и обеспечить рентабельность производства, сохранить производственный и кадровый потенциал, привлечь дополнительные средства для совершенствования управления производством выпуска высокотехнологичной и конкурентоспособной продукции. В результате увеличится объем производства за минимальное время адаптации технологического процесса.

Производственные фонды продолжительное время участвуют в большом числе производственных циклов и постепенно изнашиваются. При этом их стоимость переносится на изготавливаемую продукцию, сохраняя натуральную форму [3, 5—7, 10], что подтверждает необходимость их максимального эффективного использования и применения льготного режима функционирования, установленного на законодательном уровне, который должен включать в себя следующее:

применение метода ускоренной амортизации способом уменьшаемого остатка с применением коэффициента ускорения, при которой большая часть стоимости приобретенных основных средств списывается в начальный период эксплуатации. При необходимости возможно целесообразное сочетание методов линейной и нелинейной амортизации. Совмещение данных методов имеет место в некоторых развитых странах, например во Франции, где ускоренная до определенной суммы амортизация применяется в течение нескольких лет, после чего списание производится линейно с применением повышающего коэффициента [9];

разработка гибкого механизма регулирования нормативов амортизационных отчислений, позволяющих минимизировать себестоимость производимой продукции. Оптимальный уровень отчислений, отнесенных на себестоимость продукции, должен корректироваться, по нашему мнению, с помощью страхового фонда, создаваемого на предприятиях, целью которого является повышение рентабельности производства путем обеспечения действия механизма самоинвестирования предприятий ОПК. Особое значение должна иметь наукоемкая высокотехнологичная продукция и продукция, внедряемая в производство после заключительной стадии НИОКР;

применение режима льготного налогообложения в плане высвобождения части налогооблагаемой прибыли для формирования страхового фонда самоинвестирования и возможности технического перевооружения предприятий;

УДК 621.822.001.2

С. И. ЗАХАРОВ, канд. техн. наук (г. Ижевск)

Повышение достоверности значений износа деталей машин при акустической диагностике

Представлены приемы повышения достоверности и точности акустического контроля деталей механизмов с возможностью автоматического формирования дополнительных оценок степени и вида износа в экспертных системах.

Methods of authenticity and accuracy improvement of the machinery acoustic control with the possibility of automatic forming of additional estimates of the wear kind and degree in the expert systems have been presented.

Исследование зависимостей дает возможность глубже понять причинно-следственные отношения между явлениями. Для определения вида и формы связей между данными технических наблюдений широко применяются корреляционный и регрессионный анализы. В приложении к акустическим методам контроля и диагностики они, видимо, могут стать основными инструментами решения задач прогнозирования и планирования операций технического обслуживания и ремонта на предприятиях. При этом регрессионный анализ базируется на аппроксимации данных методом наименьших квадратов (МНК) и получил широкое применение для ряда специальных статистических программных средств, например, SPSS for WINDOWS [www.spss.com], STATISTICA 6.0 [www.statsoft.com], SYSTAT 10.2 [SYSTAT Software inc.] и др. Данные пакеты с соответствующей заменой переменных, видимо, можно использовать и

для установления множественной нелинейной регрессии $Y = bX$ [1], например, при выявлении остаточного ресурса деталей механизма по их акустическим характеристикам в процессе эксплуатации. К недостатку пакетов, вероятно, можно отнести необходимость их освоения при редком дальнейшем использовании, хотя в большом числе случаев более быстрый результат могут дать расчеты на одном из вариантов языка BASIC [2].

В данной статье рассмотрим получение интерполяционных многочленов для более достоверного определения точных значений износа деталей машин (на примере подшипников качения) по результатам экспериментально обоснованных характеристик вибрации. За основу возьмем одну из групп квазилинейных регрессионных зависимостей, например вида $Y = b_0 + b_1(X) + b_2(X)^2 + b_3(X)^3$ (линейная по коэффициентам b), которая, вероятно, обеспечивает наиболее полную нелинейную интерполяцию значений данных.

Так, при вибрационном контроле состояния подшипников качения большой коэффициент корреляции с усталостными и коррозионными повреждениями (Y) имеют методы оценок SPM, пик-фактора, пик-фактора высших частот виброускорения и "энтропии" (Θ) с различающимися по нелинейности параметрами относительно "серьезности" износа, что вследствие создания аппарата их "объединения" и взаимной коррекции может повысить общее качество (достоверность и точность) диагностики.



(Окончание статьи. Начало см. на стр. 86)

отказ от необоснованного "замораживания" и передачу свободных резервных мощностей во внутрикорпоративный лизинг с расчетом оптимальной схемы финансовых и транспортных потоков, обеспечивающих стратегическую мобильность и поддержание оборудования на технически высоком и качественном уровне; государственное финансирование и частные инвестиции на внедрение новых видов продукции в зависимости от характера ее назначения.

Таким образом, предложенные мероприятия сочетают в себе:

- 1) совершенствование управления производственными мощностями непосредственно на предприятии;
- 2) формирование направления разработки нового нормативно-правового обеспечения деятельности всего ОПК.

Предложенные мероприятия ввиду ограниченности ресурсного обеспечения производства продукции в условиях транзитивной экономики и специфики государственных оборонных заказов [2, 5, 6] направлены на оптимальное решение проблемы использования производственных мощностей.

Эффективное управление состоянием и эксплуатацией, техническое перевооружение и сокращение избыточных мощностей приведут к положительному функционированию ОПК, что будет способствовать положительной динамике развития большинства отраслей промышленности страны.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бендиков М. А. Некоторые направления повышения эффективности российских высоких технологий // Менеджмент в России и за рубежом. 2000. № 5. С. 3—17.
2. Гродецкий В. Л., Кутергин В. А. Решить базовые проблемы предприятий ОПК. <http://www.rosprom.gov.ru>. 2006.
3. Гаврилов А. М., Кулешов В. В. Проблемы реструктуризации предприятий ОПК // Интеграл. 2005. № 6. С. 7.
4. Романова О., Чененова Р., Макарова И. Потенциал развития высокотехнологического регионального комплекса // Общество и экономика. 2005. № 4. С. 153—176.
5. Экономика предприятий. М.: Инфра М, 2005. 298 с.
6. Экономическая безопасность России / В. К. Сенчагов, Б. В. Губин, В. И. Павлов и др.: Под ред. В. К. Сенчагова. М.: Дело, 2005. С. 133, 628—630.
7. Никулин В. А. Задачи, решение которых мы готовы взять на себя. Промышленник России. <http://www.rspp.ru>. 2008.
8. Растопшин М. Стратегическая потеря темпа // Военно-промышленный курьер. 2004. № 7. С. 7.
9. Сергеев И. В., Веретенникова И. И. Экономика организаций (предприятий). М.: Прогноспект, 2007. С. 296.
10. Жданов С. А. Экономические модели и методы в управлении. М.: Дело и сервис, 1998. С. 89—92.

Таблица 1

Номер п/п	Обозначение	Описание контролируемого параметра
1	$X_0 = 1$	Переменная для коррекции коэффициента b_0
2	X_1	Пик-фактор амплитуды виброускорения
3, 4	$X_2 = X_1^2, X_3 = X_1^3$	Квадрат и куб значений пик-фактора
5	X_4	Пик-фактор 22 % высших частот виброускорения
6, 7	$X_5 = X_4^2, X_6 = X_4^3$	Квадрат и куб значений пик-фактора высших частот виброускорения
8	X_7	SPM-амплитуда на резонансной частоте датчика (дБ)
9, 10	$X_8 = X_7^2, X_9 = X_7^3$	(SPM) ² и (SPM) ³
11	X_{10}	Э-сумма амплитуд с весом степени 0,3 частоты
12, 13	$X_{12} = X_{10}^2, X_{13} = X_{10}^3$	Θ^2 и Θ^3

Таблица 2

Номер n	$X_1(n)$, %	$X_4(n)$, %	$X_7(n)$, дБ	$X_{10}(n)$, %	Max $Y(n)$, %
1	$X_1(1) = 90$	$X_4(1) = 95$	$X_7(1) = 50$	$X_{10}(1) = 73$	$Y(1) = 110$
2	$X_1(2) = 70$	$X_4(2) = 74$	$X_7(2) = 36$	$X_{10}(2) = 40$	$Y(2) = 75$
3	$X_1(3) = 41$	$X_4(3) = 42$	$X_7(3) = 30$	$X_{10}(3) = 30$	$Y(3) = 33$
4	$X_1(4) = 34$	$X_4(4) = 35$	$X_7(4) = 10$	$X_{10}(4) = 17$	$Y(4) = 0$

В табл. 1 приведено описание параметров, на основе которых далее по данным из табл. 2, вычислены интерполяционные многочлены контроля величин износа $Y(i)$.

Текст программы для последовательного (позатупного) расчета [3] групп коэффициентов b_i в системе уравнений:

$$Y(1) = (b_0) + (b_1)X_1(1) + (b_2)X_2(1) + (b_3)X_3(1), \quad (1)$$

$$Y(2) = (b_0) + (b_1)X_1(2) + (b_2)X_2(2) + (b_3)X_3(2), \quad (2)$$

$$Y(3) = (b_0) + (b_1)X_1(3) + (b_2)X_2(3) + (b_3)X_3(3), \quad (3)$$

$$Y(4) = (b_0) + (b_1)X_1(4) + (b_2)X_2(4) + (b_3)X_3(4), \quad (4)$$

может выглядеть следующим образом:

REM: Вычисления методом Гаусса (последовательное исключение неизвестных)

INPUT: "Введите значения $X_i(n)$, $Y(n)$ ", $X_1(1)$; $X_1(2)$; $X_1(3)$; ...; $Y(1)$; ...

REM: Возведение данных $X_i(n)$ в степени 2 и 3

$$X_2(1) = (X_1(1))^2; X_3(1) = (X_1(1))^3; \dots$$

REM: Определение вспомогательных значений параметров

$$\begin{aligned} A &= (Y(1) - Y(2))/(X_1(1) - X_1(2)), \\ C &= (X_2(1) - X_2(2))/(X_1(1) - X_1(2)), \\ D &= (X_3(1) - X_3(2))/(X_1(1) - X_1(2)), \\ E &= (Y(2) - Y(3))/(X_1(2) - X_1(3)), \\ F &= (X_2(2) - X_2(3))/(X_1(2) - X_1(3)), \\ G &= (X_3(2) - X_3(3))/(X_1(2) - X_1(3)), \\ H &= (Y(3) - Y(4))/(X_1(3) - X_1(4)), \\ I &= (X_2(3) - X_2(4))/(X_1(3) - X_1(4)), \\ J &= (X_3(3) - X_3(4))/(X_1(3) - X_1(4)), \\ K &= (A - E)/(C - F), \\ L &= (D - G)/(C - F), \end{aligned}$$

$$M = (E - H)/(F - I),$$

$$N = (G - J)/(F - I)$$

REM: Расчет коэффициентов b_i

$$(b_3) = (K - M)/(L - N)$$

$$(b_2) = M - (b_3) \cdot N$$

$$(b_1) = H - (b_2) \cdot I - (b_3) \cdot J$$

$$(b_0) = Y(4) - (b_1) \cdot X_1(4) - (b_2) \cdot X_2(4) - (b_3) \cdot X_3(4)$$

REM: Вывод (индикация) значений b_i

PRINT "b₀ = " (b₀)

.....

Необходимо отметить, что поэтапное выявление b_i для каждой группы X_i позволяет исключить возможную мультиколлинеарность [1] различных методов вибрационной диагностики и контроля изнашивания деталей машин, что, таким образом, позволяет повысить общую точность и достоверность получаемых результатов оценок кондиции и остаточного ресурса. Снижение же общего риска оценок технического состояния в данном случае может осуществляться путем увеличения максимальных значений предельно допустимого износа $Y(1)$ или уменьшения минимальных значений остаточного ресурса деталей, в том числе возможной корректировкой значения b_0 .

Общее решение для нахождения b_i можно получить, приравняв к нулю квадраты отклонений частных производных по каждому из параметров, что приводит к следующей системе уравнений [1]:

$$\Sigma Y_i = (b_0)_n + (b_1)\Sigma X_i + (b_2)\Sigma X_i^2 + (b_3)\Sigma X_i^3; \quad (5)$$

$$\Sigma Y_i X_i = (b_0)\Sigma X_i + (b_1)\Sigma X_i^2 + (b_2)\Sigma X_i^3 + (b_3)\Sigma X_i^4; \quad (6)$$

$$\Sigma Y_i X_i^2 = (b_0)\Sigma X_i^2 + (b_1)\Sigma X_i^3 + (b_2)\Sigma X_i^4 + (b_3)\Sigma X_i^5; \quad (7)$$

$$\Sigma Y_i X_i^3 = (b_0)\Sigma X_i^3 + (b_1)\Sigma X_i^4 + (b_2)\Sigma X_i^5 + (b_3)\Sigma X_i^6. \quad (8)$$

Разделив уравнения (5) ÷ (8) на n (число данных), получим эквивалентную систему с соответствующими средними значениями параметров: $Y, X, X^2, X^3, YX, X^4, YX^2, X^5, YX^3, X^6$. Дальнейшее решение уравнений относительно b_i дает:

$$(b_3) = [(A - E)/(C - F) - (E - H)/(F - I)] : [(D - G)/(C - F) - (G - J)/(F - I)];$$

$$(b_2) = (E - H)/(F - I) - (b_3) \cdot (G - J)/(F - I);$$

$$(b_1) = H - (b_2) \cdot I - (b_3) \cdot J;$$

$$(b_0) = Y - (b_1) \cdot X - (b_2) \cdot X^2 - (b_3) \cdot X^3,$$

где $A = (Y - YX^3/X^3)/(X - X^4/X^3)$; $C = (X^2 - X^5/X^3)/(X - X^4/X^3)$; $D = (X^3 - X^6/X^3)/(X - X^4/X^3)$; $E = (YX/X - YX^2/X^2)/(X^2/X - X^3/X^2)$; $F = (X^3/X - X^4/X^2)/(X^2/X - X^3/X^2)$; $G = (X^4/X - X^5/X^2)/(X^2/X - X^3/X^2)$; $H = (YX^2/X^2 - YX^3/X^3)/(X^3/X^2 - X^4/X^3)$; $I = (X^4/X^2 - X^5/X^3)/(X^3/X^2 - X^4/X^3)$; $J = (X^5/X^2 - X^6/X^3)/(X^3/X^2 - X^4/X^3)$.

Расчеты по первой методике [уравнения (1) ÷ (4)] дают следующую интерполяционную зависимость для $Y(X_1(i))$: $Y(i) = -455,6 + 23,015X - 0,3416X^2 + 1,73X^3/10^3$, а по уравнениям (5) ÷ (8): $Y(i) = -481,95 + 23,91X - 0,3516X^2 + 1,766X^3/10^3$.

Следовательно, при небольшом числе данных можно воспользоваться решением системы алгебраических уравнений [3], а по мере накопления достоверных значений износа применить общее решение (5) ÷ (8). Например, в системе вибрационной диагностики ЦБК г. Набережные Челны база данных реализована на MS Access, и один из вариантов расчета уточненного значения износа осуществляется на основе запросов (из нее) от MS Excel, позволяющего выполнять необходимый

ряд математических операций за счет VBA [2]. Усреднение же по нескольким вибрационным оценкам износа с отличающимися чувствительностями для разных видов дефектов позволяет более точно установить степень кондиции деталей и узлов в процессе эксплуатации механизма.

Представленную методику вычислений, вероятно, можно использовать и для разработки расширенных баз данных в новых экспертных системах акустической диагностики. Кроме того, можно предположить, что она позволяет перейти к автоматическому формированию дополнительных, уточняющих оценок кондиции в экспертных системах, например по относительным изменениям (перераспределению) нескольких групп амплитудно-частотного состава (максимальные и действующие значения амплитуд в нескольких диапазонах частот) и изменениям координат центра тяжести энергетических

спектров: шума или виброжесткости/вибросмещения [4, 5], сопоставленных с установленным техническим состоянием деталей механизмов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ферстер Э., Ренц Б. Методы корреляционного и регрессионного анализа. М.: Финансы и статистика, 1983. 302 с.
2. Глинский Я. Н., Анохин В. Е., Ряжская В. А. БЕЙСИК, QBASIC и VISUAL BASIC. М.: DiaSoft, 2002. 189 с.
3. Гусак Г. М. Системы алгебраических уравнений. Минск: Высшая школа, 1983. 222 с.
4. Устройство для виброконтроля и диагностики: заявка 96108554 РФ от 25.04.96.
5. Способ обработки сигналов: заявка 2000122673 РФ.

М. М. ЖАСИМОВ, д-р техн. наук

(председатель Технического комитета по стандартизации в машиностроении Госстандарта Республики Казахстан)

Решение научно-методических проблем разработки технических регламентов

Разработка технических регламентов вызвала большие трудности. Установлены научно-методические проблемы, без решения которых эти трудности не устраняются. Предложены принципиальные пути решения проблем, основанные на многолетних анализах и апробациях.

A design of technical regulations has proved to be the large difficulties. Given work has ascertained the guidance problems, without solution of which these difficulties cannot be removed. The fundamental ways for solution of those problems, based on many year's analyses and approvals, have been proposed.

Срыв программы разработки технических регламентов (ТР) и трудно осваиваемые большие объемы их проектов, в 500 и более страниц [1, 2], вызвали необходимость определения проблем, с которыми столкнулись разработчики. Помимо недостатков организации работ и самого закона о техническом регулировании [3], выявлены три нерешенные проблемы научно-методического характера:

непригодность методологии классификации объектов для разработки ТР;

отсутствие путей идентификации объектов, удовлетворяющих пользователей ТР;

неизвестность методологии определения инвариантов требований по качеству, которые должны быть предусмотрены ТР.

В известных классификаторах за признаки классификации изначально приняты внешние характеристики объектов. Дальнейшие уточнения проводятся по другим признакам, которые не совпадают с изначально принятым признаком и, в свою очередь, не ранжированы по значимости. В результате не соблюдается иерархичность объектов, нельзя классифицировать объекты одновременно по нескольким признакам (например, нельзя делить людей одновременно по росту и цвету глаз). Кроме того, отраслевые классификаторы не поддаются обобщениям в рамках одного ТР. Например, в документах [4, 5 и др.] объекты классифицируются по форме и другим признакам. Для упрощения рассуждений рассмотрим объект, имеющий простейшую форму — шара, которая описывается только одним параметром — радиусом. Такую форму имеют: шарики шарикоподшипников, размольные шары мельниц, ядра, мячи всех видов, шаровые елочные игрушки, шаровые аквариумы, спутники Земли и т. д. (многие десятки разных предметов). Согласно рассматриваемым классификаторам ко всем этим пред-

метам должны предъявляться одни и те же требования по качеству, в том числе по безопасности; их следует изготавливать по одинаковым технологиям и использовать при их измерении одни и те же методы и средства. Это нонсенс.

Более того, предусматривается ступенчатое уточнение объектов по другим признакам: расположению и числу поверхностей, изгибам и т. д. На основе таких классификаторов нельзя ни обобщить объекты, ни разработать ТР. Упущено главное — служебное назначение объекта, которым предопределяются все требования к качеству, как и все другие параметрические характеристики объекта. Уточнение служебного назначения позволяет ранжировать требования по значимости, установить уровень ранжирования, а следовательно, ту или иную совокупность показателей качества. Нужны базовые классификаторы, которые могут стать основой для разработки и гармонизации новых поколений стандартов, в том числе обобщенных ТР.

При наличии классификаторов, разработанных на основе единственного признака — служебного назначения, просто решается проблема идентификации объекта: достаточно определить с его служебным назначением, в том числе на выбранном уровне ранжирования. Тогда по соответствующему коду автоматически извлекается комплекс технических требований по качеству, включая нормы по безопасности. Более того, извлекаются технологические процессы и средства по обеспечению технических требований, а также методы и средства их контроля. Следовательно, для обеспечения разработки ТР нужен стандарт по идентификации.

Законом предусмотрено обеспечение безопасности объекта. Но безопасность — та вершина, которая объективно основывается на совокупности других свойств. Поэтому никак не обойтись без обобщений показателей качества объекта, определяющих эти свойства. Но можно ли в принципе прийти к таким обобщениям, тем более получив при этом квинтэссенцию в виде нормы безопасности? Безусловно, такая проблема существует. Далее придется коснуться теории вопроса.

Еще со времен Лапласа и Ньютона укрепились детерминистский стиль мышления и линейный подход к миру на основе теоремы единственности, когда начальными и граничными условиями полностью предопределяется дальнейшее состояние объекта, а принципом суперпозиции считается конечный результат как сумма индивидуальных. Между тем, истинные законы природы нелинейны (по Эйнштейну), урав-

нения большей части моделей систем не определены, а если и определены, то не интегрируются.

Массивы стандартов по избранному направлению технического регламентирования описывают в той или иной мере состояния систем (объектов), уравнения функционирования которых остаются неизвестными. Технические нормы в стандартах, которые могли бы быть основами ТР, установлены в основном опытным путем. Поэтому пока нельзя найти инварианты, действительные для всех возможных случаев функционирования объекта. На основе тех же опытных данных путем механической выборки могут быть установлены виртуальные инварианты. Следовательно, нет оснований ожидать от разработчиков ТР замкнутой достаточности и законченности перечня предложенных норм в виде инвариантов. Поиск компромиссов между заинтересованными в ТР сторонами неизбежен.

Нужно разработать научные основы определения инвариантов показателей качества путем перехода с линейного и детерминированного мышления на нелинейную, недетерминирован-

ную синергетическую систему. Только затем в обеспечение ТР можно разработать соответствующий базовый стандарт.

Вместе с тем классификаторы на основе служебного назначения объекта и соответствующие идентификаторы позволяют сократить объемы ТР до приемлемых 100 ÷ 120 страниц.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Правительство РФ.** Программа разработки технических регламентов на 2004—2006 гг.
2. **Закон РФ № 184-ФЗ** "О техническом регулировании": [принят Гос. Думой 15 дек. 2002 г.: одобр. Советом Федерации 18 дек. 2002 г.] // *Собрание законодательства Российской Федерации*, 2002, № 52, ст. 5140; 2005, № 19, ст. 1752; 2007, № 19, ст. 2293.
3. **Газета** "Промышленные ведомости", 2007, № 2 (спец. выпуск).
4. **Иллюстрированный** определитель деталей общемашиностроительного применения. М.: Изд-во стандартов, 1977. 240 с.
5. **Классификатор** технологических операций в машиностроении и приборостроении. М.: Изд-во стандартов, 1978. 32 с.

Выставка "Металлообработка-2008"

С 26 по 31 мая 2008 г. в павильонах ЦВК "Экспоцентр", в Москве, проходила Десятая международная выставка "Оборудование, приборы и инструменты для металлообрабатывающей промышленности". Организаторы выставки — ЦВК "Экспоцентр" и Российская Ассоциация производителей станкоинструментальной продукции "Станкоинструмент". В этом году на выставке национальные экспозиции представили 10 стран — Белоруссия, Германия, Испания, Италия, Россия, Словакия, Тайвань, Турция, Швейцария, Чехия.

На стендах выставки были показаны интеллектуальные станочные системы, высокотехнологичное оборудование нового поколения, передовой металлорежущий инструмент, прогрессивные системы промышленной автоматизации предприятий машиностроительного комплекса и многое другое. Однако следует отметить, что ситуация в инновационной сфере оставляет желать лучшего. Технологические инновации осуществляли лишь 9,3 % российских промышленных организаций, что очень мало.

В статье приведены краткие описания некоторых экспонатов и предложений предприятий-разработчиков.

Савеловский машиностроительный завод (г. Савелово) демонстрировал на выставке станки различного назначения.

Станок мод. ФП-7УЗСЗС для высокоскоростного (контурного и объемного) фрезерования по заданной программе деталей типа балок, лонжеронов, кронштейнов, корпусов, штамповой оснастки, мастер-моделей и т. п. Он используется для обработки сталей, жаропрочных и титановых сплавов, а при частоте вращения шпинделя 7000 мин⁻¹ можно фрезеровать алюминий и его сплавы. В конструкции станка применены: литые бронзовые детали повышенной жесткости, комбинированные направляющие, силовая фрезерная головка, высокоточные шариковые винтовые пары в сочетании с высокودинамичными приводами подач, централизованное смазывание система подачи и сбора СОЖ. Станок оснащен ЧПУ SINUMERIK 8400, приводом подач фирмы Siemens и главным приводом-электрошпинделем фирмы Bosch Rexroth, а также содержит: механизм смены инструмента на 12 позиций; механизм уборки стружки; станцию микросмазывания и охлаждения инструмента; станцию смазывания подшипников шпинделя; фторопластовые направляющие скольжения. Наибольшая масса устанавливаемой заготовки 3 т. Наибольшие перемещения: продольное по оси X стола — 3000 мм; поперечное по оси Y ползуна — 660 мм; вертикальное по оси Z каретки — 480 мм. Мощность привода электрошпинделя 4,5 кВт, номинальный крутящий момент на шпинделе 480 Н·м. Габаритные размеры станка 8300 × 4800 × 3600, масса 19,3 т.

Токарный станок мод. АТ-600РС с ЧПУ и автоматической сменой инструмента для обработки в патроне или специальном

приспособлении деталей типа фланцев, барабанов, колец, дисков, корпусных деталей и других изделий из любых сталей и сплавов. На станке можно осуществлять обточку по наружному фасонному и цилиндрическому профилю, расточку отверстий, подрезку торцев и нарезание резьбы. В конструкции станка также применены базовые детали повышенной жесткости, централизованное смазывание, управляемый привод для регулирования частоты вращения шпинделя. Он оснащен УЧПУ FLEX NC. Привод главного движения — асинхронный электродвигатель мод. 5А225М мощностью 37 кВт. Наибольший диаметр устанавливаемого изделия: над станиной — 1000 мм, над суппортом — 800 мм. Наибольшая длина устанавливаемого изделия 800 мм. Наибольшее перемещение суппорта: продольное по оси Z — 1150 мм, поперечное по оси X — 550 мм. Мощность приводов продольной и поперечной подач 3 кВт; частота вращения шпинделя 2 ÷ 710 мин⁻¹. Наибольшее усилие резания 25 кН. Усилие зажима инструмента 50 кН. Число устанавливаемых инструментов 17. Шероховатость обработанных поверхностей Ra = 1,6 ÷ 1,25 мкм. Габаритные размеры станка 4635 × 2452 × 3000 мм, масса 15,7 т.

ОАО "Красный пролетарий (г. Москва) среди прочих станков демонстрировало **токарный центр с ЧПУ мод. МК 7702-00** для механической обработки деталей типа тел вращения: от простой двухосевой обработки до сложной комплексной двусторонней обработки деталей с применением противощпинделя, приводного инструмента, полярной координаты C и координаты Y. Модульный принцип построения токарного центра позволяет оптимизировать его под конкретные технологические операции. Наклонная компоновка обеспечивает оптимальные условия обработки, сход стружки, доступность и обзор рабочей зоны. Массивная станина из металлобетонного гранитного композита обладает высокой статической и динамической жесткостью. Центр оснащен 12-позиционной серворевольверной головкой с временем смены инструмента 0,14 с. Он может быть укомплектован системой ЧПУ фирм Siemens или Fanuc с системами цехового программирования Shop Tom или Manual Guide.

Ивановский завод тяжелого станкостроения представил на выставке новую разработку — **тяжелый обрабатывающий центр мод. ИПР160 МФ4** для выполнения технологических операций: растачивание и развертывание отверстий; фрезерование плоскостей, пазов, уступов, в том числе контурное фрезерование поверхностей и объемное фрезерование; сверление, рассверливание, центрирование и зенкерование отверстий; нарезание резьбы в отверстиях метчиками и резцом; обточка поверхностей; обработка кольцевых канавок и подрезка торцев при комплектации съемной планшайбой; обработка корпусов с четырех сторон, а при комплектации угловой фрезерной головкой — с пя-

той стороны. Обрабатывающий центр оснащен комплектом измерительных головок и шупов фирмы Renishaw для определения износа инструмента, а также для привязки координат детали к координатам станка. Для расширения технологических возможностей станок может быть оснащен угловой головкой, планшайбой, накладным поворотным столом и различными специальными приспособлениями. Диаметр расточного шпинделя станка 160 мм, его частота вращения $2 \div 1600 \text{ мин}^{-1}$. Наибольшие перемещения подвижных узлов: стойки — 3150 мм, шпиндельной бабки — 2500 мм, ползуна — 800 мм, шпинделя — 1000 мм. Мощность главного привода 55 кВт. Допустимые нагрузки: момент на выдвигном шпинделе — 2400 Н·м, момент на фрезерном шпинделе — 7000 Н·м, усилие подачи по осям XYZW — 30 кН. Габаритные размеры обрабатывающего центра без дополнительного оборудования 10800 × 5000 × 6400 мм, масса без дополнительного оборудования 37 т.

ОАО "Астраханский станкостроительный завод" показало на выставке *ленточно-отрезной станок двухколонного типа мод. "Алигатор-900"* для поперечной распиловки сплошных заготовок круглого и квадратного профиля сечением до 900 мм (прокат, поковки). Размер пильного полотна 9300 × 67 × 1,6 мм. Скорость подачи рамы 1 ÷ 200 мм/мин. Максимальная величина открытия тисков 920 мм со скоростью 3000 мм/мин, высота рабочего стола 790 мм. Станок имеет жесткую конструкцию и обеспечивает ровный и чистый рез заготовок. Для обеспечения оптимальной производительности на станке применено независимое гидравлическое управление скоростью и подачей, автоматическое гидравлическое натяжение полотна. Станок оснащен: высокоточными линейными направляющими каретками для опускания пильной рамы; регулятором усилия зажима тисков; системой автоматического контроля рабочей высоты пильного полотна и системой быстрого позиционирования; детектором хода с автоматическим отключением станка при обрыве пильного полотна или его заклинивании; щетками для механической очистки пильного полотна; конвейером для уборки стружки; подающим и принимающим устройствами. Мощность двигателей: привода полотна — 11 кВт, гидравлического насоса — 3 кВт, насоса охлаждения — 0,55 кВт. Габаритные размеры станка 4850 × 1680 × 3200 мм, масса 8,45 т.

ООО "Фактор" (г. Москва) демонстрировало на выставке новые разработки — машины термической резки металлов.

Переносная двухкоординатная консольная машина мод. Steel Tailor термической резки с ЧПУ представляет собой легкий обрабатывающий комплекс. Машина осуществляет вырезку заготовок сложной конфигурации с высокими точностью и качеством поверхности реза. Размеры рабочей зоны резки 1200 × 2000 мм. Подготовка управляющих программ осуществляется системой автоматизированного устройства САПР Fast Cam. Эта система подготавливает карты раскроя для вырезки деталей с минимальным отходом металла. Машина может быть оснащена любым аппаратом для воздушно-плазменной резки металлов, а также оборудованием для газовой резки. Конструктивное исполнение машины — моноблок (процессор, платы связи с датчиками, энергозависимая операционная и постоянная память). Машина оснащена черно-белым жидкокристаллическим дисплеем. Ввод управляющих программ осуществляется через клавиатуру, порт USB. Загрузка и выгрузка осуществляется в диалоговом режиме системного меню. Толщина резаемого металла одним резаком при плазменной резке 1 ÷ 70 мм при газокислородной — 6 ÷ 150 мм, скорость резания 50 ÷ 2500 мм/мин. Давление горючего газа не более 0,1 МПа, кислорода не более 1,1 МПа. Мощность машины 0,18 кВт, ее масса 70,5 кг. Машина проста и удобна в эксплуатации, имеет небольшую массу, что позволяет легко перемещать ее вдоль раскроечного стола.

Переносная двухкоординатная машина мод. "Магнит" CNC с ЧПУ. Она представляет собой комплекс для криволинейного термического раскроя листового металлопроката по заданным чертежам с использованием системы ЧПУ. Аппаратная часть комплекса (модуль ЧПУ) предназначена для управления приводами машины и представляет собой миниатюрное, мобильное (переносное) микропроцессорное устройство с энергонезависимой памятью. Машина оснащена продольной направляющей, по которой движется каретка с установленной на ней попереч-

ной траверсой. Размеры рабочей зоны машины 1000 × 2000 мм, скорость рабочих подач до 6000 мм/мин. Машина работает одним резаком. Толщина резаемого материала при газовой резке 6 ÷ 150 мм, при плазменной — 1 ÷ 709 мм. Машина удобна в работе и оснащена магнитными держателями для крепления ее к обрабатываемому листу, имеет небольшую массу, что позволяет легко перемещать ее вдоль раскроечного стола.

Барановичский завод автоматических линий (республика Беларусь) предложил потребителям свою продукцию.

Токарный патронный станок мод. СБ5540 с ЧПУ для высокоточной обработки деталей типа фланцев, дисков, колец подшипников, тройников, угольников, крестовин различных типов. Особенностью станка является использование двухкулачковых поворотных патронов и восьмипозиционной револьверной головки с вертикальной осью вращения диска. Наибольший диаметр обрабатываемого изделия: над станиной — 250 мм, над суппортом — 200 мм. Мощность привода главного движения 30 кВт. Продольный ход суппорта 360 мм, поперечный — 250 мм. Точность позиционирования суппорта при продольном перемещении 10 мкм, при поперечном 6 мкм. Габаритные размеры станка 2000 × 3500 × 2100 мм, масса 3,5 т.

Специальный токарный станок мод. СБ 5565 с ЧПУ для обработки заднего и переднего корпусов подшипника кулака, а также тел вращения. Станок оснащен шпиндельной бабкой, в конструкции которой предусмотрено охлаждение подшипников шпинделя. Широкие диапазоны скоростей и подач в сочетании с высокой жесткостью узлов обеспечивают эффективное использование резцов. В качестве зажимного приспособления используется гидравлический трехкулачковый патрон. Продольное и поперечное перемещения крестового суппорта осуществляются отдельными бесступенчато-регулируемыми приводами подачи. Для повышения точности и надежности станка применены закаленные и шлифованные направляющие с накладками из антифрикционной пластмассы. В главном приводе мощностью 7,5 кВт применено бесступенчатое регулирование частоты вращения шпинделя. Максимальный обрабатываемый диаметр 200 мм. Частота вращения шпинделя $0 \div 1000 \text{ мин}^{-1}$. Перемещение суппорта: продольное — 250 мм, поперечное — 300 мм. Габаритные размеры станка 2800 × 1200 × 2200 мм, масса 4,4 т.

Барановичский завод автоматических линий осуществляет восстановление и глубокую модернизацию колесотокарных станков фирмы RAFAMET и станков, выпускаемых заводом КЗТС, для обточки профиля поверхности качения колесных пар.

Компания "КОНСАР" (г. Саров Нижегородской обл.) предложила предприятиям машиностроения свою продукцию.

Установка МАХI IPERLET-4 предназначена для удаления и очистки воздуха от дымов, образующихся при сварке, плазменной, газовой и лазерной резке, дымов с примесью металлической пыли, с возвращением очищенного воздуха в рабочее помещение. Установка — стационарная, с четырьмя фильтрами картриджного типа. Очистка картриджей осуществляется сжатым воздухом в автоматическом режиме, степень очистки 99,9 %. Производительность установки 3500 м³/ч. Ее габаритные размеры 950 × 1120 × 2920 мм.

Установка мод. УВП-1200А предназначена для удаления и очистки загрязненного воздуха от абразивной и металлической пыли, мелкой стружки, образующихся при работе заточных, шлифовальных и отрезных станков с возвратом очищенного воздуха в рабочее помещение. Производительность установки 1200 м³/ч. Она состоит из вентилятора, четырех фильтров рукавного типа и воздуховода длиной 2 м. Ее габаритные размеры 820 × 540 × 1670 мм.

ООО "Диамех" (г. Москва) предложило балансировочные станки различного назначения, разработанные за рубежом. Приведем краткое описание одного из них.

Балансировочный станок мод. Туре 400 FBTU для измерения и коррекции дисбаланса якорей электродвигателей разных типоразмеров. Коррекция дисбаланса осуществляется фрезерованием в одной или двух плоскостях. Корректировочный модуль оснащен системой цифрового контроля фрезерования и позиционирующим устройством. Операционное время при балансировке 20 ÷ 25 с, пропускная способность 180 ÷ 240 шт./ч, время перенастройки 5 ÷ 15 мин, точность балансировки < 3 г. мм/кг.

ЗАО "Технология развития открытых систем" (г. Москва) демонстрировало станки, разработанные в Чехии. Приведем краткое описание двух экспонатов.

Токарный станок мод. Masturn 70-4500 CNC с ЧПУ повышенной точности для обработки заготовок диаметром $320 \div 820$ мм. Он оснащен восьмипозиционной инструментальной головкой SAU TEP с приводными инструментами. Максимальная длина обрабатываемой заготовки 4500 мм. Частота вращения шпинделя станка $0 \div 1800$ мин⁻¹, мощность станка 28 кВт.

Вертикальный обрабатывающий центр мод. MC70D с подвижной стойкой и двумя неподвижными рабочими столами длиной до 6000 мм. Конструкция станка позволяет осуществлять высокоскоростную обработку деталей массой до 2 т на каждом столе с постоянной точностью по всей длине резания. Обрабатывающий центр оснащен: системой автоматической смазки направляющих; системой ЧПУ HEIDENHAIN iTNC 530; цифровыми сервоприводами; устройствами измерения координат температурной компенсации деформаций; роликовыми линейными направляющими; конвейером для стружки; управляемыми поворотным и наклонно-поворотным столами. Размеры каждого стола 2000×750 мм, ход: продольный — 4000 мм; поперечный — 750 мм; вертикальный — 620 мм. Мощность привода обрабатывающего центра 28 кВт. Точность позиционирования 10 мкм, число инструментов в магазине до 50. Масса обрабатывающего центра 16 т.

ЗАО "ТОЛЕДО" (г. Санкт-Петербург) предложило потребителям затачные станки различного назначения, разработанные в США.

Станок мод. XT-3000 предназначен для стандартной и крестообразной заточки спиральных и твердосплавных сверл из быстрорежущей стали. Специальные приспособления станка позволяют затачивать ступенчатые сверла, зенковки, сверла для обработки дерева и тонколистового металла. Цикл заточки одного сверла до 1 мин. Профиль заточки сверла регулируется.

Предусмотрена вакуумная вытяжка отработанного материала. Станок оснащен двумя кулачковыми зажимными патронами повышенной точности. Диаметр затачиваемых сверл $3 \div 21$ мм при длине от 50 мм. Питающее напряжение станка 220 В, частота вращения рабочего органа до 3450 мин⁻¹. Габаритные размеры станка $410 \times 410 \times 260$ мм, масса 28 кг.

Станок мод. E 90i предназначен для заточки твердосплавных концевых фрез и фрез из быстрорежущей стали. На станке можно затачивать главный задний угол и угол на торце концевых фрез. "Плавающий" пневмошпиндель станка плавно и легко вращается и перемещается на всю длину заточки фрезы. Диаметр затачиваемых фрез $1,5 \div 52$ мм. Диаметр хвостовиков фрез $1,5 \div 26$ мм (имеется возможность использования переходников для хвостовиков большего диаметра с точной цанговой системой крепления). Максимальная длина канавок фрез 156 мм при их числе $2 \div 6$ шт. Среднее время заточки до 2 мин (для двухканавочной концевой фрезы диаметром 12 мм). Питающее напряжение станка 220 В. Его габаритные размеры $450 \times 430 \times 280$ мм, масса 33 кг.

На выставке "Металлообработка — 2008" специалисты получили возможность ознакомиться с последними достижениями в технологии металлообработки, с оборудованием, приборами и инструментами качественно нового уровня. Машиностроители — потребители металлообрабатывающего оборудования, получили на выставке полезную информацию экономического, коммерческого и маркетингового характера, расширили партнерские связи.

В рамках выставки прошла научно-практическая конференция "Российское инновационное станкостроение. Комплексные технологии. Наука. Производство", организованная Ассоциацией "Станкоинструмент". На ней ведущие российские и зарубежные специалисты, руководители предприятий и КБ в своих докладах предложили новые идеи в различных областях металлообработки и станкостроения.

А. Н. ИВАНОВ, чл.-корр. АПК

Обзорные зарубежные издания

Werkstatt und Betrieb. 2008. Nr. 4.

Вертикально-токарный станок, с. 18, 19, ил. 3.

Новый станок CTV 160 объединения DMG стал мировой премьерой на традиционной весенней выставке в Pfronten. Он отличается высокой универсальностью, занимает производственную площадь $4,7$ м² и высокоэффективен в массовом производстве. К достоинствам станка относятся короткое время между переходами, высокая частота вращения, свободный доступ в рабочую зону и простота обслуживания. Станок имеет систему ЧПУ Sinumerik 840D фирмы Siemens. Два станка могут устанавливаться рядом и обслуживаться одним 20-позиционным магазином для обрабатываемых деталей диаметром до 160 мм, длиной $20 \div 200$ мм и массой до 8 кг.

Инструменты для нарезания резьбы, с. 36, 37, ил. 2.

Описаны инструменты серии "462" фирмы Zecha Hartmetall-Werkzeugfabrikation для нарезания внутренней резьбы от M0,8 до M6 методом вихревого резания в имплантатах из титана. По данным фирмы один инструмент может нарезать резьбу в 10 000 отверстий без заусенцев с обеспечением высокой точности формы и размеров.

Универсальные метчики, с. 38, 39, ил. 4.

Описываются примеры практического применения универсальных метчиков Z-SFT и Z-POT фирмы OSG для нарезания резьбы в корпусах стартеров автомобилей (алюминиевое литье под давлением), в трубопроводах из бериллиевой меди, в деталях из пластика. Скорость резания достигает 20 м/мин при обработке стали и 30 м/мин при обработке алюминия.

Wiesner M. Комбинированные инструменты, с. 40, 42, ил. 5.

Фирма JEL Precision Tools предлагает комбинированные инструменты, каждый из которых может выполнять сверление, зенкование, резьбофрезерование и фрезерование плоскости. В цветных металлах резьбофрезерование осуществляется при частоте вращения инструмента $15\,000$ мин⁻¹. Для нарезания резьбы дли-

ной до 3D в глухих отверстиях без канавок для выхода инструмента фирма предлагает резьбонарезные фрезы типа DBGF.

Шлифовальный станок, с. 46, 47, ил. 3.

Фирма Studer Schaudt выпускает компактный станок "Cam-Grind S" для шлифования кулачковых валов длиной до 650 мм с встроенным загрузочным устройством. Станок может работать отдельно или встраиваться в поточную линию обработки валов. Занимаемая им площадь составляет 3000×3351 мм. Станок имеет гидростатические направляющие, работает с охлаждающим маслом или эмульсией, оснащен шлифовальными кругами из КНБ диаметром 480 мм.

Роботизированный комплекс, с. 55, ил. 1.

Описывается универсальное и эффективное решение проблемы экономичной обработки по безлюдной технологии путем оснащения металлорежущих станков фирмы Mazak роботами M-10iA фирмы Fanuc Robotics Deutschland с несущей способностью 5, 10 и 20 кг для загрузки и выгрузки обрабатываемых деталей.

Barthelmann B. et. al. Модернизация металлорежущих станков, с. 56—59, ил. 4.

Описывается опыт фирмы Deutsches Zentrum für Luft und Raumfahrt по применению модернизированных токарных станков K55 для обработки заготовок массой до 4500 кг и длиной до 3500 мм при изготовлении корпусов турбин, крыльчаток и других деталей авиационной промышленности. Старые станки оснащаются новыми программами автоматизации: ЧПУ — "Shop Turn" Sinumerik 840D, приводы осей — "Sinamics S120". При программировании G-коды свободно выбираются и вводятся в различных комбинациях.

Gies K. Системы измерения для металлорежущих станков, с. 60—62, ил. 4.

Фирма Davromatic Precision (Великобритания) успешно применяет системы измерения "41 00" фирмы m&h Inprocess

Messtechnik при серийной обработке различных деталей авиационной промышленности в токарно-фрезерных центрах. Системы измерения отличаются высокой скоростью работы и незначительной стоимостью обслуживания. Измеряются радиальное биение и отклонение от круглости деталей, обрабатываемых в противоположном шпинделе.

Измерительные устройства, с. 66—68, ил. 3.

Описываются измерительные устройства TC 51-20 и Z-Nano IR фирмы Blum-Novotest, применяемые при определении припуска на обработку различных заготовок из чугуна. Измеряется, например, припуск на обработку (с точностью $\pm 0,05$ мм) подшипникового отверстия в корпусе наддувочного турбокомпрессора или определяются исходная точка и припуск на фрезерование литых корпусов с помощью измерительного наконечника, перемещающегося со скоростью 5 м/мин.

Оптические измерительные устройства, с. 69, ил. 2.

Устройства "Infinitofocus" фирмы Alicona Imaging сочетают оптическую систему измерения и механическую систему вращения, что позволяет выполнять комплексное измерение фасонных поверхностей и мельчайших отверстий с разрешающей способностью до 10 нм.

Вакуумные фильтры, с. 71, 72, ил. 3.

Энергосберегающие вакуумные фильтры "VLX 5000" фирмы Knoll Maschinenbau имеют производительность до 5600 л/мин при работе с эмульсией и благодаря компактности могут устанавливаться практически в любом месте.

Насосы, с. 73, 74, ил. 2.

Описаны энергосберегающие насосы типа HP и PX, имеющие регулируемую частоту вращения соответственно $1450 \div 3600$ и $360 \div 3600$ мин⁻¹ и производительность 285 и 170 л/мин. Насос HP развивает давление до 12 МПа, а насос PX обеспечивает высоту нагнетания до 250 м.

Technische Rundschau. 2007. Vol. 99. N. 7

Klingauf W. Вакуум-фильтр для зубошлифовальных станков, с. 32, 34, ил. 3.

Фирма Liebherr изготавливает зубчатые колеса для приводов строительного шлифования специальные станки серии LCS, укомплектованные вакуумными фильтрами с непрерывной волокнистой лентой для очистки СОЖ фирмы Knoll Maschinenbau. Первый фильтр был установлен 16 месяцев назад и с тех пор обеспечивает 100 %-ную эксплуатационную готовность станка при трехсменной работе в течение пяти—шести дней в неделю. Никакого обслуживания за это время не потребовалось.

Technische Rundschau. 2007. Vol. 99. N. 15

Новый метод получения деталей сложной формы, с. S46, S47, ил. 2.

Метод, получивший название "микроеквка", разработан и используется на модернизированном обрабатывающем центре серии С 40 фирмы Heghle (Германия). Суть метода заключается в том, что определенное количество воды нагревается в замкнутом объеме; образующийся пар создает высокое давление и со сверхзвуковой скоростью выбрасывает из сопел металлический порошок, который при ударе о твердую поверхность плавится, образуя однородный материал с нулевой пористостью. Материал затем дорабатывается фрезерованием. Толщина слоев составляет сотые и десятые доли миллиметра.

Produktion. 2007. Nr. 22

Möller S. Усовершенствованный вертикальный обрабатывающий центр VF-4, с. 18, ил. 1.

Фирма Fiennens Restoration (Великобритания) специализируется на реставрации старых автомобилей, например Rolls-Royce и Bentley, и производстве запасных частей к ним. Она, в частности, изготавливает около 60 головок цилиндров, используемых по всему миру. Для их рационального изготовления был приобретен центр VF-4 фирмы Naas Automation Inc. (США), в котором в качестве четвертой оси был установлен вращающийся стол HRT 210. Время изготовления головок сократилось до 6,5 ч.

Станок для обработки крупногабаритных деталей, с. 27, ил. 1.

Продольно-фрезерный станок с ЧПУ мод. matec-50P в портальном исполнении предназначен для изготовления формуемого инструмента. Перемещения по осям X, Y и Z составляют соответственно $3000 \div 50\,000$, 5000 и $1150 \div 1500$ мм. Линейные приводы обеспечивают скорости движения до 30 м/мин. Производительность съема достигает 1000 см³/мин. Смена инструмента производится новым плоским механизмом.

Hiemer K. Крупногабаритный обрабатывающий центр, с. 28, ил. 2.

Пятикоординатный центр мод. C50 UP выпускается фирмой Heghle AG для серийного производства деталей из заготовок массой до 2000 кг. Он комплектуется системой смены спутников PW 2000 и основным магазином емкостью на 41 или 162 инструмента диаметром до 250 мм, длиной до 430 мм и массой до 30 кг. Предусмотрен дополнительный пульт управления сменой инструмента (до шести позиций одновременно). На станке установлены два поворотных стола, сдвоенный привод оси Y, рабочее пространство облицовано листами из коррозионно-стойкой стали.

Гибкий производственный модуль, с. 28, ил. 1.

Модуль фирмы Makino предназначен для производства серийных деталей из легких сплавов. В базовую комплектацию модуля входит обслуживающий робот. Более высокая степень автоматизации выполняется по желанию заказчика. Размеры рабочего пространства — $400 \times 400 \times 400$ мм; скорость ускоренного хода — до 60 м/мин, ускорение — до 2g. Частота вращения шпинделя до $16\,000$ мин⁻¹, время смены инструмента 2,5 с. Магазин рассчитан на 15 инструментов диаметром до 80 и длиной до 310 мм и массой до 5 кг. Предусмотрена установка дополнительного магазина на 40 инструментов.

Hiemer K. Новые круглопильные станки фирмы KASTO, с. 30, ил. 2.

Станки серии KASTOflex (Германия) имеют модульную конструкцию и предназначены для фирм, занимающихся продажей полуфабрикатов и заготовок и изготовлением металлоконструкций. Особенность станков — поворачивающийся вправо-влево на угол 90° стол, позволяющий производить резание под разными углами. Станки комплектуются дисковыми пилами диаметром $350 \div 450$ мм из быстрорежущих сталей. Максимальный диаметр полуфабрикатов составляет 150 мм, размеры полс — 140×140 мм. Длина остатка не превышает 35 мм (автоматический режим) и 95 мм (резание под углом).

Обрабатывающий центр с подвижной стойкой, с. 33, ил. 1.

Фирма Hedelius Maschinenfabrik (Германия) специализируется на вертикальных обрабатывающих центрах для трех- и шестисторонней обработки. Ее новый центр мод. RS50X имеет большее пространство для обработки заготовок длиной до 1800 мм. При необходимости можно создать два отдельных пространства для обработки заготовок с размерами до 700×510 мм и массой до 20 кг. Центр рекомендуется для единичного, мелко- и среднесерийного производства.

Produktion. 2007. Nr. 23

Greschner M. Продольно-фрезерный станок FZ 25 портального типа, с. 23, ил. 1.

Станок выпускается германской фирмой F. Zimmermann GmbH и предназначен для изготовления крупногабаритных деталей с глубокими полостями, а также для высокоскоростной обработки легких материалов. Заготовка крепится на неподвижном столе из серого чугуна, фрезерная головка — на подвижном портале. Для ее перемещений используются предварительно натяженные ременные и винтовые шариковые передачи. Подвижные элементы надежно защищены от загрязнения силиконами.

Modern Machine Shop. 2007. Vol. 79. Nr. 11

Новый подход к подряду, с. 1—3, ил. 1.

Представлена статья исполнительного редактора журнала MMS о переосмыслении многими американскими фирмами значимости подрядных работ в снижении стоимости своей продукции. Отмечена тенденция возврата отдельных работ на головные предприятия, в частности литейных производств на металлообрабатывающие предприятия, что позволяет обеспечить

контроль качества на всех стадиях производства при соблюдении условия собственных поставок "точно в срок".

Вертикальный консольно-фрезерный станок с ЧПУ, с. 17, ил. 2.

Описан высокопроизводительный консольно-фрезерный станок с ЧПУ мод. Mitlmatic фирмы Republic Lagun Machine Tool Co. (США) с двух- или трехосевой конфигурацией системы ЧПУ марок Fanuc, Fagor, Anilam, Acu-Rite (по выбору заказчика). Приводятся характеристики станка в стандартном исполнении и Deluxe-3L.

Обрабатывающие центры для обработки пресс-форм, с. 39, ил. 2.

Описаны обрабатывающие центры серии С фирмы Hermle Machine Co (США), предназначенные для выполнения сложных операций обработки деталей массой до 2000 кг при скорости быстрого хода от 45 до 60 м/мин. Отмечается возможность пятикоординатной обработки, что в сочетании с усиленной станиной и измененной конструкцией поперечины обеспечивает высокие результаты резания проченных материалов.

Бесцентрово-шлифовальный станок по конкурентной цене, с. 131, ил. 2.

Описан бесцентрово-шлифовальный станок марки Landis Cincinnati Viking серии Super Series II, разработанный с учетом требований заинтересованных заказчиков. Отмечается уникальное сочетание в станке стоимости, точности, производительности и пригодности, что ставит его на первое место среди аналогов. Большая жесткость конструкции позволяет шлифовать труднообрабатываемые металлы и керамику с субмикронной точностью. Приводится подробная характеристика станка.

Система планирования производственных ресурсов, с. 164.

Американская компания SME Software разработала систему SMARTer manager, предназначенную для планирования и изготовления как многономенклатурной, так и повторяющейся продукции на предприятиях мелкосерийного производства. Система обеспечивает: контроль и диспетчирование производства; сбор данных в режиме реального времени; оценку затрат, обработку заказов, контроль инвентарных запасов, отслеживание прохождения деталей в производстве и автоматизацию операционной сбыта.

Прутковые питатели для автоматов продольного точения, с. 176, 177, ил. 1.

Описаны прутковые питатели марки Mini Rhinobar фирмы Lextra, Inc. (США), позволяющие повысить производительность автоматов продольного точения с ЧПУ и токарных станков с небольшой передней бабкой. Отмечается крепление подающей трубы с механизмом перемещения по оси Z сзади шпинделя станка. Диапазон диаметров прутков от 4 до 32 мм, верхний предел частоты вращения 16 000 мин⁻¹, длина прутков 2 и 4 м в зависимости от модели. Смена трубы в соответствии с диаметром занимает не более трех минут.

Трехшпиндельный двенадцатикоординатный токарный автомат продольного точения, с. 188, 189, ил. 1.

Описан токарный автомат мод. EZ-123 фирмы TPS International, предназначенный для высокопроизводительного точения деталей без переустановки. Двухпрутковое питание осуществляется через фиксированную переднюю бабку при трех шпинделях и 12 осях. Два главных шпинделя имеют верхний предел частоты вращения 16 000 мин⁻¹ и обслуживают трехкоординатные восьмипозиционные револьверные головки с вращающимися и неподвижными инструментами. Вспомогательный шпиндель имеет частоту вращения до 16 000 мин⁻¹ и обслуживает главные шпиндели с перемещениями от высокоскоростного линейного двигателя, подавая восемь дополнительных горизонтальных и три вертикальных инструмента.

Modern Machine Shop. 2007. Vol. 80. Nr. 4

Автоматизированный вырезной электроэрозионный станок, с. 228, ил. 1.

Американская компания Accutex EDM поставляет станок AX-6040, имеющий подвижную стойку и автоматическое ус-

ройство загрузки/разгрузки. Возможна обработка заготовок с размерами до 1050 × 700 × 345 мм и массой до 1000 кг. Станок оснащен поворотным столом и сборником отработанной проволоки, установленным сбоку.

Программное обеспечение системы CAD/CAM, с. 229, ил. 1.

Американская компания Mastercam/CNC Software выпустила программный пакет MasterCAM X2 для автоматизации операции при проектировании и программировании, когда используются от двух до пяти управляемых координат при фрезеровании, точении, электроэрозионной вырезке и изготовлении произведений искусства. Конструкторские работы осуществляются в системах 2D и 3D; предусмотрено поверхностное и твердотельное моделирование. По условиям заказчика возможно применение дополнительных программных модулей, в том числе для черновой и чистовой обработки при четырех- и пятикоординатных перемещениях.

Магазинный прутковый питатель, с. 230, ил. 1.

Американская фирма Lextra выпускает прутковый питатель Multi-3000, оснащенный магазином с сервоприводом. Отпадает необходимость использования жесткого упора для прутка благодаря точному позиционированию. Подаются круглые прутки диаметром от 4,8 до 80 мм и шестигранные прутки диаметром от 4,8 до 70 мм.

Автоматический токарный патрон, с. 233, ил. 1.

Фирма G Lomeli (США) поставляет патрон AXN360 4X90, с помощью которого осуществляется автоматическая индексация через 90°. Устанавливаются заготовки толщиной до 127 и длиной до 305 мм; максимальный радиус заготовки 152 мм, масса до 92 кг. Зажим осуществляется кулачками. Возможна установка в патрон труб.

American Machinist. 2008. Nr. 4

Расточные резцы, с. 9, ил. 1.

Фирма Criterion Machine Works выпускает инструментальную оснастку для растачивания отверстий диаметром от 1,27 мм и длиной до 18 мм. Оснастка включает цельнотвердосплавный резец, цанговый патрон с цилиндрическим хвостовиком диаметром от 3,2 до 19 мм для закрепления инструмента и цилиндрический корпус с базовым отверстием для установки хвостовика патрона.

Hafl L. Программное обеспечение металлорежущих станков, с. 16—18, ил. 2.

В табличной форме приводятся разные программы с указанием их разработчиков, технических возможностей (число управляемых осей, формат поддержки, тип станка) и комментариев.

Bates Ch., Многошпиндельные станки, с. 20, 21, ил. 2.

Описывается опыт фирмы МКМ по применению шестিশпиндельных станков MS52 с ЧПУ фирмы Index. Они обеспечивают обработку по 13 осям и могут работать как с прутками диаметром до 50,8 мм, так и с заготовками размером до 101 мм, закрепляемыми в патроне. Эффективность обработки повышается за счет использования поковок, размеры которых приближаются к размерам детали, а также за счет встроенных роботов для загрузки в станок заготовок и обрабатываемых деталей.

Bates Ch., Нанесение покрытия лазером, с. 24, ил. 1.

Установка фирмы Technogenia применяется для нанесения упрочняющего антифрикционного покрытия на различные детали нефтяной и газовой промышленности с использованием процесса Lasercarb, при котором сочетается работа диодного лазера мощностью 4 кВт и работа станка с программным управлением по пяти осям. Порошкообразное покрытие может наноситься на детали длиной до 12 м и массой до 2 т. Энергия лазера обеспечивает получение легкого сплава из наносимого твердосплавного порошка и базового материала.

Г. С. ПОТАПОВА

По вопросам получения и перевода материалов из зарубежных журналов обращаться к Г. С. Потаповой по тел./факсу: (495) 611 21 37, e-mail: stankoinform@mail.ru, веб-сайт: www.stankoinform.ru