

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

# 10 2009

### Главный редактор А.И. САВКИН

### РЕЛАКЦИОННАЯ 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 машиностроения), Дроздов Ю.Н. (председатель секции конструирования и расчета машин), Кутин А.А., Омельченко И.Н. (председатель секции организации и экономики производства), Пименов А.Ф., Попов Д.Н., Рыбин В.В., Салтыков М.А., Трегубов Г.П., Цыганкова И.А. (ответственный секретарь)

### 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

### 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

# CONTENTS

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН	DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES
<b>Афонин С. М.</b> — Статические и динамические характеристики многослойного электромагнитоупругого преобразователя привода нано- и микроперемещений 3	<b>Afonin S. M.</b> — Statical and dynamic characteristics of a multiplayer electric-magneto-elastic drive converter of nano- and micro-displacements
<b>Аскаров Е. С.</b> — Синтез передаточных рычажных механизмов с приближенным выстоем в крайних положениях	
<b>Хамитов Р. Н., Аверьянов Г. С., Корчагин А. Б.</b> — Рабочие процессы двухкамерного пневматического амортизатора с кратковременной коммутацией объемов 19	$\begin{tabular}{lll} {\bf Khamitov~R.~N.,~Aver'anov~G.~S.,~Korchagin~A.~B.} &- {\bf Working~processes} \\ {\bf of~two-chamber~air~damper~with~short-time~volumes~commutation} \\ \end{tabular}$
Санаев Н. К., Тынянский В. П., Дорохов А. Ф. — Улучшение условий приработ- ки пары трения "втулка цилиндра — поршневое кольцо" технологическими ме- тодами	Sanaev N. K., Tynyansky V. P., Dorokhov A. F. — Improvement of bedding conditions of the friction pair "cylinder bush — piston ring" by the technological methods
<b>Остриков А. Н., Абрамов О. В.</b> — Разработка САПР шнековых рабочих органов экструдеров	
<b>Перекрестов А. П.</b> — Повышение смазочной способности малосернистых дизельных топлив	$\mbox{\bf Perekrestov}$ <b>A. P.</b> — Lubricating ability improvement of the low-sulfur diesel fuels
<b>Цикл статей "Проблемы трибологии</b> — трения, изнашивания и смазки"	Series of articles "Problems of tribology — friction, wear and lubrication"
Маленко П. И. — Исследования влияния температур на дискретных множественных контактах на триботехнические свойства пар трения скольжения со смазочным материалом	$\begin{tabular}{ll} \textbf{Malenko P. I.} & - \textbf{Study of the temperature effects on discrete multiple contacts upon the tribotechnical properties of the friction pairs with lubricating stuff \\ \end{tabular}$
ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ	MANUFACTURING ENGINEERING
Фрадкин Е. И. — Деформации крупногабаритных цилиндрических зубчатых колес при термообработке	
<b>Израилович М. Я.</b> — Гашение автоколебаний упрочняющего инструмента путем управляемого демпфирования	<b>Izrailovich M. Ya.</b> — Damping of self-induced vibrations of reinforcing tool by means of controlled damping change
<b>Нодельман М. О.</b> — Оценка итогового параметра предела текучести при резании пластичных металлов	$\begin{tabular}{ll} \textbf{Nodel'man M. O.} &- \textbf{Evaluation of the yield point overall parameters at cutting of the plastic materials} \\ \end{tabular}$
<b>Жарин Д. Е., Юрасов С. Ю., Гумеров М. И., Шафигуллин Л. Н.</b> — Оптимизация режимов механической обработки дисперсно-наполненных полимерных композиционных материалов	<b>Zharin D. E., Yurasov S. Yu., Gumerov M. I., Shafigullin L. N.</b> — Optimization of the working conditions of disperse-filled polymer composite materials
Обработка материалов без снятия стружки	Chipless materials working
Воронцов А. Л. — Технологические расчеты контурной осадки	Vorontsov A. L. — Technological calculations of the contour yielding
<b>Поликарпов Е. Ю.</b> — Вытяжка с утонением стенки толстостенных цилиндрических заготовок из анизотропных материалов	<b>Polikarpov E. Yu.</b> — Drawing with wall thinning of thick-walled cylindrical work stocks from anisotropic materials
ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА	PRODUCTION ORGANIZATION AND ECONOMICS
<b>Трифонов С. Ф., Силютин В. И.</b> — Повышение эффективности работы предприятия на основе проектного подхода	
<b>Шебаров А. И.</b> — Концептуальные основы оценки инновационного потенциала и организации управления инновационным развитием промышленного производства 73	$\label{eq:Shebarov A. I.}  Conceptual fundamentals of estimation of innovation material and of innovation development control of industrial production$
ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ	TECHNICAL INFORMATION
<b>Бузин Ю. М.</b> — Энергетическая концепция оценки нагруженности элементов технической системы	
<b>Рыков А. А., Титоренко В. П., Дегтярев А. Д.</b> — Центробежный ударный стенд с кинематическим возбуждением ударной нагрузки	Rykov A. A., Titorenko V. P., Degtyarev A. D. — Centrifugal shock table with kinematic excitation of a shock load
<b>Иванов А. Н.</b> — Выставка "Высокие технологии XXI века — 2009"	<b>Ivanov A. N.</b> — "High Technologies of XXI century — 2009" exhibition
Вниманию читателей	To reader's attention
Художественный редактор Т. Н. Галицына Сдано в	в набор 31.07.2009. Подписано в печать 18.09.2009.
	60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
	ч. л. 10,78. Учизд. л. 12,33. Заказ 809.

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 534.232:62-503

С. М. АФОНИН, канд. техн. наук [МГИЭТ (ТУ)]

# Статические и динамические характеристики многослойного электромагнитоупругого преобразователя привода нано- и микроперемещений

Построена обобщенная структурно-параметрическая модель многослойного электромагнитоупругого преобразователя и определено влияние геометрических и физических параметров преобразователя и внешней нагрузки на его статические и динамические характеристики, получены передаточные функции многослойного электромагнитоупругого преобразователя для электромеханического привода нано- и микроперемещений.

**Ключевые слова:** многослойный электромагнитоупругий преобразователь, структурно-параметрическая модель, электромехнический привод нано- и микроперемещений.

A generalized structural-parametric model of multilayer electric-magneto-elastic drive converter has been designed and the influence of the converter's geometrical and physical parameters and environmental stress on its static and dynamic characteristics has been determined. The transfer functions of the multiplayer electric-magneto-elastic drive converter of nano- and micro-displacements have been obtained.

**Keywords**: multiplayer electric-magneto-elastic converter, structural-parametric model, electromechanical drive of nano- and micro-displacements.

1. Постановка задачи. Применение точных электромеханических приводов, работающих на основе электромагнитоупругости (пьезоэлектрического, пьезомагнитного, электрострикционного, магнитострикционного эффектов), перспективно в оборудовании нанотехнологий, нанобиологии, энергетики, микроэлектроники и адаптивной оптики для прецизионного совмещения, компенсации температурных и гравитационных деформаций, а также атмосферной турбулентности путем коррекции волнового фронта. Точные электромеханические приводы работают в пределах рабочих нагрузок, обеспечивающих упругие деформации исполнительного устройства [1].

Пьезопреобразователи имеют высокие величины пьезомодулей, поэтому применяются в прецизионном оборудовании для наноперемещений.

Пьезопреобразователь электромагнитоупругого привода работает на основе обратного пьезоэффекта, в котором эффект перемещения достигается при приложении электрического напряжения в результате деформации пьезопреобразователя в диапазоне от единиц нанометров до единиц микрометров с погрешностью до десятых долей нанометра. Для увеличения диапазона перемещения пьезопривода до десятков микрометров используется составной пьезопреобразователь [2].

Структурно-параметрическая модель многослойного электромагнитоупругого преобразователя (составного электромагнитоупругого преобразователя, пьезопреобразователя, пьезодвигателя нано- и микроперемещений) строится в результате совместного решения волнового уравнения [2, 3] или соответствующих матричных уравнений четырехполюсников, соответствующего уравнения электромагнитоупругости и граничных условий на двух нагруженных рабочих поверхностях преобразователя. Передаточные функции многослойного электромагнитоупругого преобразователя получаются из системы уравнений, описывающих его структурно-параметрическую модель [4, 5].

Деформация исполнительного пьезоэлемента пьезопреобразователя соответствует его напряженному состоянию. Если в пьезоэлементе создать механическое напряжение T, то в нем возникнет деформация S. Существуют шесть компонент напряжений:  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$ ,  $T_4$ ,  $T_5$ ,  $T_6$ , из них  $T_1 \div T_3$  относятся к напряжениям растяжения—сжатия,  $T_4 \div T_6$  — к напряжениям сдвига (рис. 1).

Матричные уравнения состояния [3], связывающие электрические и упругие переменные для поляризованной пьезокерамики, имеют вид:

$$[D] = [d][T] + [\varepsilon^T][E]; \tag{1}$$

$$[S] = [s^E][T] + [d]^t[E].$$
 (2)

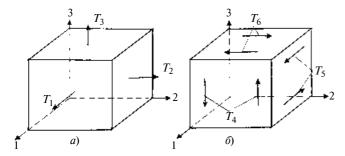


Рис. 1. Кинематическая схема многослойного пьезопреобразователя нано- и микроперемещений при продольном (a) и поперечном (b) пьезоэффектах

Уравнение (1) описывает прямой пьезоэффект, а уравнение (2) — обратный; [D] — матрица-столбец электрической индукции по координатным осям; [d] — матрица пьезоэлектрических модулей; [T] — матрица-столбец механических напряжений;  $[\epsilon^T]$  — матрица диэлектрических проницаемостей; [E] — матрица-столбец напряженности электрического поля по координатным осям; [S] — матрица-столбец относительных деформаций;  $[s^E]$  — матрица упругой податливости при E = const.

Поляризованная керамика представляет собой пьезоэлектрическую текстуру с симметрией  $\infty$ , m, поэтому в ее матрице упругой податливости пять независимых компонент:  $s_{11}^E$ ,  $s_{12}^E$ ,  $s_{13}^E$ ,  $s_{33}^E$ ,  $s_{55}^E$ :

$$[s_{ij}^{E}] = \begin{bmatrix} s_{11}^{E} & s_{12}^{E} & s_{13}^{E} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12}^{E} & s_{13}^{E} & s_{13}^{E} & 0 & 0 & 0 \\ s_{13}^{E} & s_{13}^{E} & s_{33}^{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{55}^{E} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{55}^{E} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(s_{11}^{E} - s_{12}^{E}) \end{bmatrix}.$$

Транспонированная матрица пьезоэлектрических модулей  $[d]^t$  в данном случае записывается в виде:

$$[d_{ij}]^t = \begin{bmatrix} 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{33} \\ 0 & d_{15} & 0 \\ d_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}.$$

Матрица диэлектрических проницаемостей при T = const имеет вид:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon}^T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon}_{11}^T & 0 & 0 \\ 0 & \boldsymbol{\varepsilon}_{22}^T & 0 \\ 0 & 0 & \boldsymbol{\varepsilon}_{33}^T \end{bmatrix}.$$

Направление P оси поляризации, т. е. направление, по которому проведена поляризация, обычно принимают за направление оси 3.

Обобщенное уравнение электромагнитоупругости для электромагнитоупругого преобразователя [3] имеет вид:

$$S_i = s_{ij}^{E, H, \theta} T_j + d_{mi}^{H, \theta} E_m + d_{mi}^{E, \theta} H_m + \alpha_i^{E, H} d\theta,$$
 (3)

где  $S_i$  — относительная деформация по оси i;  $s_{ij}^{E,\ H,\ \theta}$  — упругая податливость при  $E={\rm const},\ H={\rm const},\ \theta={\rm const};\ T_j$  — механическое напряжение по оси j;  $d_{mi}^{H,\ \theta}$  — пьезомодуль;  $E_m$  — напряженность электрического поля по оси m;  $d_{mi}^{E,\ \theta}$  — коэффициент магнитострикции;  $H_m$  — напряженность магнитного поля по оси m;  $\alpha_i^{E,\ H}$  — коэффициент теплового расширения;  $\theta$  — температура;  $i=1,\ 2,\ ...,\ 6;\ j=1,\ 2,\ ...,\ 6;\ m=1,\ 2,\ 3.$ 

При раздельном воздействии на электромагнитоупругий преобразователь электрического и магнитного полей получаем соответствующие уравнения электромагнитоупругости [3] в виде: для продольного пьезоэффекта  $S_3 = d_{33}E_3 + s_{33}^E T_3$ ; для поперечного пьезоэффекта  $S_1 = d_{31}E_3 + s_{11}^E T_1$ ; для продольной магнитострикции  $S_3 = d_{33}H_3 + s_{33}^H T_3$ ; для поперечной магнитострикции  $S_1 = d_{31}H_3 + s_{11}^H T_1$ , где  $S_3$ ,  $S_1$  — относительная деформация по осям 3 и 1;  $d_{33}$ ,  $d_{31}$  — продольный и поперечный пьезомодули или коэффициенты магнитострикции;  $E_3$ ,  $E_3$  — напряженности электрического и магнитного полей по оси 3;  $E_3$ ,  $E_3$ ,

Для наглядности рассмотрим задачи пьезоупругости. В результате совместного решения матричного уравнения четырехполюсника многослойного электромагнитоупругого преобразователя, соответствующего уравнения пьезоэффекта и граничных условий на двух нагруженных рабочих поверхностях твердого тела получаем соответствующую структурно-параметрическую модель многослойного электромагнитоупругого преобразователя. Матричное уравнение деформаций и передаточные функции многослойного электромагнитоупругого преобразователя также выводятся из системы уравнений, описывающих его структурно-параметрическую модель.

2. Структурно-параметрическая модель многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте. Рассмотрим многослойный пьезопре-

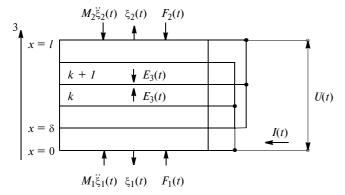


Рис. 2. Механическая характеристика многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте

образователь (рис. 2), состоящий из пьезопластин, соединенных электрически параллельно, а механически — последовательно. При продольном пьезоэффекте многослойный пьезопреобразователь имеет длину l, а каждая из составляющих его n пьезопластин имеет толщину  $\delta$  и площадь поперечного сечения  $S_0$ . Электроды нанесены на грани пьезопластин, перпендикулярные к оси  $\delta$ .

Для вывода системы уравнений эквивалентного четырехполюсника многослойного пьезопреобразователя рассмотрим соответствующие матричные уравнения. Эквивалентный четырехполюсник пьезопластины, имеющей порядковый номер k в многослойном пьезопреобразователе (см. рис. 2), составлен исходя из уравнения колебаний и уравнения сил [2, 6], действующих на гранях пьезопластины. Следовательно, получаем систему уравнений, соответствующую четырехполюснику, в виде:

$$\begin{split} -\frac{\Xi_{k}(p)S_{0}\gamma}{s_{33}} \left\{ & \ln(\frac{\delta\gamma}{2}) + \frac{1}{\sinh(\delta\gamma)} \right\} + \frac{\Xi_{k+1}(p)S_{0}\gamma}{s_{33}\sinh(\delta\gamma)} = \\ & = F_{k}(p), \, \gamma = \frac{p}{c} + \alpha; \\ -\frac{\Xi_{k}(p)S_{0}\gamma}{s_{33}\sinh(\delta\gamma)} + \frac{\Xi_{k+1}(p)S_{0}\gamma}{s_{33}} \left\{ & \ln(\frac{\delta\gamma}{2}) + \frac{1}{\sinh(\delta\gamma)} \right\} = \\ & = -F_{k+1}(p), \end{split}$$

где p — оператор Лапласа; c — скорость звука;  $\alpha$  — коэффициент затухания;  $s_{33}$  — упругая податливость;  $\Xi(p)$ ,  $\Xi_{k+1}(p)$  — преобразования Лапласа смещений входной и выходной граней k-й пьезопластины;  $F_k(p)$ ,  $F_{k+1}(p)$  — преобразования Лапласа сил, действующих на входной и выходной гранях k-й пьезопластины.

Отсюда получаем систему уравнений четырех-полюсника:

$$\begin{split} F_k(p) &= -(Z_{1_{33}} + Z_{2_{33}}) \Xi_k(p) + Z_{2_{33}} + \Xi_{k+1}(p); \\ -F_{k+1}(p) &= -Z_{2_{33}} \Xi_k(p) + (Z_{1_{33}} + Z_{2_{33}}) \Xi_{k+1}(p); \end{split}$$

$$Z_{1_{33}} = S_{0\gamma} \operatorname{th}(\frac{\delta \gamma}{2})/s_{33};$$
  
 $Z_{2_{33}} = S_{0\gamma}/[s_{33} \operatorname{sh}(\delta \gamma)].$ 

Из этих уравнений получаем следующую систему:

$$\begin{split} -F_k &= \Big(1 + \frac{Z_{1_{33}}}{Z_{2_{33}}}\Big) F_{k+1} + Z_{1_{33}} \Big(2 + \frac{Z_{1_{33}}}{Z_{2_{33}}}\Big) \Xi_{k+1}; \\ \Xi_k &= \frac{1}{Z_{2_{33}}} F_{k+1} + \Big(1 + \frac{Z_{1_{33}}}{Z_{2_{33}}}\Big) \Xi_{k+1}, \end{split}$$

которая эквивалентна матричному уравнению

$$\begin{bmatrix} -F_k \\ \Xi_k \end{bmatrix} = [M] \begin{bmatrix} F_{k+1} \\ \Xi_{k+1} \end{bmatrix},$$
 где  $[M] = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} \\ m_{21} & m_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 + \frac{Z_{1_{33}}}{Z_{2_{33}}} & Z_{1_{33}} & 2 + \frac{Z_{1_{33}}}{Z_{2_{33}}} \\ \frac{1}{Z_{2_{33}}} & 1 + \frac{Z_{1_{33}}}{Z_{2_{33}}} \end{bmatrix};$  
$$m_{11} = m_{22} = 1 + \frac{Z_{1_{33}}}{Z_{2_{33}}} = \operatorname{ch}(\delta\gamma);$$
 
$$m_{12} = Z_{1_{33}} & (2 + \frac{Z_{1_{33}}}{Z_{2_{33}}}) = Z_{0_{33}} \operatorname{sh}(\delta\gamma);$$
 
$$m_{21} = 1/Z_{2_{33}} = \operatorname{sh}(\delta\gamma)/Z_{0_{33}}; \quad Z_{0_{33}} = S_0\gamma/s_{33}.$$

Для многослойного пьезопреобразователя (см. рис. 2) имеем соответственно входные параметры:  $\xi_k(t)$  — смещение и  $F_k(t)$  — силу, действующие на входной грани k-й пластины, и выходные параметры:  $\xi_{k+1}(t)$  — смещение и  $F_{k+1}(t)$  — силу, действующие на выходной грани k-й пластины и являющиеся входным смещением и силой для входной грани (k+1)-й пластины.

Сила на выходной (индекс out) грани k-й пластины равна по величине и противоположна по направлению силе на входной (индекс inp) грани (k+1)-й пластины

$$F_{k_{out}} = -F_{k+1_{inp}}.$$

Следовательно, получаем матричное уравнение для преобразований Лапласа соответствующих сил и смещений

$$\begin{bmatrix} -F_{k+1}_{inp} \\ \Xi_{k+1} \end{bmatrix} = [M] \begin{bmatrix} F_{k+1}_{out} \\ \Xi_{k+2} \end{bmatrix}. \tag{4}$$

Учитывая уравнение (4), получаем:

$$\begin{bmatrix} -F_{k_{inp}} \\ \Xi_{k} \end{bmatrix} = [M][M] \begin{bmatrix} F_{k+1} \\ \Xi_{k+2} \end{bmatrix} = [M]^{2} \begin{bmatrix} F_{k+1} \\ \Xi_{k+2} \end{bmatrix}.$$

Далее, перемножая матрицы [7], преобразуем матричное уравнение (4) для n-пьезопластин в многослойном пьезопреобразователе к виду:

$$\begin{bmatrix} -F_{1inp} \\ \Xi_{1} \end{bmatrix} = [M]^{n} \begin{bmatrix} F_{nout} \\ \Xi_{n+2} \end{bmatrix}. \tag{5}$$

Элементы матрицы  $[M]^n$  находим по методу математической индукции:

$$[M]^n = \begin{bmatrix} \cosh(n\delta\gamma) & Z_{0_{33}} \sinh(n\delta\gamma) \\ \frac{\sinh(n\delta\gamma)}{Z_{0_{33}}} & \cosh(n\delta\gamma) \end{bmatrix}.$$

Полученному матричному уравнению (5) для многослойного пьезопреобразователя с учетом входящего в него выражения для матрицы  $[M]^n$  соответствует эквивалентный четырехполюсник многослойного пьезопреобразователя, система уравнений для которого имеет вид:

$$\frac{S_0 \gamma}{s_{33} \operatorname{sh}(l \gamma)} \left\{ -\Xi_1(\mathbf{p}) \operatorname{ch}(l \gamma) + \Xi_n(p) \right\} = F_1(\mathbf{p}), \quad l = n \delta;$$

$$\frac{S_0 \gamma}{s_{33} \operatorname{sh}(l \gamma)} \left\{ -\Xi_1(p) + \Xi_n(p) \operatorname{ch}(l \gamma) \right\} = -F_n(p),$$
(6)

где l — длина многослойного пьезопреобразователя

При управлении по напряжению упругая податливость  $s=s_{33}^E$ , а скорость звука  $c=c^D$ ; при управлении по току [4] упругая податливость  $s=s_{33}^D$ , а скорость звука  $c=c^D$ .

Уравнения для преобразований Лапласа сил [8], действующих на гранях многослойного пьезопреобразователя, имеют вид:

$$T_3(0, p)S_0 = F_1(p) + M_1 p^2 \Xi_1(p)$$
 при  $x = 0$ ;  
 $T_3(1, p)S_0 = -F_2(p) - M_2 p^2 \Xi_2(p)$  при  $x = 1$ . (7)

Для n-й пьезопластины составного пьезопреобразователя принимаем  $\Xi_n(p)=\Xi_2(p),\ F_n(p)=F_2(p).$ 

Построим математическую модель многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте с управлением по напряжению. В этом случае преобразование Лапласа силы, возбуждающей колебания многослойного пьезопреобразова-

теля, находится из уравнения обратного пьезоэффекта [4]

$$F(p) = d_{33}S_0E_3(p)/s_{33}^E, (8)$$

где  $E_3(p)$  — преобразование Лапласа наряженности электрического поля по оси 3.

Из обобщенного уравнения (3) электромагнитоупругости получаем обобщенные уравнения обратного пьезоэффекта [3]:

при управлении по напряжению

$$S_i = d_{mi} E_m + s_{ij}^E T_j; (9)$$

при управлении по току

$$S_i = g_{mi}D_m + s_{ii}^D T_i;$$

обобщенное уравнение магнитострикции [3]

$$S_i = d_{mi}H_m + s_{ij}^H T_j.$$

Соответствующие уравнения обратного пьезоэффекта имеют вид:

 $S_3 = d_{33}E_3 + s_{33}^E T_3$  — при деформации по оси 3 и продольном пьезоэффекте;

 $S_1 = d_{31}E_3 + s_{11}^E T_1$  — при деформации по оси 1 и поперечном пьезоэффекте;

 $S_5 = d_{15}E_1 + s_{55}^E T_5$  — при сдвиговой деформации, когда электрическое поле по оси 1 вызывает деформацию в плоскости, перпендикулярной к этой оси;

 $s_3 = d_{33}H_3 + s_{33}^H T_3$  — при деформации по оси 3 и продольной магнитострикции;

 $S_1 = d_{31}H_3 + s_{11}^H T_1$  — при деформации по оси 1 и поперечной магнитострикции;

 $S_5 = d_{15}H_1 + s_{55}^H T_5$  — при сдвиговой деформации, когда магнитное поле по оси 1 вызывает деформацию в плоскости, перпендикулярной к этой оси.

Совместное рассмотрение системы (6) уравнений, уравнений (7) и уравнения (8) силы дает систему уравнений:

$$\frac{S_0 \gamma}{s_{33}^E \sinh(l\gamma)} \left\{ -\Xi_1(p) \cosh(l\gamma) + \Xi_2(p) \right\} = 
= \frac{d_{33}}{s_{33}^E} S_0 E_3(p) + F_1(p) + M_1 p^2 \Xi_1(p) \text{ при } x = 0; 
\frac{S_0 \gamma}{s_{33}^E \sinh(l\gamma)} \left\{ -\Xi_1(p) + \Xi_2(p) \cosh(l\gamma) \right\} = 
= \frac{d_{33}}{s_{33}^E} S_0 E_3(p) - F_2(p) - M_2 p^2 \Xi_2(p) \text{ при } x = l; 
S_0 / s_{33}^E = m_n (c^E)^2 / l,$$
(10)

где  $m_n$  — масса многослойного пьезопреобразователя

Преобразование системы (10) приводит к системе уравнений для изображений Лапласа перемещений двух граней многослойного пьезопреобразователя. Соответственно получаем систему уравнений, описывающую структурно-параметрическую модель многослойного пьезопреобразователя наноперемещений при продольном пьезоэффекте, в виде:

$$\begin{split} \Xi_{1}(p) &= \frac{1}{M_{1}p^{2}} \left\{ -F_{1}(p) + \frac{S_{0}}{s_{33}^{E}} \left[ d_{33}E_{3}(p) - \right. \right. \\ &\left. - \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \left( \cosh(l\gamma)\Xi_{1}(p) - \Xi_{2}(p) \right) \right] \right\}; \\ \Xi_{2}(p) &= \frac{1}{M_{1}p^{2}} \left\{ -F_{2}(p) + \frac{S_{0}}{s_{33}^{E}} \left[ d_{33}E_{3}(p) - \right. \right. \\ &\left. - \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \left( \cosh(l\gamma)\Xi_{2}(p) - \Xi_{1}(p) \right) \right] \right\}. \end{split}$$

Структурно-параметрическая модель многослойного пьезопреобразователя дополнена уравнением внешней цепи  $U(p)=U_0(p)\frac{1}{RC_np+1}$ , где  $U_0(p)$  — напряжение источника; R — сопротивление внешней цепи;  $C_n$  — емкость составного пьезопреобразователя; n — число пьезопластин в многослойном пьезопреобразователе.

Аналогично строится математическая модель многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте с управлением по току. В этом случае преобразование Лапласа силы, возбуждающей колебания многослойного пьезопреобразователя, находится из уравнения обратного пьезоэффекта [4]

$$F(p) = \frac{g_{33}D_3(p)S_0}{s_{33}^D} = \frac{g_{33}I(p)}{pns_{33}^D} = \frac{d_{33}S_0I(p)}{pC_n\delta s_{33}^E}, \quad (11)$$

где  $C_n = n \varepsilon_{33}^T S_0 / \delta$  — емкость многослойного пьезопреобразователя.

Совместное рассмотрение системы (6) уравнений, уравнений (7) и уравнения (11) дает при управлении по току структурно-параметрическую модель многослойного пьезопреобразователя наноперемещений при продольном пьезоэффекте в виде:

$$\Xi_{1}(p) = \frac{1}{M_{1}p^{2}} \left\{ -F_{1}(p) + \frac{S_{0}}{s_{33}^{D}} \left[ g_{33}D_{3}(p) - \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \left( \cosh(l\gamma)\Xi_{1}(p) - \Xi_{2}(p) \right) \right] \right\};$$

$$\begin{split} \Xi_{2}(p) &= \frac{1}{M_{2}p^{2}} \left\{ -F_{2}(p) + \frac{S_{0}}{s_{33}^{D}} \left[ g_{33}D_{3}(p) - \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \left( \cosh(l\gamma)\Xi_{2}(p) - \Xi_{1}(p) \right) \right] \right\}, \end{split}$$

которая дополняется уравнением внешней цепи  $D_3(p) = I(p)/(pnS_0)$ .

3. Структурно-параметрическая модель многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте. Эта модель строится аналогично модели для продольного пьезоэффекта. Составной пьезопреобразователь при поперечном пьезоэффекте имеет длину l, а каждая из составляющих его n пьезопластин имеет толщину h, ширину b и площадь  $S_0$  поперечного сечения, где l=nh — длина многослойного пьезодвигателя. Электроды нанесены на грани пьезопластин, перпендикулярные к оси 3.

Для вывода системы уравнений эквивалентного механического четырехполюсника многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте рассмотрим сответствующие матричные уравнения. Эквивалентный четырехполюсник пьезопластины, имеющей порядковый номер k в составном пьезопреобразователе, составлен исходя из уравнения колебаний и уравнения сил [6], действующих на гранях пьезопластины. Получаем матричное уравнение

$$\begin{bmatrix} -F_k \\ \Xi_k \end{bmatrix} = [M] \begin{bmatrix} F_{k+1} \\ \Xi_{k+1} \end{bmatrix}.$$

Матрица [M] имеет вид:

$$[M] = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} \\ m_{21} & m_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 + \frac{Z_{1_{11}}}{Z_{2_{11}}} & Z_{1_{11}} \left(2 + \frac{Z_{1_{11}}}{Z_{2_{11}}}\right) \\ \frac{1}{Z_{2_{11}}} & 1 + \frac{Z_{1_{11}}}{Z_{2_{11}}} \end{bmatrix},$$

где 
$$m_{11}=m_{22}=1+rac{Z_{1}}{Z_{2}}=\mathrm{ch}(h\gamma),\; m_{12}=Z_{1}$$
 (2 +

$$+\frac{Z_{1_{11}}}{Z_{2_{11}}}\Big) = Z_{0_{11}} \operatorname{sh}(h\gamma); \ m_{21} = 1/Z_{2_{11}} = \operatorname{sh}(h\gamma)/Z_{0_{11}},$$

$$Z_{0_{11}} = S_{0}\gamma/s_{11}.$$

Для многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте получаем матричное уравнение

$$\begin{bmatrix} -F_{1}_{inp} \\ \Xi_{1} \end{bmatrix} = [M]^{n} \begin{bmatrix} F_{n}_{out} \\ \Xi_{n+1} \end{bmatrix}.$$

Матрида  $[M]^n$  имеет вид:

$$[M]^n = \begin{bmatrix} \operatorname{ch}(nh\gamma) \ Z_{0_{11}} \operatorname{sh}(nh\gamma) \\ \\ \\ \\ \underline{\operatorname{sh}(nh\gamma)} \\ Z_{0_{11}} \end{bmatrix} \operatorname{ch}(hn\gamma) \\ \end{bmatrix}.$$

Построим математическую модель многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте с управлением по напряжению. Преобразование Лапласа силы, возбуждающей колебания многослойного пьезопреобразователя, находится из уравнения [4] обратного пьезоэффекта:  $F(p) = d_{31}S_0E_3(p)/s_{11}^E$ .

Совместное рассмотрение системы уравнений для эквивалентного четырехполюсника многослойного пьезопреобразователя при управлении по напряжению, уравнений для преобразований Лапласа сил на гранях пьезопреобразователя и уравнения силы, возбуждающей колебания, дает систему уравнений, описывающую структурно-параметрическую модель многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте, в виде:

$$\begin{split} &\Xi_{1}(p) = \frac{1}{M_{1}p^{2}} \left\{ -F_{1}(p) + \frac{S_{0}}{s_{33}^{E}} \left[ d_{31}E_{3}(p) - \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \left( \cosh(l\gamma)\Xi_{1}(p) - \Xi_{2}(p) \right) \right] \right\}; \\ &\Xi_{2}(p) = \frac{1}{M_{2}p^{2}} \left\{ -F_{2}(p) + \frac{S_{0}}{s_{33}^{E}} \left[ d_{31}E_{3}(p) - \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \left( \cosh(l\gamma)\Xi_{2}(p) - \Xi_{1}(p) \right) \right] \right\}; \\ &S_{0}/s_{11}^{E} = m_{n}(c^{E})^{2}/l. \end{split}$$

Аналогично строится математическая модель составного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте с управлением по току. В этом случае преобразование Лапласа силы, возбуждающей колебания составного пьезопреобразователя, находится из уравнения обратного пьезоэффекта [4]:

$$F(p) = \frac{g_{31}D_3(p)S_0}{s_{11}^D} = \frac{g_{31}I(p)}{pns_{11}^D} = \frac{d_{31}S_0I(p)}{pC_n\delta s_{11}^E}, \quad (12)$$

где  $C_n = n \varepsilon_{33}^T \, h b / \delta$  — емкость многослойного пьезопреобразователя;  $S_0 = b \delta$  — площадь поперечного сечения составного пьезопреобразователя.

Совместное рассмотрение системы (6) уравнений, уравнений (7) и уравнения (12) дает при управлении по току структурно-параметрическую модель многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте в виде:

$$\begin{split} &\Xi_{1}(p) = \frac{1}{M_{1}p^{2}} \bigg\{ -F_{1}(p) + \frac{S_{0}}{s_{11}^{D}} \Big[ g_{31}D_{3}(p) - \\ &- \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \Big( \cosh(l\gamma)\Xi_{1}(p) - \Xi_{2}(p) \Big) \Big] \bigg\}; \\ &\Xi_{2}(p) = \frac{1}{M_{2}p^{2}} \bigg\{ -F_{2}(p) + \frac{S_{0}}{s_{11}^{D}} \Big[ g_{31}D_{3}(p) - \\ &- \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \Big( \cosh(l\gamma)\Xi_{2}(p) - \Xi_{1}(p) \Big) \Big] \bigg\}, \end{split}$$

которая дополняется уравнением внешней цепи  $D_3(p) = I(p) \frac{1}{pnhb} = I(p) \frac{1}{plb} \, .$ 

**4.** Обобщенная структурно-параметрическая модель многослойного электромагнитоупругого преобразователя. С учетом обобщенного уравнения (3) электромагнитоупругости получаем систему уравнений, описывающую обобщенную структурнопараметрическую модель, в виде:

$$\Xi_{1}(p) = \frac{1}{M_{1}p^{2}} \left\{ -F_{1}(p) + \frac{1}{\chi_{ij}^{\Psi}} \left[ v_{mi} \Psi_{m}(p) - \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \left( \cosh(l\gamma) \Xi_{1}(p) - \Xi_{2}(p) \right) \right] \right\};$$

$$\Xi_{2}(p) = \frac{1}{M_{2}p^{2}} \left\{ -F_{2}(p) + \frac{1}{\chi_{ij}^{\Psi}} \left[ v_{mi} \Psi_{m}(p) - \frac{\gamma}{\sinh(l\gamma)} \left( \cosh(l\gamma) \Xi_{2}(p) - \Xi_{1}(p) \right) \right] \right\}.$$

$$(13)$$

В уравнениях (13)  $1/\chi_{ij}^{\Psi} = S_0/s_{ij}^{\Psi}$ ; в равенствах для параметров, приведенных ниже, верхняя строка соответствует управлению по напряжению, средняя — по току, нижняя — по напряженности магнитного поля:

$$\begin{split} \mathbf{v}_{mi} &= \begin{cases} d_{33},\, d_{31},\, d_{15} \\ g_{33},\, g_{31},\, g_{15} \; ; & \Psi_m = \begin{cases} E_3,\, E_1 \\ D_3,\, D_1 \; ; \\ H_3,\, H_1 \end{cases} \\ s_{ij}^{\Psi} &= \begin{cases} s_{33}^E,\, s_{11}^E,\, s_{55}^E \\ s_{33}^D,\, s_{11}^D,\, s_{55}^D \; ; & c = \begin{cases} c^E \\ c^D; & \gamma = \begin{cases} \gamma^E \\ \gamma^D. \\ c^H \end{cases} \end{cases} \end{split}$$

5. Обобщенные передаточные функции многослойного электромагнитоупругого преобразователя. Обобщенная структурно-параметрическая модель (13) многослойного электромагнитоупругого преобразователя после алгебраических преобразований позволяет получить его передаточные функции в виде отношения преобразования Лапласа перемещения грани преобразователя к преобразованию Лапласа соответствующего входного электрического параметра или к преобразованию Лапласа соответствующей силы при нулевых начальных условиях. Совместное решение уравнений (13) для преобразований Лапласа перемещений двух граней многослойного электромагнитноупругого преобразователя дает:

$$\Xi_{1}(p) = W_{11}(p)\Psi_{m}(p) + W_{12}(p)F_{1}(p) + W_{13}F_{2}(p);$$

$$\Xi_{2}(p) = W_{21}(p)\Psi_{m}(p) + W_{22}(p)F_{1}(p) + W_{23}F_{2}(p),$$
(14)

где обобщенные передаточные функции многослойного преобразователя:

$$W_{11}(p) = \frac{\Xi_1(p)}{\Psi_m(p)} = v_{mi} \frac{M_2 \chi_{ij}^\Psi p^2 + \gamma \text{th} \left(\frac{l\gamma}{2}\right)}{A_{ij}};$$

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi_2(p)}{\Psi_m(p)} = v_{mi} \frac{M_1 \chi_{ij}^{\Psi} p^2 + \gamma \text{th}\left(\frac{l\gamma}{2}\right)}{A_{ij}};$$

$$W_{12}(p) = \frac{\Xi_1(p)}{F_1(p)} = \frac{\chi_{ij}^{\Psi} \left[ M_2 \chi_{ij}^{\Psi} p^2 + \frac{\gamma}{\operatorname{th}(I\gamma)} \right]}{A_{ii}};$$

$$W_{13}(p) = \frac{\Xi_1(p)}{F_2(p)} = W_{22}(p) = \frac{\Xi_2(p)}{F_1(p)} = \frac{\chi_{ij}^{\Psi} \gamma}{A_{ij} \text{sh}(l \gamma)};$$

$$W_{23}(p) = \frac{\Xi_2(p)}{F_2(p)} = -\frac{\chi_{ij}^{\Psi} \left[ M_1 \chi_{ij}^{\Psi} p^2 + \frac{\gamma}{\operatorname{th}(l\gamma)} \right]}{A_{ii}}$$

Здесь 
$$A_{ij} = M_1 M_2 (\chi_{ij}^{\Psi})^2 p^4 + \frac{(M_1 + M_2) \chi_{ij}^{\Psi}}{c \coth(l\gamma)} p^3 +$$

$$+ \left[ \frac{(M_1 + M_2)\chi_{ij}^{\Psi}\alpha}{\operatorname{th}(I\gamma)} + \frac{1}{c^2} \right] p^2 + \frac{2\alpha}{c} p + \alpha^2.$$

Согласно формулам (14) получаем обобщенное матричное уравнение для многослойного электромагнитоупругого преобразователя в виде

$$\begin{bmatrix} \Xi_1(p) \\ \Xi_2(p) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W_{11}(p) & W_{12}(p) & W_{13}(p) \\ W_{21}(p) & W_{22}(p) & W_{23}(p) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Psi_m(p) \\ F_1(p) \\ F_2(p) \end{bmatrix}.$$

**6.** Статистические характеристики многослойного электромагнитоупругого преобразователя. При жестко закрепленной одной грани преобразователя определим величину смещения  $\xi_2$  ( $\infty$ ) другой грани многослойного электромагнитоупругого преобразователя в установившемся режиме при

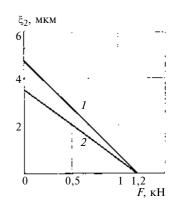


Рис. 3. Регулировочная характеристика пьезопреобразователя

 $\Psi_m(t) = \Psi_{m0}l(t)$  и  $F_2(t) = 0$  или  $F_2(t) = F_{20}l(t)$  и  $\Psi_{m0}(t) = 0$ . Соответственно статическое смещение  $\xi_2(\infty)$  многослойного электромагнитоупругого преобразователя (рис. 3) имеет вид:

$$\xi_{2}(\infty) = \lim_{t \to \infty} \xi_{2}(t) = \lim_{p \to \infty} p W_{21}(p) \frac{\Psi_{m0}}{p} =$$

$$= \lim_{p \to \infty} l v_{mi} \Psi_{i0} = l v_{mi} \Psi_{m0};$$

$$\xi_{2}(\infty) = \lim_{t \to \infty} \xi_{2}(t) = \lim_{p \to \infty} p W_{23}(p) \frac{F_{20}}{p} =$$

$$= -\lim_{p \to \infty} \frac{s_{ij} l F_{20}}{S_{0}} = -l \chi_{ij} F_{20}.$$

В электроприводе статические характеристики электродвигателя в установившихся режимах работы делятся на механические  $\omega(M)$  и регулировочные  $\omega(U)$ , где  $\omega$  — угловая скорость вала; M — момент нагрузки; U — управляющее напряжение. Аналогично для многослойного пьезопреобразователя статические характеристики вида  $\xi_2(F)$  будем называть механическими характеристиками (см. рис. 3), а вида  $\xi_2(U)$  — регулировочными характеристиками.

Из уравнения обратного пьезоэффекта получаем:

$$S_3 = d_{33}U/\delta - s_{33}^E F/S_0, (15)$$

где  $S_3 = \xi_2/l$  — относительное перемещение торца многослойного электромагнитоупругого преобразователя; F — сила, приложенная к торцу преобразователя.

После преобразований из равенства (15) получаем выражение для механической характеристики (см. рис. 3) с учетом обозначений  $\xi_2$  и F:

$$\xi_2 = \xi_{2m}(1 - F/F_m),\tag{16}$$

где  $\xi_{2m} = d_{33}nU$  — максимальное перемещение многослойного электромагнитоупругого преобразователя при F=0;  $F_m=d_{33}US_0/(s_{33}^E\delta)$  — максимальная сила, развиваемая преобразователем при  $\xi_2=0$ .

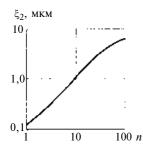


Рис. 4. Статическая характеристика многослойного пьезопреобразователя, армированного упругим элементом

По формуле (16) рассчитываем механические характеристики многослойных пьезопреобразователей при изменении числа n пьезопластин. Для образцов многослойных пьезопреобразователей при  $d_{33}=4\cdot 10^{-10}\,$  м/В,  $\delta=6\cdot 10^{-4}\,$  м,  $s_{33}^E=3\cdot 10^{-11}\,$  м²/H,  $S_0=1,75\cdot 10^{-4}\,$  м²,  $U=300\,$  В и  $n=30\,$  (см. рис. 3, линия I) и 40 (линия I2) получаем соответственно максимальные перемещения  $\xi_{2m}=3,6\,$  и  $I=1,2\,$  км и одинаковые максимальные силы, развиваемые многослойными пьезопреобразователями,  $I=1,2\,$  км. Отклонение расчетных характеристик многослойных пьезопреобразователей от экспериментальных не превышает  $I=1,2\,$  км. от экспериментальных не превышает  $I=1,2\,$  км.

Определяем число пьезопластин в многослойном пьезопреобразователе. Получаем выражение для перемещения торца пьезопреобразователя

$$\xi_2 = d_{33}nU/(1 + C_e n/C_p),$$
 (17)

где  $C_p e = S_0/(s_{33}^E \delta)$  — жесткость пьезопластины в пьезопреобразователе при продольном пьезоэффекте.

Из формулы (17) выводим выражение для определения числа пьезопластин

$$n = \xi_2/(d_{33}U - \xi_2 C_e/C_p).$$

Зависимость перемещения  $\xi_2$  многослойного пьезопреобразователя от числа n пьезопластин приведена на рис. 4 при указанных выше параметрах и  $C_e = 9.7 \cdot 10^7$  H/м.

Для эффективного использования рабочего диапазона перемещения многослойного пьезопреобразователя должно выполняться условие  $0 < C_e n/C_p < 0,1$ .

7. Обобщенная структурно-параметрическая модель многослойного электромагнитоупругого преобразователя при одном закрепленном торце ( $\Xi_1(p) = 0$ ). В этом случае уравнение обобщенной структурно-параметрической модели преобразователя имеет вид:

$$\Xi_{2}(p) = [1/(M_{2}p^{2})]\{-F_{2}(p) + (S_{0}/s_{ij}^{\Psi})[v_{mi}\Psi_{m}(p) - \gamma\Xi_{2}(p)/\text{th}(l\gamma)]\}.$$
(18)

Представим  $W_{21}(p)$  и  $W_{23}(p)$  в виде:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi_2(p)}{\Psi_m(p)} = lv_{mi} / \left(\frac{M_2 l^2}{m_n c^2} p^2 + l\gamma \text{ctg}(l\gamma)\right);$$

$$W_{23}(p) = \frac{\Xi_2(p)}{F_2(p)} = -l\chi_{ij}^{\Psi} / \left(\frac{M_2 l^2}{m_n c^2} p^2 + l\gamma \text{cth}(l\gamma)\right).$$

Рассмотрим описание многослойного электромагнитоупругого преобразователя для жестко закрепленной одной грани преобразователя при  $M_1 \to \infty$  и  $M_2/m_n \gg 1$ . Используя аппроксимацию гиперболического котангенса двумя членами степенного ряда, получаем при массе нагрузки, существенно превышающей массу преобразователя, в диапазоне частот  $0 < \sigma \leqslant 0,01c/l$  передаточные функции:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi_2(p)}{\Psi_m(p)} = \frac{l\nu_{mi}}{T_t^2 p^2 + 2T_t \xi_t p + 1}; \quad (19)$$

$$W_{23}(p) = \frac{\Xi_2(p)}{F_2(p)} = -\frac{l\chi^{\Psi}_{ij}}{T_t^2 p^2 + 2\,T_t \xi_t p + 1}\,,$$

где 
$$T_t = \sqrt{\frac{l M_2 s_{ij}^\Psi}{S_0}} = \sqrt{l M_2 \chi_{ij}^\Psi} -$$
постоянная време-

ни; 
$$\xi_t = \frac{\alpha l}{3c} \sqrt{\frac{S_0 l}{M_2 s_{ii}^\Psi}} = \frac{\alpha l}{3c} \sqrt{\frac{l}{M_2 \chi_{ii}^\Psi}}$$
 — коэффициент

затухания.

Передаточной функции (19) для многослойного электромагнитоупругого преобразователя из пьезокерамики марки ЦТС-19, закрепленного одним торцем, при массе нагрузки, существенно превышающей массу тела, соответствуют нормированные логарифмические амплитудно-частотные характеристики (АЧХ) (рис. 5) с учетом обозначений L и  $\omega$ . При коэффициенте затухания  $\xi_t = 0.05$  (кривая I) и 0.1 (кривая I).

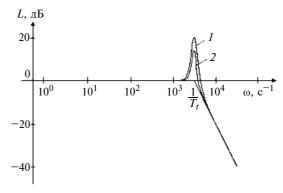


Рис. 5. Нормированные логарифмические AЧX многослойного пьезопреобразователя, армированного упругим элементом

# 8. Динамические характеристики многослойного пьезопреобразователя при одном закрепленном торце.

При промышленном применении многослойного пьезопреобразователя имеем упругоинерционную нагрузку в виде упругого элемента (пружины, мембраны) и инерционной массы элемента нагрузки (координатного стола, сканирующего элемента).

При одном закрепленном торце многослойного пьезопреобразователя, например при x=0, и упругоинерционной нагрузке на него при x=l уравнение сил на втором торце пьезопреобразователя имеет вид:

$$T_3(t)S_0|_{x=l} = -M\frac{\partial^2 \xi(t)}{\partial t^2} - (C_a + C_e)\xi(t),$$

где M — масса нагрузки;  $C_a$  — жесткость армирующего упругого элемента.

Из уравнения (9) обратного пьезоэффекта с учетом действующих сил на торец многослойного пьезопреобразователя получаем:

$$\begin{split} \frac{d\Xi(x,p)}{dx} \bigg|_{x=l} &= \\ &= d_{33}E_3(p) - \frac{s_{33}^EMp^2\Xi(p)}{S_0} - \frac{s_{33}^E(C_a + C_e)\Xi(p)}{S_0} \,, \, (20) \end{split}$$

где  $\Xi(p)=\Xi_2(p),\,\Xi(x,p)$  — преобразования Лапласа перемещения торца и перемещения сечения многослойного пьезопреобразователя при нулевых начальных условиях;  $E_3(p)$  — преобразования Лапласа напряженности электрического поля по оси 3 при нулевых начальных условиях.

Соответственно, из формул (18), (20) получаем выражение для структурно-параметрической модели многослойного пьезопреобразователя, армированного упругим элементом и закрепленного одним торцом, при продольном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке:

$$\frac{\Xi(p)\gamma}{\operatorname{th}(l\gamma)} + \frac{\Xi(p)s_{33}^{E}Mp^{2}}{S_{0}} + \frac{\Xi(p)s_{33}^{E}(C_{a} + C_{e})}{S_{0}} =$$

$$= d_{33}E_{3}. \tag{21}$$

Выражению (21) соответствует передаточная функция пьезопреобразователя в виде:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{33}}{\frac{s_{33}^E M p^2}{S_0} + \frac{\gamma}{\text{th}(l\gamma)} + \frac{s_{33}^E (C_a + C_e)}{S_0}}.$$

С учетом жесткости  $C_c = S_0/(s_{33}^E l) = m_n (c^E)^2/l^2$  жесткость многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте (m — масса многослойного пьезопреобразователя) имеем передаточную функцию многослойного пьезопреобразователя, закрепленного одним торцом, при продольном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке как

электромеханической системы с распределенными параметрами в виде:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{md_{33}}{(RnC_0p + 1)\left[\frac{Mp^2}{C_c} + l\gamma \text{cth}(l\gamma) + \frac{(C_a + C_e)}{C_c}\right]}, \quad (22)$$

где  $U_0(p)$  — преобразование Лапласа напряжения источника питания; R — сопротивление согласующих цепей;  $C_0$  — емкость пьезопластины.

Следовательно, получаем при R=0 частотную передаточную функцию многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте в виде:

$$W(j\omega) = \frac{\Xi(j\omega)}{E_3(j\omega)} = \frac{d_{33}l}{\frac{M(j\omega)^2}{C_c} + \frac{j\omega l}{c^E} \text{cth} \left(\frac{j\omega l}{c^E}\right) + \frac{(C_a + C_e)}{C_c}},$$
(23)

где  $\omega$  — угловая скорость; j — мнимая единица.

Аналогично получаем параметрическую структурную схему многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте (рис. 6) и частотную передаточную функцию в виде:

$$W(j\omega) = \frac{\Xi(j\omega)}{E_3(j\omega)} = \frac{d_{31}l}{\frac{M(j\omega)^2}{C_c} + \frac{j\omega l}{c^E} \operatorname{cth}\left(\frac{j\omega l}{c^E}\right) + \frac{(C_a + C_e)}{C_c}},$$
(24)

где  $C_c = S_0/(s_{11}^E l) = m_n(c^E)^2/l^2$  — жесткость многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте.

Найдем резонансную частоту многослойного пьезопреобразователя при  $\alpha = 0$ . Приравняв знаменатели выражений (23) и (24) нулю, получаем характеристическое частотное уравнение в виде:

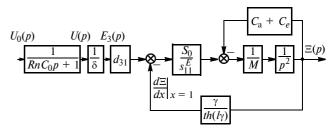


Рис. 6. Параметрическая структурная схема многослойного пьезопреобразователя, армированного упругим элементом и закрепленного одним торцом, при поперечном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке

$$-\frac{M\omega^2}{C_c} + \frac{j\omega l}{c^E j t g\left(\frac{\omega l}{c^E}\right)} + \frac{C_a + C_e}{C_c} = 0.$$

После преобразований имеем уравнение

$$\frac{\omega l}{c^E} {\rm ctg} \Big( \frac{\omega l}{c^E} \Big) = \frac{M \omega^2}{C_c} \, - \, \frac{C_a + C_e}{C_c} \, . \label{eq:ctg}$$

Введем обозначения:  $k = \omega/c^E$  — частотный коэффициент;  $a = (C_a + C_e)/C_c$  — суммарная жесткость упругого элемента нагрузки (жесткость элемента армирования и упругой нагрузки), приведенная к жесткости многослойного пьезопреобразователя;  $b = M/m_n = M(c^E)^2/(C_c l^2)$  — масса нагрузки, приведенная к массе пьезопреобразователя.

С учетом введенных обозначений получаем характеристическое уравнение

$$\operatorname{ctg} kl = -\frac{a}{kl} + bkl.$$

При упругой нагрузке и M = 0 получаем b = 0 и характеристическое уравнение вида:

$$\operatorname{ctg} kl = -a/(kl). \tag{25}$$

При a=0,2 имеем первые три корня уравнения:  $k_1l=1,69;\ k_2l=4,76;\ k_3l=7,88.$  Решение уравнения (25) приведено на рис. 7, a. При наличии упругого элемента резонансная частота многослойного пьезопреобразователя возрастает. На рис. 7, a-e обозначены функции:  $y_1=\operatorname{ctg} kl,\ y_2=-a/(kl),\ y_3=bkl,\ y_4=-a/(kl)+bkl.$ 

При инерционной нагрузке и  $C_a = C_e = 0$  получаем a = 0 и характеристическое уравнение вида:

$$ctgkl = bkl. (26)$$

Соответственно, при b=0,5 получаем корни уравнения:  $k_1l=1,08;\ k_2l=3,64;\ k_3l=6,58.$  Решение уравнения (26) приведено на рис. 7,  $\delta$ . При наличии инерционной нагрузки резонансная частота уменьшается.

Изменение резонансных частот при упругоинерционной нагрузке с параметрами a=0,2 и b=0,5 приведено на рис. 7, e.

При ненагруженном многослойном пьезопреобразователе с одним свободным торцом ( $C_a=C_e=0$  и M=0) получаем a=0, b=0 и характеристическое уравнение

$$\operatorname{ctg} kl = 0, \tag{27}$$

собственные значения которого  $k_r l = \pi(2i-1)/2$ , где индекс  $r=1, 2, \dots$ 

Соответственно имеем первые три корня характеристического уравнения (27):  $k_1l = \pi/2 = 1,51$ ;  $k_2l = 3\pi/2 = 4,71$ ;  $k_3l = 5\pi/2 = 7,85$ .

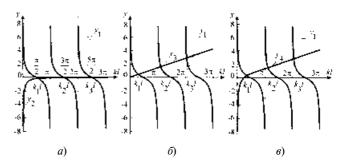


Рис. 7. Резонансные частоты многослойного пьезопреобразователя при упругой (a), инерционной (b) и упругоинерционной (b) нагрузках

Решение уравнения (27) приведено на рис. 7, *а*. Первая резонансная частота пьезопреобразователя с одним свободным торцом имеет вид:

$$f_1 = c^E/(4l).$$

Например, при  $c^E = 3 \cdot 10^3$  м/с и l = 40 мм имеем  $f_1 = 18,75$  кГц.

Используя аппроксимацию гиперболического котангенса двумя членами степенного ряда в формуле (20), получаем следующее выражение для передаточной функции многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте для упругоинерционной нагрузки при  $M\gg m_n$ , где M и  $m_n$  массы нагрузки и многослойного пьезопреобразователя, как электромеханической системы с сосредоточенными параметрами [3—7] в виде колебательного звена:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U(p)} = \frac{d_{31}n}{[1 + (C_a + C_e)/C_c](T_t^2 p^2 + 2T_t \xi_t p + 1)}; \quad (28)$$

$$T_t = \sqrt{M/(C_a + C_e + C_c)},$$

$$\xi_t = \alpha l^2 C_c / [3c^E \sqrt{M/(C_a + C_e + C_c)}],$$

где  $\Xi(p),\ U(p)$  — преобразования Лапласа перемещения торца многослойного пьезопреобразователя и напряжения на обкладках многослойного пьезопреобразователя при нулевых начальных условиях;  $T_t,\ \xi_t$  — постоянная времени и коэффициент затухания колебательного звена для пьезопреобразователя.

Соответственно, переходная характеристика многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте для упругоинерционной нагрузки при подаче на вход многослойного пьезопреобразователя ступенчатого напряжения  $U_m l(t)$  имеет вид:

$$\xi(t) = \xi_m \left[ 1 - \frac{e^{-\frac{\xi_t t}{T_t}}}{\sqrt{1 - \xi_t^2}} \sin(\omega_t t + \varphi_t) \right], \tag{28}$$

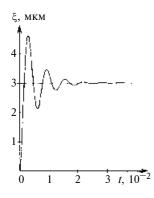


Рис. 8. Динамическая характеристика многослойного пьезопреобразователя при продольном пьезоэффекте для упругоинерционной нагрузки при м т

где 
$$\xi_m = \frac{d_{33} n \, U_m}{1 + (\, C_a + C_e) / \, C_c}$$
 — установившееся значе-

ние перемещения пьезопреобразователя;  $\omega_t = \frac{1-\xi_t^2}{T_t}$ ;  $\varphi_t = \arctan(\sqrt{1-\xi_t^2}/\xi_t)$ .

Для многослойного пьезопреобразователя из пьезокерамики марки ЦТС-19 с передаточной функцией (28) при продольном пьезоэффекте, упругоинерционной нагрузке и ступенчатом входном напряжении амплитудой  $U_m=150~\mathrm{B}$  получаем  $\xi_m=3~\mathrm{mkm},\ \xi_t=0,1,\ T_t=0,9~\mathrm{mc}$  и переходную характеристику (рис. 8). Экспериментальные и расчетные статические и динамические характеристики пьезопреобразователей совпадают с погрешностью 10~%.

Аналогично при поперечном пьезоэффекте получаем передаточную функцию многослойного пьезопреобразователя в виде:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{31}l}{\frac{M_2p^2}{C_c} + l\gamma \text{cth}(l\gamma) + \frac{(C_a + C_e)}{C_c}}.$$

Отсюда выражение передаточной функции многослойного пьезопреобразователя при поперечном пьезоэффекте для упругоинерционной нагрузки при  $M\gg m$  как электромеханической системы с сосредоточенными параметрами в виде колебательного звена имеет вид:

$$\begin{split} W(p) &= \frac{\Xi(p)}{U(p)} = \\ &= \frac{d_{31}(nh/\delta)}{[1 + (C_a + C_e)/C_c](T_t^2 p^2 + 2T_t \xi_t p + 1)}, \end{split}$$

соответственно чему в выражении (29) для переходной характеристики получаем установившееся значение перемещения многослойного пьезопреобразователя:

$$\xi_m = \frac{d_{31}(nh/\delta) U_m}{1 + (C_o + C_e)/C_c}$$

Соответственно, в зависимости от нагрузки многослойный пьезопреобразователь описывается как электромеханическая система с распределенными или сосредоточенными параметрами.

Заключение. Обобщенная структурно-параметрическая модель многослойного электромагнитоупругого преобразователя позволяет определить его передаточные функции и использовать методы теории автоматического управления в расчетах его динамических и статических характеристик для электромеханического привода нано- и микроперемещений.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Афонин С. М.** Пьезопреобразователи для приводов микроперемещений // Приборы и системы управления. 1998. № 2. С. 41, 42.
- 2. **Афонин С. М.** Структурно-параметрическая модель пьезодвигателя наноперемещений // Вестник машиностроения. 2001. № 5. С. 29—33.
- 3. **Физическая** акустика. Т. 1. Ч. А. Методы и приборы ультразвуковых исследований / Под ред. У. Мэзона. М.: Мир, 1966. 592 с.
- 4. **Афонин С. М.** Параметрическая структурная схема составного пьезодвигателя наноперемещений // Вестник машиностроения. 2002. № 12. С. 7—15.
- 5. Домаркас В. И., Кажис Р.-И. Ю. Контрольно-измерительные пьезоэлектрические преобразователи. Вильнюс: Минтис, 1975. 255 с.
- 6. **Тарг С. М.** Краткий курс теоретической механики. М.: Наука, 1970. 478 с.
- 7. **Бабаков И. М.** Теория колебаний. М.: Наука, 1968. 560 с.
- 8. Полянин А. Д. Справочник по линейным уравнениям математической физики. М.: Физматлит, 2001. 576 с.

### ВНИМАНИЮ АВТОРОВ!

Правила подготовки рукописей смотрите в №7 за 2009 г. на второй странице обложки.

Е. С. АСКАРОВ, канд. техн. наук (Казахский НТУ им. К. Сатпаева, г. Алма-Ата)

# Синтез передаточных рычажных механизмов с приближенным выстоем в крайних положениях

Рассмотрен новый метод синтеза передаточных рычажных механизмов с приближенным выстоем в крайних положениях на примере шестизвенного механизма с приближенным выстоем путем последовательного соединения двух шарнирных четырехзвенников и кулисного механизма с двумя приближенными выстоями.

**Ключевые слова:** передаточный рычажный механизм, выстой, синтез, шарнирные четырехзвенники, кулисный механизм.

A novel synthesis method of the transfer link mechanisms with proximate dwell in the extreme positions is considered by the example of the six-link mechanism with proximate dwell by means of series connection of two pivoted four-link chains and rocker mechanism with two proximate dwells.

**Keywords**: transfer link mechanism, dwell, synthesis, pivoted four-link chains, rocker mechanism.

В настоящее время при синтезе механизмов с приближенным выстоем применяют два метода: метод, основанный на нахождении точки шатунной плоскости, которая во время выстоя выходного звена движется по траектории, близкой к дуге окружности или прямой линии, и метод последовательного соединения шарнирных четырехзвенников в крайних положениях выходных звеньев. Качество выстоев в механизмах, полученных первым методом, выше [1]. Оба метода [1, 2] использовались отдельно друг от друга. В статье предлагается синтез двух методов, который основывается на следующих положениях:

- 1) использование точки механизма, движущейся по траектории, максимально приближенной к дуге окружности или прямой линии, во время выстоя выходного звена:
- 2) использование свойства последовательно соединенных четырехзвенников в предельных положениях;
- 3) использование приближения двух дуг окружностей разных радиусов, имеющих две общие

точки, выражающееся в том, что отклонение траекторий движения концов двух звеньев, описывающих дуги окружностей разных радиусов, выпуклости которых направлены в одну сторону, имеющих две общие точки, уменьшается при приближении и уменьшении значения центральных углов дуг окружностей траекторий, опирающихся на эти две общие точки.

Первое положение относится к первому методу, второе положение — ко второму, а третье положение является связывающим. Остановимся подробнее на третьем положении.

В шарнирном четырехзвеннике вблизи предельного положения большому углу поворота входного звена соответствует значительно меньший угол поворота выходного звена, т. е. имеем поворот на очень небольшой угол коромысла, конец которого описывает дугу окружности. К концу коромысла присоединим звено, связанное другим концом с исполнительным звеном, соединенным со стойкой. Шарнир, соединяющий это звено с исполнительным звеном, должен нахопо одну сторону шарниром крепления коромысла к стойке относительно дуги окружности, описываемой концом коромысла, и совпадать с биссектрисой угла качания коромысла, соответствующего выстою, во время прохождения коромыслом положений, определяющих этот угол. Конец звена двигается вместе с концом коромысла по дуге окружности радиуса, равного длине коромысла. Для получения точного выстоя конец звена должен двигаться по дуге окружности радиуса, равного длине этого звена, т. е. погрешность выстоя находится в прямой зависимости от разницы между этими дугами окружностей, которая уменьшается при приближении значений радиусов. Разница между радиусами сокращается при приближении значений центральных углов дуг окружностей, проходящих через две общие точки.

Согласно работе [1] постановкой двух четырехзвенников в предельное положение можно получить четыре комбинации механизмов (рис. 1):

- а) ведущее звено и выстой в крайнем внешнем положении (рис. 1, a);
- б) ведущее звено в крайнем внешнем положении, выстой в крайнем внутреннем положении (рис.  $1, \delta$ );
- в) ведущее звено и выстой в крайнем внутреннем положении (рис.  $1, \theta$ );
- г) ведущее звено в крайнем внутреннем положении, выстой в крайнем внешнем положении (рис. 1, 2).

Используя все три положения предлагаемого метода, покажем, что погрешность выстоя в третьей комбинации (см. рис.  $1, \ \theta$ ) меньше, чем в других.

При повороте кривошипа AB на угол  $\phi_B$  (рис. 2), соответствую-

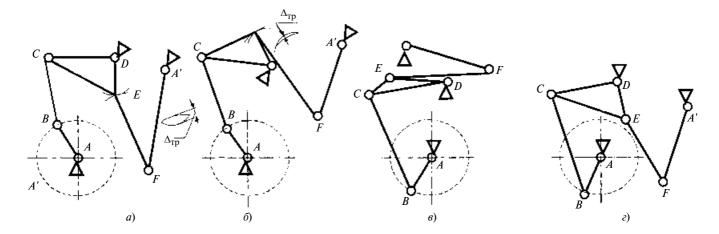


Рис. 1

щий выстою, коромысло  ${\it CD}$  отклоняется на угол  $\varepsilon_1$ . Допуская, что точка F' остается неподвижной, ее перемещение будет крайне незначительно. Будем считать, что звено CF' отклонится на угол  $\epsilon_2$  (на рис. 2 шарниры C и E' механизма АВСДГ'А' совмещены). Точка C движется по дуге окружности радиуса СД. Для получения точного выстоя необходимо, чтобы точка C двигалась по дуге окружности радиусом СГ'. Определяем максимальное отклонение реальной траектории от теоретически необходимой, что и будет являться аналогом погрешности выстоя. Максимальное отклонение окружности от ее хорды определяется формулой

$$\Delta_{\text{max}} = \frac{\sin(\varepsilon/2)}{\cot(\varepsilon/4)} R, \qquad (1)$$

где  $\epsilon$  — центральный угол дуги; R — радиус окружности.

Для второй и третьей комбинаций (см. рис. 1, a и  $\delta$ ) максимальное отклонение траектории имеет вид:

$$D_{\rm Tp} = \Delta_{\rm max1} - \Delta_{\rm max2}, \qquad (2)$$

где  $\Delta_{\max 1}$  и  $\Delta_{\max 2}$  — максимальные отклонения дуги с углами  $\epsilon_1$  и  $\epsilon_2$  и радиусами  $R_1$  и  $R_2$  от ее хорды.

Для первой и четвертой комбинаций (см. рис. 1, a и  $\epsilon$ ):

$$\Delta_{\rm Tp} = \Delta_{\rm max1} + \Delta_{\rm max2}. \tag{3}$$

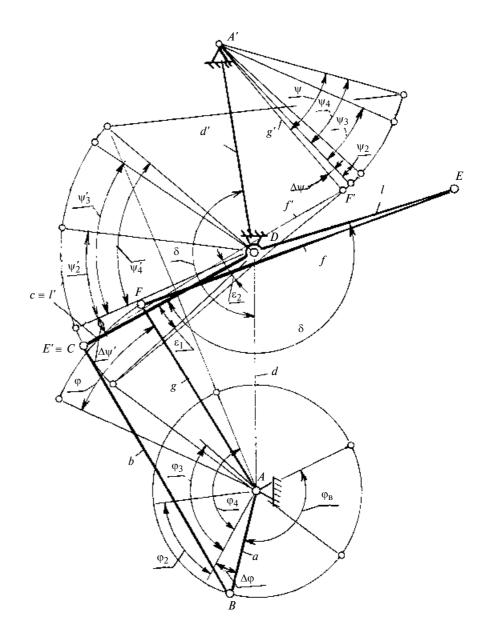


Рис. 2

Для второй комбинации (см. рис. 1,  $\delta$ ) получают выстой при крайнем внешнем положении ведущего звена AB, что приводит к увеличению угла  $\epsilon$  при неизменном угле  $\phi_B$ . При одном и том же угле  $\phi_B$  угол  $\epsilon$  будет больше при крайнем внешнем положении ведущего звена, чем при крайнем внутреннем положении. Докажем это.

Составим условие, при выполнении которого угол є будет меньше при крайнем внутреннем положении по сравнению с крайним внешним положением ведущего звена:

$$E = \frac{(Q + x_3)M + \sqrt{1 - (Q + x_3)^2}P}{x_3M + \sqrt{1 - x_3^2}P} , (4)$$

где  $Q=(2r\theta+\theta^2/2d); \theta=2a\cos(\phi_B/2);$   $r=a[\sqrt{(b/a)^2-\sin(\phi_B/2)^2}-\cos(\phi_B/2)]; M=x_1-x_4; P=$   $=\sqrt{1-x_1^2}-\sqrt{1-x_4^2}; x_1=[(a+b)^2-1-d^2]/2d; x_3=[r^2-1-d^2]/2d;$  a,b,d— приведенные длины соответственно кривошипа, шатуна, стойки при длине коромысла  $c=1; \phi_B$ — угол выстоя;

$$\varepsilon_{\rm BT} < \varepsilon_{\rm BHI}$$
 при  $E < 1$ , (5)

где  $\epsilon_{BT}$  и  $\epsilon_{BIII}$  — углы  $\epsilon$  при крайнем внутреннем и внешнем положениях, соответствуют одному значению угла  $\phi_B$ .

Величина E является отношением проекций положений конца коромысла, определяющих углы  $\varepsilon_{\rm BT}$  и  $\varepsilon_{\rm BШ}$ , на прямую, проходящую через крайние положения конца коромысла (рис. 3):

$$E = \Delta \varepsilon_{\rm BT} / \Delta \varepsilon_{\rm BIII}. \tag{6}$$

Предлагаемый алгоритм просчитан на компьютере. Значения a, b, d принимались в пределах от 0,1 до 5,0 с шагом 0,1 для углов

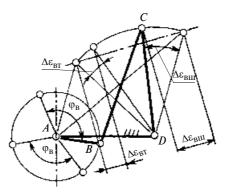


Рис. 3

 $\phi_{\rm B}=30,\,60,\,90,\,120^{\circ}$ . Расчеты показали, что условие (5) выполняется практически для всех рассмотренных значений  $a,\,b,\,d,$  соответствующих проворачиваемому кривошипно-коромысловому четырехзвеннику.

Отношение E > 1 справедливо при выполнении следующих условий: a + d = b + 1, 1 + a = b + d, но данные условия противоречат правилу Грасгофа о существовании кривошипа (проворачиваемость механизма). При возрастании значений b и d и угла  $\phi_{\rm R}$  и уменьшении значения а величина E возрастает. При  $\phi_B = 60^\circ$  $E_{\text{max}} = 1,823 \quad (a = 0,1;$ b = 4,1; d = 5,0); при  $\phi_B = 90^{\circ} -E_{\text{max}} = 3,144 \ (a = 0,1; \ b = 4,1;$ d = 5.0); при  $\phi_B = 120^\circ - E_{\text{max}} =$ = 20,601(a = 0,1;d = 5,0); при  $\phi_{\rm B} = 30^{\circ} - E_{\rm max} =$  = 2,575 (a = 0,7; b = 0,2; d = 0,5). Второе по величине значение  $E_2 = 1,3$  соответствует a = 0,1;b = 4.1; d = 5.0.

Для механизмов, длины звеньев которых удовлетворяют приведенным ниже неравенствам, но части неравенств незначительно отличаются друг от друга, условие (5) не выполняется, т. е. E > 1: a + d < b + 1, 1 + a < b + d. Например, для механизма с параметрами a = 0,1; b = 4,1; d = 5,0 E = 3,144 при  $\phi_B = 90^\circ$ , а для механизма с параметрами a = 0,2; b = 1,6; d = 2,4 E = 2,382 при  $\phi_B = 120^\circ$  правило Грасгофа не выполняется, однако для пара-

Таблица 1

а	b	d	Ε
0,1	4,2	5,0	1,16
0,1	4,2	5,0	1,16
0,1	4,2	5,0	1,16
0,1	4,2	5,0	1,16
0,1	4,2	5,0	1,16
0,1	4,2	5,0	1,16
0,2	4,2	5,0	1,16
0,2	4,2	5,0	1,16

метров, приведенных в табл. 1, правило Грасгофа выполняется.

Анализируя результаты расчетов, можно сделать вывод: при неизменных значениях параметров a и d, причем  $a \le 9d$ , значение b можно увеличивать примерно на 15 % практически для всех комбинаций длин звеньев, отвечающих условию: a+d=b+1. Для полученных механизмов правило Грасгофа выполняется, но не выполняется условие (5), т. е.  $\epsilon_{\rm BT} > \epsilon_{\rm BIII}$ . Такие механизмы

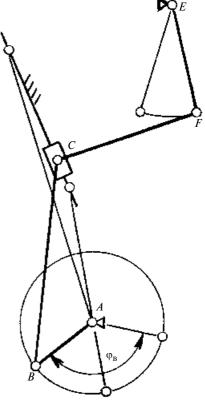


Рис. 4

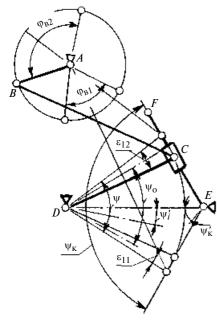


Рис. 5

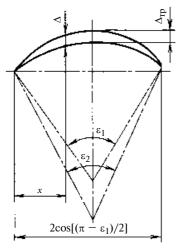


Рис. 6

имеют очень большой угол передачи (140 ÷ 460°) при крайнем внутреннем положении и небольшой угол размаха коромысла, что ставит под сомнение их практическое использование.

Учет всех трех положений метода при синтезе позволяет получить выстой в механизмах, выполненных по другой схеме. На рис. 4 показан механизм с выстоем, в котором вместо шарнир-

ного четырехзвенника используется кривошипно-ползунный механизм,  $\epsilon_1=0$ :  $\Delta_{\rm Tp}=\Delta_{\rm max2}$ .

На рис. 5 показана схема кривошипно-кулисного механизма с получением одного или двух выстоев,  $\epsilon_2=0$ :  $\Delta_{Tp}=\Delta_{max1}$ .

В ползунном механизме реальная траектория — прямая линия, к которой приближается дуга окружности, а в кулисном механизме реальная траектория — дуга окружности, к которой приближается прямая линия. В последней схеме возможно получение двух выстоев за цикл, причем продолжительность выстоев может быть как одинаковой, так и разной.

Предлагаемый метод, сохраняя все преимущества второго метода, т. е. простоту синтеза и возможность заранее выбрать длины звеньев, позволяет уменьшить погрешность выстоя.

Значения параметров  $\epsilon$  и  $\Delta_{\max}$  приведены в табл. 2 [формула (1) при R=1]. Из приведенных данных видно, что при увеличении угла  $\epsilon$  погрешность  $\Delta_{\max}$  возрастает нелинейно.

При выборе угла  $\epsilon_1$  следует стремиться к наименьшему значению, обеспечивающему необходимую продолжительность выстоя, кроме того, должно выполняться условие  $\epsilon_2 \le \epsilon_1$ .

Отношение длины коромысла CD (см. рис. 2) к длине звена CF', обозначим их как c и f, находится по формуле

$$f/c = \sin(\varepsilon_1/2)/\sin(\varepsilon_2/2). \tag{7}$$

С учетом формул (1) и (7) выражение (2) можно записать в виде:

$$\Delta_{\rm rp} = \left[ \frac{\sin(\varepsilon_1/2)}{\operatorname{ctg}(\varepsilon_1/4)} - \frac{\sin(\varepsilon_1/2)}{\operatorname{ctg}(\varepsilon_2/4)} \right] c. (8)$$

Погрешность выстоя как функция  $\Delta = F(x)$  рассчитывается по формуле (рис. 6):

$$\Delta = c \left\{ \left[ \sqrt{1 - \left\langle \cos\left(\frac{\pi - \varepsilon_1}{2}\right) - x \right\rangle^2} - \right. \right.$$

$$\left. - \sin\left(\frac{\pi - \varepsilon_1}{2}\right) \right] - \frac{\sin(\varepsilon_1/2)}{\sin(\varepsilon_2/2)} \times \left. \times \left[ \sqrt{1 - \left\langle \cos\left(\frac{\pi - \varepsilon_2}{2}\right) - \frac{x\sin(\varepsilon_2/2)}{\sin(\varepsilon_1/2)} \right\rangle^2} - \right. \right.$$

$$\left. - \sin\left(\frac{\pi - \varepsilon_2}{2}\right) \right] \right\}, \tag{9}$$

при 
$$0 \le x \le 2\cos\left(\frac{\pi - \varepsilon_1}{2}\right)$$
.

Рассмотрим последовательность синтеза механизма, показанного на рис. 2.

Исходные данные: передаточный закон движения  $\psi_i = f(\phi_i)$  i=1, 2, 3, 4; угол выстоя  $\phi_B$ ; показатель качества выстоя  $\Delta_{\rm Tp}$ ; угол размаха исполнительного звена в некотором интервале  $(1\pm\beta/2)\psi_{\rm cp}$ , где  $\beta$  выбирается в пределах  $0,05\div0,1$ ;  $\psi_{\rm cp}$  — среднее значение угла размаха.

1. Выбираем параметры входного четырехзвенника ABCD, обеспечивающие значение  $\varepsilon_1$  не более заданной величины ( $\varepsilon_1 \le \varepsilon_{\text{ДОП}}$ ),  $\varepsilon_{\text{ДОП}} = 10 \div 12^\circ$ , учитывая данные табл. 2, AB = a; BC = b; AD = d; CD = c = 1:

$$\epsilon_{1} = \epsilon_{3} - \epsilon_{4};$$

$$\cos \epsilon_{3} = d - x_{3};$$

$$x_{3} = (d^{2} + r^{2} - 1)/(2d);$$

$$\cos \epsilon_{4} = d - x_{4};$$

$$x_{4} = [d^{2} + (b - a)^{2} - 1]/(2d);$$

$$r = \sqrt{b^{2} - a^{2} \sin(\varphi_{B}/2)} - - a \cos(\varphi_{D}/2).$$
(10)

2. Определяем четыре пары углов:  $\phi_1$ ,  $\psi_1'$ ;  $\phi_2$ ,  $\psi_2'$ ;  $\phi_3$ ,  $\psi_3'$ ;  $\phi_4$ ,  $\psi_4'$ , где  $\psi_1'$  — угол поворота коромыс-

Таблица 2

ε°	2	4	6	8	10	12	14	16	18	20
$\Delta_{ ext{max}}$	0,00014	0,00061	0,00136	0,00244	0,00379	0,0055	0,00746	0,00972	0,01227	0,01522

ла CD, соответствующий углу  $\varphi_i$  поворота кривошипа AB, причем  $\varphi_1 = 0$ ,  $\psi_1' = 0$ ;  $\varphi_4$  — угол, определяющий положение кривошипа AB, при котором четырехзвенник ABCD находится в крайнем внешнем положении. Отсчет углов  $\varphi_i$  ведется от положения кривошипа AB, определяющего угол  $\varphi_B$  выстоя плюс некоторый угол  $\Delta \varphi = 5 \div 15^\circ$ . Соответственно отсчет углов  $\psi_i'$  ведется от некоторого угла  $\Delta \psi'$ , определяемого углом  $\Delta \varphi$ .

3. Рассчитываем по формуле (7) отношение звеньев СF' и CD:

$$\frac{CF'}{CD} = \frac{\sin(\varepsilon_1/2)}{\sin(\varepsilon_2/2)} = K;$$

$$\begin{split} \operatorname{ctg}(\varepsilon_2/4) &= \\ &= \frac{c\sin(\varepsilon_1/2)\operatorname{ctg}(\varepsilon_1/4)}{c\sin(\varepsilon_1/2) - \Delta_{\mathsf{TD}}\operatorname{ctg}(\varepsilon_1/4)} \,. \end{split}$$

4. Выполняем синтез выходного четырехзвенника DCF'A'. Исходные данные: передаточный закон движения, задаваемый четырьмя парами углов:  $\psi_1'$ ,  $\psi_1$ ;  $\psi_2'$ ,  $\psi_2$ ;  $\psi_3'$ ,  $\psi_3$ ;  $\psi_4'$ ,  $\psi_4$ , причем  $\psi_4 = \psi - \Delta \psi$ , где  $\Delta \psi - \psi$ гол привязки фиксированных положений коромысла A'F' к крайнему положению. Выбираем  $\Delta \psi = \beta \psi_{CP}$ ,  $CF'/CD \leqslant K$ . Синтез можно выполнять по методу, приведенному в работах [3, 4].

Строим кривую  $\coprod_{1234}$  — место расположения центра вращения кривошипа, находим на ней точки  $A_i$ , в которых параметры полученного четырехзвенника отвечают условию:  $CF'/CD = f'/e' \le K$ .

5. Полученные значения параметров e', f', g', d' четырехзвенника проверяем на значение угла  $\Delta \psi$  привязки. Из всех значений параметров e', f', g', d' выбираем те, при которых разность заданного и получаемого углов  $\Delta \psi$  минимальна. При этом выходной

четырехзвенник может быть непроворачиваемым.

6. Окончательно получив значения e', f', g', d', пристраиваем к входному четырехзвеннику *ABCD* выходной четырехзвенник DCF'A так, чтобы точка F' находилась на биссектрисе угла є1. Определяем угол в заклинивания, который измеряется между направлением стойки АД и стойки A'D. Определяем длины звеньев четырехзвенника *DEFA*, подобного четырехзвеннику DCF'A', при совмещении стоек обоих четырехзвенников:  $d/d' = \tau$ ;  $f = f'\tau$ ;  $g = g'\tau$ ;  $e = e'\tau$ .

Получаем механизм *ABCDEF*, представленный на рис. 2. Угол малого размаха  $\Delta \psi_{\rm Mp}$ , т. е. угол, на который будет отклоняться коромысло *FA* при выстое, находим по формуле  $\Delta \psi_{\rm Mp} \approx 2 {\rm arcsin}(\Delta_{\rm Tp}/2g)$ .

Рассмотрим последовательность синтеза механизма, показанного на рис. 5. Исходные данные: передаточный закон движения  $\psi_{ki} = f(\varphi_i), i = 1, 2, 3, 4;$  продолжительность одного из выстоев задается углом  $\varphi_{B1}$  или  $\varphi_{B2}$ ; угол  $\psi_K$  размаха исполнительного звена кулисы.

- 1. Угол  $\psi_0$  определяется как угол между биссектрисами углов  $\varepsilon_{11}$  и  $\varepsilon_{12}$ :  $\psi_0 = 180 \psi_{\kappa}$ .
- 2. Определяем углы  $\psi_i$  поворота коромысла DC, соответствующие углам  $\psi_{ki}$  поворота кулисы EF, из формулы для определения угла  $\psi_i'$ ,

$$\psi_{i'} = 90 - \psi'_{ki} - \arcsin\left(\frac{\sin\psi'_{ki}}{\cos(\psi_0/2)}\right),$$

где  $\psi_i'$  — угол поворота коромысла DC, отсчет от биссектрисы угла  $\psi_0$ ;  $\psi'_{ki}$  — угол поворота кулисы EF, отсчет от биссектрисы угла  $\psi_0$ .

- 3. Определяем угол  $\psi$  размаха коромысла DC:  $\psi = \psi_0 + (10 \div 15^\circ)$ .
- 4. Зная углы  $\psi_i$  и соответствующие им углы  $\phi_i$  (i=1,2,3,4), а также углы  $\psi$  размаха, выполним оптимизационный синтез шарнирного четырехзвенника ABCD с учетом дополнительных условий и получим параметры a,b,d четырехзвенника.
- 5. Если задан угол  $\phi_{B2}$ , то угол  $\epsilon_{12}$  определяем по формулам (10). Если же задан угол  $\phi_{B1}$ , то угол  $\epsilon_{11}$  определяем из выражений:

$$\varepsilon_{11} = \varepsilon_2 - \varepsilon_1; \cos \varepsilon_2 = x_2 - d;$$

$$x_2 = (d^2 + r_2^2 - 1)/(2d);$$

$$\cos \varepsilon_1 = x_1 - d;$$

$$x_1 = [d^2 + (a+b)^2 - 1]/(2d);$$

$$r_2 = \sqrt{b^2 - a^2 \sin(\phi_{B1}/2)^2} + a\cos(\phi_{B1}/2).$$

6. Определяем выстой, продолжительность которого не задавалась, и угол  $\epsilon_{11}(\epsilon_{12})$ :  $\epsilon_{11}=2(\psi-\psi_0)-\epsilon_{12}$ ;  $\epsilon_{12}=2(\psi-\psi_0)-\epsilon_{11}$ . Зная угол  $\epsilon_{11}$  ( $\epsilon_{12}$ ), можно графическим способом определить углы  $\phi_{\rm B1}$  и  $\phi_{\rm B2}$  выстоя.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Лихтенхельдт В.** Синтез механизмов. М.: Наука, 1964. 132 с.
- 2. **Артоболевский И. И., Левитский Н. И., Черкудинов С. А.** Синтез плоских механизмов. М.: Госфизмат, 1959. 550 с.
- 3. **Аскаров Е. С.** Механизмы с переменными параметрами кинематической схемы, их возможности и перспективы. Алматы: Айкос, 2000. 70 с.
- 4. **Аскаров Е. С.** Кинематический синтез передаточного шарнирного четырехзвенника с выполнением дополнительных условий // Вестник машиностроения. 2009. № 8. С. 17—20.

Р. Н. ХАМИТОВ, канд. техн. наук, Г. С. АВЕРЬЯНОВ, д-р техн. наук, А. Б. КОРЧАГИН, канд. техн. наук (Омский ГТУ)

# Рабочие процессы двухкамерного пневматического амортизатора с кратковременной коммутацией объемов

Рассматривается модель, описывающая рабочие процессы в объемах пневматического амортизатора с кратковременной коммутацией объемов и динамику амортизируемого объекта, которая позволяет определить закономерности фукционирования пневматических амортизаторов и их управляемых клапанных устройств при различных режимах работы.

**Ключевые слова:** пневматический амортизатор, режим работы, кратковременная коммутация объемов, демпфирование колебаний.

A model describing the working processes in the volumes of two-chamber air damper with short-time volumes commutation and damped object is considered. The model allows determine the working mechanisms of the air dampers and their controllable valve assemblies at different operating modes.

**Keywords**: air damper, operating mode, short-time volumes commutation, vibration damping.

Как показали исследования [1, 2], управляемые пневматические виброзащитные устройства наиболее полно удовлетворяют требованиям систем амортизации (СА) различных объектов, обеспечивая регулирование упругодемпфирующих характеристик и высокую виброзащиту, так как в качестве рабочего тела используется одна фаза — газ, поэтому нет необходимости в отдельных демпфирующих устройствах.

Для гашения колебаний предлагается пневматический амортизатор (ПА) с кратковременной коммутацией объемов (рис. 1), в котором демпфирование происходит в результате перетекания газа из одного объема в другой и обратно [1]. Режим работы ПА регулируется системой управления с помощью импульсного электродинамического клапана (ЭК) [3]. Конструкция клапана и его настройка определяют диапазон упругодемпфирующих характеристик ПА. Для оптимизации режимов работы ПА с коммутацией объемов необходимо описать их рабочие процессы через термодинамические параметры газа и получить общие дифференциальные уравнения, включая уравнения динамики амортизируемых объектов (АО), решение которых позволит выявить закономерности в работе ПА и управляемых клапанных устройств.

Термогазодинамические исследования рабочих процессов, как правило, ведутся в двух направлениях: устанавливается закономерность изменения массы газа при перетекании из одного объема ПА в другой и выявляются особенности преобразования энергии. В первом случае выводятся уравнения

термодинамического процесса и устанавливаются связи между различными параметрами газа. Во втором случае определяются количество теплоты, передаваемое газу, изменение его внутренней энергии и внешняя работа.

При работе ПА в его объемах находится неодинаковое количество газа. Рабочий объем изменяется, что приводит к изменению внутренней энергии. Работа dL, затрачиваемая на сжатие газа, увеличивает внутреннюю энергию dU, температура газа повышается. Некоторое количество теплоты dQ вследствие теплообмена передается стенкам ПА и в окружающую среду. Такие изменения незначительно влияют на колебательный процесс АО.

На работу ПА оказывают влияние также силы трения, возникающие в сопрягаемых деталях (например, резинокордная оболочка и направляющая арматура) вследствие деформации силового корда (каркаса) и оболочки, в направляющих роликах, в шарнирных элементах и т. д. Суммарная сила трения определяется опытным путем, т. е. при снятии рабочих характеристик ПА без демпфирующего устройства, и уточняется при свободных колебаниях АО. Экспериментальными исследованиями [4] было установлено, что суммарная сила трения в резинокордной оболочке (РКО) приближенно равна

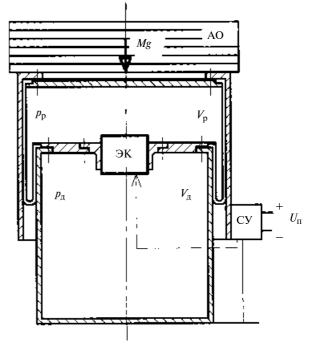


Рис. 1. Пневматический амортизатор

0.01 Mg (логарифмический декремент затухания  $\delta = 0.75$ ).

Демпфирующих свойств ПА, обусловленных теплоотдачей в окружающую среду и диссипацией энергии в РКО, недостаточно для интенсивного демпфирования колебаний АО. Поэтому требуются специальные гасители колебаний, обеспечивающие поглощение  $50 \div 70~\%$  энергии.

При работе ПА с дроссельными и клапанными устройствами движение, если рассматривать его в общем виде, очень сложный процесс: оно может быть установившимся и неустановившимся [5—7]. В первом случае скорость и другие параметры состояния газа в каждой точке рабочего и дополнительного объемов в течение времени не меняются, во втором случае — меняются. Возможно вихревое и невихревое движение газа [8]. В реальных условиях вследствие действия сил вязкого трения имеют место вихревые движения. Кроме того, различают адиабатическое течение, при котором не происходит теплообмена между потоком газа и внешней средой, и неадиабатическое течение, при котором теплота сообщается или отбирается [9].

Таким образом, с учетом свойств реальных газов решение конкретных практических задач истечения газов при переменном давлении из переменных объем вызывает значительные трудности. Само движение газа в общем случае является неустановившимся, что усложняет решение этих задач. Поэтому при исследовании термодинамических процессов в ПА для упрощения расчета будем использовать уравнение состояния идеального газа. Следует иметь в виду, что уравнение состояния можно применять только в тех случаях, если параметры газа во всем объеме будут одинаковые. Поэтому принимаем следующие допущения: рабочий газ в ПА подчиняется законам идеальных газов; вследствие кратковременности воздействия внешний теплообмен не учитывается и рабочий процесс в ПА считается адиабатическим; процессы выравнивания давления в объемах ПА при коммутации объемов происходят мгновенно; движение АО происходит в вертикальном направлении; эффективная площадь  $S_3$  ПА при движении АО не меняется; утечки газа из ПА отсутствуют.

Для определения термогазодинамических параметров в объемах выделим следующие режимы работы ПА.

<u>Первый режим</u> — процесс выравнивания давлений в объемах ПА. При этом давление  $p_{\rm д}$  газа в дополнительном объеме больше, чем давление  $p_{\rm p}$  газа в рабочем объеме:  $p_{\rm д} > p_{\rm p}$ , скорость вертикального перемещения  $\dot{z}_0 = 0$ , клапан открыт, происходит перетекание газа из дополнительного объема в рабочий:  $V_{\rm д} \to V_{\rm p}$ .

Второй режим — ПА в режиме сжатия, клапан закрыт,  $\dot{z}_0 < 0$ ,  $p_{\rm p} > p_{\rm L}$ .

<u>Третий режим</u> — процесс выравнивания давлений в объемах ПА. При этом  $\dot{z}_0 = 0, p_{\rm p} > p_{\rm д}$ , клапан открыт, происходит перетекание газа из рабочего объема в дополнительный:  $V_{\rm p} \to V_{\rm d}$ .

<u>Четвертый режим</u> — ПА в режиме отбоя, клапан закрыт,  $\dot{z}_0 > 0$ ,  $p_{\rm p} < p_{\rm L}$ .

Построим математическую модель динамики ПА при свободных колебаниях АО. Рассмотрим каждый режим работы ПА в отдельности.

<u>Первый режим.</u> В начале хода сжатия происходит выравнивание давлений в объемах ПА. Газ перетекает из дополнительного объема в рабочий. Уравнение первого закона термодинамики для рабочего объема имеет вид:

$$dU_{p} + dL_{p} = dQ_{\Delta m}, \tag{1}$$

где

$$dL_{p} = p_{p}dV_{p} \tag{2}$$

— элементарная работа, совершаемая газом при сжатии  $\Pi A$  (здесь  $\mathrm{d}V_\mathrm{p}$  — изменение рабочего объема при сжатии  $\Pi A$ );

$$dU_p = C_V T_p dm_p + C_V m_p dT_p \tag{3}$$

— изменение внутренней энергии в объемах (здесь  $C_V$  — удельная теплоемкость воздуха при постоянном объеме;  $T_{\rm p}$  и  $dT_{\rm p}$  — температура воздуха и ее изменение в рабочем объеме;  $m_{\rm p}$ ,  $dm_{\rm p}$  — масса воздуха и ее изменение в рабочем объеме ПА в текущий момент времени);  $dQ_{\Delta m} = C_{\rm p}T_{\rm d}dm_{\rm d\to p}$  — элементарное количество теплоты, вынесенное текущим газом с массой  $dm_{\rm d\to p}$  из дополнительного объема в рабочий (здесь  $T_{\rm d} = p_{\rm d}V_{\rm d}/(Rm_{\rm d})$  — температура воздуха в дополнительном объеме; R — газовая постоянная;  $m_{\rm d}$  и  $dm_{\rm d}$  — масса воздуха и ее изменение в дополнительном объеме ПА в текущий момент времени);  $C_{\rm p} = Rk/(k-1)$  — удельная теплоемкость воздуха при постоянном давлении (k-1)0 показатель адиабаты);  $C_{\rm p} = C_{\rm p}/k$ .

Тогда

$$dQ_{\Delta m} = \frac{k}{k-1} \frac{p_{\pi} V_{\pi}}{m_{\pi}} dm_{\pi \to p}.$$
 (4)

Из уравнения состояния газа получим:

$$pT_{\rm p} = \frac{p_{\rm p}\mathrm{d}V_{\rm p} + V_{\rm p}\mathrm{d}p_{\rm p} - RT_{\rm p}\mathrm{d}m_{\rm p \to \pi}}{Rm_{\rm p}}\,,$$

где  $\mathrm{d}p_\mathrm{p}$  — изменение давления газа в рабочем объеме при сжатии ПА.

Подставив значения  $C_V$  и  $\mathrm{d}T_\mathrm{p}$  в уравнение (3) и выполнив некоторые преобразования, получим:

$$dU_{p} = \frac{k}{k-1} (p_{p} dV_{p} + V_{p} dp_{p}).$$
 (5)

Использовав выражения (2), (4) и (5), уравнение (1) можно записать в виде:

$$\frac{dp_{p}}{dt} = -\frac{kp_{p}S_{3}\dot{z}_{0}}{V_{p0} + S_{3}z_{0}} + \frac{kp_{\pi}V_{\pi}}{V_{p}m_{\pi}} \frac{dm_{p \to \pi}}{dt}, \quad (6)$$

где  $S_9$  — эффективная площадь ПА;  $p_{p0}$ ,  $V_{p0}$  — давление газа в рабочем объеме и рабочий объем ПА при статическом положении АО;  $z_0$ ,  $\dot{z}_0$  — относительные перемещение и скорость АО.

Уравнение первого закона термодинамики для дополнительного объема имеет вид:  $dU_{\rm I\!I} + dL_{\rm I\!I} = -dQ_{\Delta m}$ 

Аналогично:  $\mathrm{d}\,U_{\mathrm{J}}=\frac{1}{k-1}\,(p_{\mathrm{J}}\mathrm{d}\,V_{\mathrm{J}} + V_{\mathrm{J}}\mathrm{d}p_{\mathrm{J}});$   $\mathrm{d}L_{\mathrm{J}}=p_{\mathrm{J}}\mathrm{d}\,V_{\mathrm{J}},$  где  $\mathrm{d}\,V_{\mathrm{J}}=0,$  так как  $V_{\mathrm{J}}=\mathrm{const.}$  Следовательно:

$$\mathrm{d}U_{\mathrm{A}} = \frac{1}{k-1} V_{\mathrm{A}} dp_{\mathrm{A}};$$
 
$$\mathrm{d}L_{\mathrm{A}} = 0;$$
 
$$dQ_{\Delta m} = \frac{k}{k-1} \frac{p_{\mathrm{A}} V_{\mathrm{A}}}{m_{\mathrm{A}}} \mathrm{d}m_{\mathrm{A} \to \mathrm{p}}.$$

Окончательно уравнение для дополнительного объема примет вид:

$$\frac{\mathrm{d}p_{\Pi}}{\mathrm{d}t} = -\frac{kp_{\Pi}}{m_{\Pi}} \frac{\mathrm{d}m_{\mathrm{p}\to\Pi}}{\mathrm{d}t}.$$
 (7)

Из теории истечения газов [7, 10] расход газа через проходное сечение клапана при коммутации объемов находится по формулам:

в докритическом режиме при  $p_{\rm II}/p_{\rm p} > 0,528$ 

$$\frac{\mathrm{d} m_{\mathrm{p} \to \pi}}{\mathrm{d} t} = \mu F_{\mathrm{KII}} \sqrt{\frac{2k}{k-1} \frac{p_{\pi} m_{\pi}}{V_{\pi}} \left[ \left( \frac{p_{\mathrm{p}}}{p_{\pi}} \right)^{(k-1)/k} - 1 \right]};$$

в критическом режиме при  $p_{\rm II}/p_{\rm p} \le 0.528$ 

$$\frac{\mathrm{d} m_{\rm p \to \pi}}{\mathrm{d} t} = \mu F_{\rm KM} \sqrt{\frac{2k}{k-1} \frac{p_{\rm m} m_{\rm m}}{V_{\rm m}} \left(\frac{2}{k+1}\right)^{2/(k-1)}},$$

(здесь  $F_{\rm KЛ}$  — площадь проходного сечения клапана;  $\mu$  — коэффициент расхода газа через клапан) или соответственно:

$$\frac{d m_{p \to \pi}}{dt} = \mu F_{K\Pi} \sqrt{\frac{2k}{k-1}} \frac{p_{p} m_{p}}{V_{p}} \left[ \left( \frac{p_{\pi}}{p_{p}} \right)^{k-1/k} - 1 \right];$$

$$\frac{d m_{p \to \pi}}{dt} = \mu F_{K\Pi} \sqrt{\frac{2k}{k-1}} \frac{p_{p} m_{p}}{V_{p}} \left( \frac{2}{k+1} \right)^{2/(k-1)}.$$
(8)

Система дифференциальных уравнений, описывающая первый режим работы ПА, с учетом уравнений (6)—(8) примет вид:

$$\begin{split} \frac{\mathrm{d}p_{\mathrm{p}}}{\mathrm{d}t} &= -\frac{kp_{\mathrm{p}}S_{\mathrm{s}}\dot{z}_{0}}{V_{\mathrm{p}0} + S_{\mathrm{s}}z_{0}} + \frac{kp_{\mathrm{\pi}}V_{\mathrm{\pi}}}{V_{\mathrm{p}}m_{\mathrm{\pi}}} \frac{\mathrm{d}m_{\mathrm{p}\to\pi}}{\mathrm{d}t}; \\ \frac{\mathrm{d}p_{\underline{\pi}}}{\mathrm{d}t} &= -\frac{kp_{\underline{\pi}}}{m_{\underline{\pi}}} \frac{\mathrm{d}m_{\mathrm{p}\to\pi}}{\mathrm{d}t}; \end{split}$$

$$\frac{\mathrm{d} m_{\mathrm{p} \to \mathrm{J}}}{\mathrm{d} t} = \mu F_{\mathrm{KJ}} \sqrt{\frac{2k}{k-1} \frac{p_{\mathrm{p}} m_{\mathrm{p}}}{V_{\mathrm{p}}} \left[ \left( \frac{p_{\mathrm{J}}}{p_{\mathrm{p}}} \right)^{(k-1)/k} - 1 \right]}$$
 при  $p_{\mathrm{J}}/p_{\mathrm{J}} \geqslant 0,528;$ 

$$\begin{split} \frac{\mathrm{d} m_{\mathrm{p} \to \mathrm{J}}}{\mathrm{d} t} &= \mu F_{\mathrm{K} \mathrm{J}} \sqrt{\frac{2 k}{k-1} \frac{p_{\mathrm{p}} m_{\mathrm{p}}}{V_{\mathrm{p}}} \Big(\frac{2}{k+1}\Big)^{2/(k-1)}} \\ &\quad \text{при } p_{\mathrm{J}} / p_{\mathrm{p}} \leqslant 0,528; \\ V_{\mathrm{p}} &= V_{\mathrm{p}0} + S_{\mathrm{9}} z_{\mathrm{0}} + V_{\mathrm{J}}; \\ &\dot{z}_{\mathrm{0}} &= \mathrm{d} z_{\mathrm{0}} / \mathrm{d} t; \end{split}$$

$$M\ddot{z} = (p_p - p_{\perp})S_9 - Mg - R_{\Sigma}(\operatorname{sign}\dot{z}_0) - \ddot{z}_{\Pi}(t),$$

где  $\ddot{z}$  — относительное ускорение AO;  $\ddot{z}_{\Pi}$  — абсолютное ускорение основания ПА; M — масса AO; g — ускорение свободного падения;  $R_{\Sigma}$  — сила трения, зависящая от скорости движения AO.

Второй режим — клапан закрыт.

Система дифференциальных уравнений имеет вид:

$$\begin{split} \frac{\mathrm{d}p_{\mathrm{p}}}{\mathrm{d}t} &= -\frac{kp_{\mathrm{p}}S_{9}z_{0}}{V_{\mathrm{p}0} + S_{9}z_{0}};\\ \dot{z}_{0} &= dz_{0}/\mathrm{d}t;\\ M\ddot{z} &= (p_{\mathrm{p}} - p_{\mathrm{a}})S_{9} - Mg - R_{\Sigma}(\mathrm{sign}\dot{z}_{0}) - \ddot{z}_{\Pi}(t), \end{split}$$

где  $p_{\rm a}$  — атмосферное давление.

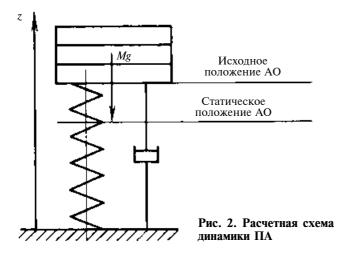
<u>Третий режим</u> — выравнивание давлений в объемах ПА, при этом  $\dot{z}_0=0$ , клапан открыт,  $p_{\rm p}>p_{\rm д}$ ,  $V_{\rm p}\to V_{\rm d}$ .

Система дифференциальных уравнений имеет вид:

$$\begin{split} \frac{\mathrm{d}p_{\mathrm{p}}}{\mathrm{d}t} &= -\frac{kp_{\mathrm{p}}S_{\mathrm{3}}\dot{z}_{0}}{V_{\mathrm{p}0} + S_{\mathrm{3}}z_{0}} + \frac{kp_{\mathrm{p}}}{m_{\mathrm{p}}}\frac{\mathrm{d}m_{\mathrm{p}\to\pi}}{\mathrm{d}t};\\ \\ \frac{\mathrm{d}p_{\pi}}{\mathrm{d}t} &= \frac{kp_{\mathrm{p}}V_{\mathrm{p}}}{m_{\mathrm{p}}V_{\mathrm{p}}}\frac{\mathrm{d}m_{\mathrm{p}\to\pi}}{\mathrm{d}t}, \end{split}$$

где  $\mathrm{d} m_{\mathrm{p} \to \mathrm{д}}$  — масса газа, перешедшая из рабочего объема в дополнительный:

$$\frac{\mathrm{d}m_{\mathrm{p}\to\mathrm{д}}}{\mathrm{d}t} = \mu F_{\mathrm{K}\mathrm{J}} \sqrt{\frac{2k}{k-1}} \frac{p_{\mathrm{д}}m_{\mathrm{J}}}{V_{\mathrm{J}}} \left[ \left(\frac{p_{\mathrm{p}}}{p_{\mathrm{J}}}\right)^{(k-1)/k} - 1 \right]$$
 при  $p_{\mathrm{J}}/p_{\mathrm{p}} > 0,528$ ;



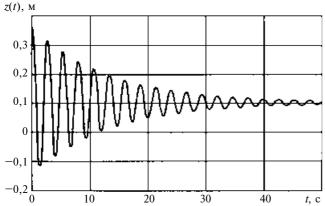


Рис. 3. Изменение координаты z(t) при отключенном электроклапане (работает только рабочий элемент ПА)

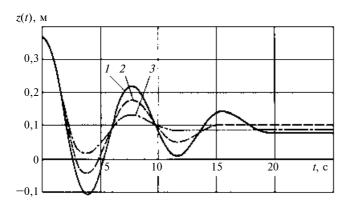
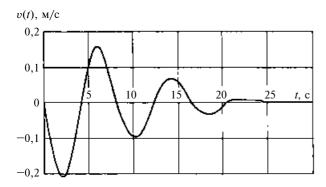


Рис. 4. Изменение координаты z(t) при  $\beta^* = 1$  (1), 2 (2) и 3 (3)



**Рис. 5.** Изменение скорости  $\upsilon(t)$  при  $β^* = 1$ 

$$\begin{split} \frac{\mathrm{d} m_{\mathrm{p} \to g}}{\mathrm{d} t} &= \mu F_{\mathrm{K} \Pi} \sqrt{\frac{2k}{k-1}} \frac{p_{\mathrm{H}} m_{\mathrm{H}}}{V_{\mathrm{H}}} \left(\frac{2}{k+1}\right)^{2/(k-1)} \\ &\quad \text{при } p_{\mathrm{H}} / p_{\mathrm{p}} \leq 0,528; \\ V_{\mathrm{p}} &= V_{\mathrm{p}0} + S_{3} z_{0} + V_{\mathrm{H}}; \\ &\dot{z}_{0} = d z_{0} / d t; \end{split}$$

$$M\ddot{z} = (p_p - p_a)S_9 - Mg - R_{\Sigma}(\operatorname{sign}\dot{z}_0) - \ddot{z}_{\Pi}(t).$$

Система дифференциальных уравнений имеет вид:

$$\frac{\mathrm{d}p_{\mathrm{p}}}{\mathrm{d}t} = -\frac{kp_{\mathrm{p}}S_{\mathrm{3}}z_{0}}{V_{\mathrm{p}0} + S_{\mathrm{9}}z_{0}};$$
$$\dot{z}_{0} = \mathrm{d}z_{0}/\mathrm{d}t;$$

$$M\ddot{z} = (p_{\rm p} - p_{\rm a})S_9 - Mg - R_{\Sigma}({\rm sign}\dot{z}_0) - \ddot{z}_{\Pi}(t).$$

Далее процессы в объемах ПА повторяются.

Динамику ПА исследовали при исходных данных:  $M=75~000~{\rm kr}$ ; средний диаметр РКО  $d_{\rm cp}=0.575~{\rm m}$ ;  $S_3=\pi d_{\rm cp}^2/4=0.26~{\rm m}^2$ ; температура в начале хода сжатия  $T=308~{\rm K}$ ;  $p_{\rm p0}=10~{\rm M/S_3}=2.888\cdot 10^6~{\rm Ha}$ ;  $V_0=0.63~{\rm m}^3$ ; дополнительный  $V_{\rm д0}=V_0/2=0.315~{\rm m}^3$ ; и рабочий  $V_{\rm p0}=V_0-V_{\rm д0}=0.315~{\rm m}^3$  объемы в статическом положении ПА; суммарная масса газа в статическом положении ПА  $m_\Sigma=p_{\rm p0}V_0/(10~{\rm RT})=2.058~{\rm kr}$ ; в исходном положении ПА поднят на высоту  $z_0=0.365~{\rm m}$ ; рабочий  $V_{\rm p}=V_{\rm p0}+zS_3=0.41~{\rm m}^3$  и дополнительный  $V_{\rm q}=V_{\rm q0}=0.315~{\rm m}^3$  объемы в исходном положении ПА; давление в рабочем  $p_{\rm p}=p_{\rm p0}V_0/(V_{\rm p}+V_{\rm q})=2.511\cdot 10^6~{\rm Ha}$  и дополнительном  $p_{\rm q}=p_{\rm p}=2.511\cdot 10^6~{\rm Ha}$  и дополнительном положении ПА; масса газа в рабочем  $m_{\rm p}=m_\Sigma V_{\rm p}/(V_{\rm p}+V_{\rm q})=1.164~{\rm kr}$  и дополнительном  $m_{\rm q}=m_\Sigma-m_{\rm p}=0.895~{\rm kr}$  объемах в исходном положении ПА; начальная скорость  $v_0(z_0)=0$ ;  $R=287~{\rm Дж/(kr\cdot K)}$ ;  $\mu=0.7$ ; k=1.41.

Расчет следует начинать с исходного положения АО (рис. 2). Свободные колебания АО затухали около статического положения АО. По результатам расчета динамики ПА с импульсным электроклапаном были построены зависимости изменения параметра z(t) при отключенном электроклапане (рис. 3), различных значениях отношения объемов  $\beta^* = V_{\rm I}/V_{\rm p0}$  ПА при статическом положении АО (рис. 4) и параметра v(t) при  $\beta^* = 1$  (рис. 5).

Исследования показали, что ПА обеспечивает интенсивное демпфирование свободных колебаний. Кривые свободных колебаний позволили также установить, что демпфирование с включенным электроклапаном позволило сократить время затухания колебаний АО с 40 до  $10 \div 15$  с в зависимости от значения параметра  $\beta^*$ . Наибольшее демпфирование ПА наблюдалось в первый период колеба-

ний. Это объясняется тем, что с увеличением относительных перемещений увеличивается перепад давлений в объемах, а диссипация энергии колебаний в ПА зависит в первую очередь от перепада давлений. Кроме того, демпфирование возрастает с увеличением параметра  $\beta^*$ .

Таким образом, ПА с кратковременной коммутацией объемов обеспечивает значительное улучшение демпфирующих свойств колебательной системы.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Пат. 2325568 РФ:** М. Кл. F 16 F 9/04, В 60 G 11/26. Пневматическая подвеска.
- 2. **Аверьянов Г. С., Зензин Ю. А., Белицкий В. Д.** Рабочий цикл пневматического амортизатора с активным управлением термодинамическими параметрами газа // Динамика машин и рабочих процессов: Межвуз. сб. науч. тр. Челябинск: ЧПИ, 1985. С. 144—149.

- 3. **Хамитов Р. Н.** Синтез системы управления импульсным электродинамическим клапаном пневмоамортизатора // Справочник. Инженерный журнал. 2008.  $\mathbb{N}_2$  2. C. 62—64.
- 4. **Новоженин А. А., Фитилев Б. Н.** Экспериментальные исследования постоянной демпфирования ПА с РКО // Динамика систем: Межвуз. сб. науч. тр. Омск: ОмПИ, 1975. Вып. 2. С. 71—75.
- 5. **Балакшин О. Б.** Пропускная способность реальных проточных элементов пневматических газовых устройств // Автоматизация научных исследований в машиностроении и приборостроении. М.: Наука, 1971. С. 186—266.
- 6. **Герц Е. В.** Пневматические приводы. Теория и расчет. М.: Машиностроение, 1969. 359 с.
- 7. **Дмитриев Г. Д., Градецкий В. Г.** Основы пневматики. М.: Машиностроение, 1973. 360 с.
- 8. **Мамонтов М. Л.** Вопросы термодинамики газа переменной массы. М.: Оборонгиз, 1961. 226 с.
- 9. **Герц Е. В., Крейнин Г. В.** Динамика пневматических приводов автоматов. М.: Машиностроение, 1964. 236 с.
- 10. **Ястржембский А. С.** Техническая термодинамика. М.: ГЭИ, 1960. 496 с.

УДК 629.12.037:621.357

Н. К. САНАЕВ, В. П. ТЫНЯНСКИЙ, кандидаты технических наук (Дагестанский ГТУ, г. Махачкала), А. Ф. ДОРОХОВ, д-р техн. наук (Астраханский ГТУ)

# Улучшение условий приработки пары трения "втулка цилиндра — поршневое кольцо" технологическими методами

Приведены результаты исследования по улучшению условий приработки поршневых ДВС путем нанесения на поверхность цилиндра меди и антифрикционного покрытия. Определены оптимальные режимы, обеспечивающие повышение качества поверхности и уменьшение времени приработки.

**Ключевые слова:** пара трения, цилиндр ДВС, поршневые кольца, антифрикционное покрытие, шероховатость поверхности, приработка.

Investigation results on improvement of bedding conditions of piston-type internal-combustion engine by putting of copper layer and antifriction covering on the cylinder surface have been presented. Optimal operating modes ensuring the surface quality improvement and the bedding time decrease have been determined.

**Keywords**: friction pair, cylinder of the piston-type internal-combustion engine, piston rings, antifriction covering, surface roughness, bedding.

Анализ износов основных деталей ДВС свидетельствует о том, что наименьшей износостойкостью и надежностью обладают цилиндровые втулки и поршневые кольца. Повышенный износ цилиндровой втулки вызывает увеличенный расхода масла, уменьшает компрессию и увеличивает угар. Твердость частиц нагара может возрастать до  $800\ HB$ , т. е. в  $3\div4$  раза превышает твердость материала втулки, а это вызывает значительное изнашивание цилиндропоршневой группы (ЦПГ).

Существенное снижение скоростей изнашивания основных деталей дизелей обеспечивается правильным выбором материалов сопрягаемых деталей для конкретных условий работы, видов покрытия и термообработки, состоянием поверхностных слоев и склонностью сопрягаемых пар к приработке.

Материал цилиндровой втулки, работающей в условиях высоких температур и давлений, должен обладать высокими прочностью, коррозионной стойкостью и износостойкостью. К таким материалам относится высококачественный чугун специального химического состава (табл. 1), из которого изготовляют втулки для дизелей Ч8,5/11 и Ч9,5/11.

С целью сокращения времени приработки и повышения износостойкости пары "цилиндровая втулка — поршневое кольцо" предлагается поверхность втулки покрывать медью. Известно, что приработка деталей упрощается, если поверхности сопрягаемых элементов имеют разную твердость и многофазные структуры. Износостойкость материала с зернистой структурой, например, чугуна,

Таблица 1 Химический состав, %, чугуна

	С	Si	Mn	Примеси					
Связка	Общее	31	IVIII	P	Cr	Ni	S		
0,6÷0,9	2,7÷3,1	1,5÷1,9	0,8÷1,2	0,3	≤0,3	≤0,5	≤0,12		

Станок		стота ия, мин <sup>-1</sup>	Натяг на	Подача,	Число двойных	Ra,	Общая ма	сса щетки, г	Площадь покрываемой	Толщина медного	
Станок	щетки	втулки	сторону, мм	м/мин	ходов стола	MKM	до обработки	после обработки	поверхности, см <sup>2</sup>	покрытия, мкм	
3A227	8000	950	0,1	2	2	0,63	843,732	427,04	427,04	14	

меньше износостойкости материала с пластинчатой структурой.

При нанесении на чугун тонкого слоя меди практически устраняется развитие усталостных разрушений, а вследствие избирательного переноса металла с одной контактирующей поверхности на другую практически устраняется износ на этапе приработки.

Для покрытия рабочей поверхности втулки слоем меди использовали медную щетку. Операцию проводили на внутришлифовальном станке 3А227. Заготовку устанавливали в трехкулачковом патроне с помощью разрезной втулки. Радиальное биение внутренней поверхности втулки диаметром 85 мм не превышало 0,02 мм. Медную щетку закрепляли на оправке и устанавливали в шпинделе задней бабки. Щетка представляла собой алюминиевую кассету с вставленными пучками (8 шт.) медной проволоки диаметром 0,5 мм. В каждом пучке по 219 проволок длиной l = 35 мм. Рабочая часть пучка (вылет) составляла  $\delta = 3$  мм. Частота вращения щетки регулировалась с помощью шкивов клиноременной передачи. Сила прижатия щетки к внутренней поверхности втулки составляла 310 Н. После нанесения слоя меди поверхность контролировалась микрометрированием. Толщину медного покрытия определяли измерением массы [1] взвешиванием на аналитических весах медной щетки до и после нанесения покрытия (табл. 2).

Исследования показали, что операцию омеднения следует проводить после окончательного хонингования. В этом случае обеспечивается равномерность покрытия с параметром шероховатости  $Ra=0.78\,$  мкм. Общий расход меди при средней толщине покрытия  $h_{\rm cp}=14\,$  мкм составил  $5.23\,$  г.

Недостатком данной технологии является трудность обеспечения требуемой шероховатости поверхности по всей длине втулки из-за сравнительно малой жесткости шлифовальной бабки и втулки. Поэтому для дальнейшего совершенствования данного способа были исследованы способы омеднения иглохонингованием и нанесения антифрикционного приработочного покрытия (ПАП). Для обеспечения требуемой шероховатости нанесенного слоя были изготовлены специальные хонинговальные бруски из медной проволоки диаметром 0,32 мм. Подготовку поверхности под хонингова-

ние выполняли также иглохонингованием, используя металлические щетки в качестве абразива.

Для установления оптимальных по обеспечению требуемой шероховатости параметров обработки: подачи  $v_{\Pi}$  хона, окружной скорости  $v_{\text{O}}$  хона, удельной силы  $F_{\text{y}}$  прижатия, использовали метод математического планирования эксперимента. Было сделано предположение, что зависимость изменения показателя Ra от параметров обработки (факторов) можно представить уравнением регрессии степенного вида:  $Ra = Cv_{\text{O}}^{\alpha}v_{\text{H}}^{\beta}F_{\text{y}}^{\gamma}$ , где C — постоянная.

Полный факторный эксперимент позволил раздельно оценить коэффициенты при линейных членах и эффектах взаимодействия. Для каждого фактора были выбраны число уровней и шаг варьирования (табл. 3). Опыты проводили в соответствии с матрицей планирования (табл. 4).

На основании данных табл. 4 были определены коэффициенты регрессии при линейных эффектах и эффектах взаимодействия. Исключив коэффициенты при эффектах взаимодействия по дисперсии параметра оптимизации по результатам четырех опытов, в центре плана  $S_{bi}=0,00095$  и доверительного интервала  $\Delta b_{i/t}=0,0027$ , получили уравнение регрессии (t— критерий Стьюдента):

$$Y = 0.2920 - 0.16125X_1 - 0.1775X_2 + 0.1575X_3$$
.

Дисперсный анализ показал адекватность математической модели. Оценка адекватности проводилась по критерию Фишера [2]. Так как для степеней свободы f=4 и  $f_1=3$  критерий  $F_{\rm T}=9,1,$  а расчетный критерий Фишера  $F_{\rm p}=1,75,$  т. е.  $F_{\rm p} < F_{\rm T},$  следовательно, линейная модель адекватна

Таким образом, предлагаемая методика позволяет при сравнительно малом числе опытов опре-

Таблица 3 Уровни факторов и кодовые обозначения

Уровень	Обозна-	Режи	м резани	Кодовые обозначения			
фактора	чение	<i>v</i> <sub>0</sub> , м/мин	<i>v</i> <sub>п</sub> , м/мин	$F_{\mathrm{y}}$	$X_1$	<i>X</i> <sub>2</sub>	$X_3$
Верхний Основной Интервал варьирования	$^{+1}_{0}_{\Delta X_{i}}$	137,5 98,5 39	16 10,6 5,4	10 6,3 3,7	+ 0 -	+ 0 -	+ 0 -

	Po	ежим резани	Я	Кодовые обозначения				Функции отклика				
Номер опыта	$v_{ m o}$	$v_{\Pi}$	$F_{ m V}$	$X_0$	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$X_1, X_2$	$X_1, X_3$	$X_2, X_3$	$X_1, X_2, X_3$	Ra
	M/N	иин	1 y	21()	Al	A	Аз	$\Lambda_1, \Lambda_2$	$A_1, A_3$	A2, A3	$A_1, A_2, A_3$	
1	59,5	5,2	10	+	_	_	+	+		-	+	0,688
2	137,5	5,2	2,6	+	+	_	_	_	_	+	+	0,228
3	59,5	16	2,6	+	_	+	_	_	+	_	+	0,233
4	137,5	16	10	+	+	+	+	+	+	+	+	0,129
5	59,5	5,2	2,6	+	_	_	_	+	+	+	_	0,449
6	137,5	16	2,6	+	+	_	+	_	+	_	_	0,515
7	59,5	5,2	10	+	_	+	+	_	_	+	_	0,445
8	137,5	16	10	+	+	+	_	+	_	_	_	0,347
9	98,5	10,6	6,3	+	0	0	0	_	_	_	_	0,460
10	98,5	10,6	6,3	+	0	0	0	_	_	_	_	0,391
11	98,5	10,6	6,3	+	0	0	0	_	_	_	_	0,415
12	98,5	10,6	6,3	+	0	0	0	_	_	_	_	0,295

делить параметрическое уравнение для наименьшего показателя Ra при переменных значениях исследуемых факторов.

После подстановки кодированных значений факторов и потенцирования получим зависимость показателя  $\it Ra$  от исследуемых факторов хонингования:

$$Ra = \frac{66,86 F_{y}^{0,3310}}{v_{0}^{0,4848} v_{y}^{0,2294}}.$$
 (1)

В этом случае толщина омедненного слоя находится в пределах  $20 \div 25$  мкм. Это объясняется тем, что усилие прижатия восьмибрусковой хонингованной головки составило 1000~H, а ранее составляло 310~H.

В результате моторных испытаний дизелей 4Ч8,5/11 с серийными втулками цилиндров (без омеднения зеркала цилиндра) и с втулками, обработанными по предлагаемой технологии, было установлено, что продолжительность приработки сократилась с 60 до 47 ч (т. е. на 22 %). Время приработки определялось измерением показателей рабочего процесса дизеля: удельного расхода топлива; удельного расхода масла; температуры отработавших газов; температуры масла на выходе на режиме номинальной мощности, начиная с момента окончания сдаточных испытаний дизеля после сборки и до стабилизации показателей рабочего процесса.

Из существующих методов снижения потерь на трение в ЦПГ дизеля и улучшения приработки наиболее известным является метод формирования регулярных микрорельефов на одной или более контактирующих поверхностях [3], что позволяет при сравнительно невысокой трудоемкости метода получать удовлетворительные результаты [4]. Более сложным в конструкционном и технологическом плане является метод плосковершинного хонинго-

вания зеркала цилиндровой втулки, на которое после хонингования наносится антифрикционное приработочное покрытие многокомпонентного состава: 9 % фторопласта; 76 % графита; 10 % олова; 5 % меди.

# Последовательность хонингования втулок цилиндров

Первая операция — черновое хонингование алмазными брусками зернистостью 160/125 мкм, частота вращения хонинговальной головки n=100 мин $^{-1}$ , скорость возвратно-поступательного движения хонинговальной головки  $v_{\rm BII}=31$  дв. ходов/мин, давление разжима хонинговальных брусков по манометру станка p=1,3 МПа; СОЖ: 70 % керосина, 30 % минерального масла.

Вторая операция — получистовое хонингование с СОЖ алмазными брусками зернистостью 100/80 мкм, n=100 мин $^{-1}$ ,  $v_{\rm BH}=31$  дв. ходов/мин; p=1,0 МПа.

Третья операция — чистовое хонингование с СОЖ алмазными брусками зернистостью 80/60 мкм, n=100 мин $^{-1}$ ,  $v_{\rm BII}=31$  дв. ходов/мин; p=0,4.

Угол скрещивания глубоких рисок влияет на угар масла. Оптимальным считается угол скрещивания  $43 \div 55^{\circ}$ , при угле меньше  $43^{\circ}$  возникает сухое трение, больше 55° — расход масла на угар увеличивается. С учетом этого подбирают соотношение скоростей возвратно-поступательного и возвратновращательного движений ПО формуле  $\alpha = \arctan(v_{\rm BH}/v_{\rm BD})$ , где  $v = \pi dn/1000$ , d — диаметр обрабатываемого отверстия; n — частота вращения хонинговальной головки. По техническим характеристикам станка СС60736 для получения сетки с углами скрещивания рисок 43 ÷ 55° необходимы следующие параметры обработки:  $v_{\rm BH} = 24 \div 31$  дв. ходов/мин;  $n = 80 \div 100 \text{ мин}^{-1}$ .

Четвертая операция — обезжиривание зеркала цилиндра струей моющего раствора (5 г/л кальцинированной соды, 30 г/л каустической соды, 2 г/л технического нитрида натрия); температура раствора 40 °C, давление струи 0,4 МПа, время очистки 1 мин.

Пятая операция — полирование без СОЖ антифрикционными безалмазными брусками; связка бруска М5-15;  $n=100\,$  мин $^{-1};\;v_{\rm BH}=31\,$  дв. ходов/мин;  $p=0,3\div0,4\,$  МПа.

После обработки приработочным и антифрикционными брусками на поверхности зеркала цилиндра образуется система микронеровностей, состоящая из глубоких впадин от хонингования алмазными брусками и площадок с шероховатостью после окончательного хонингования безалмазными брусками в результате частичного срезания выступов исходного профиля и частичного заполнения рельефа антифрикционным материалом.

Для контроля шероховатости поверхности и параметров контактных профилей использовали профилограф-профилометр мод. 252/201 с графической регистрацией профиля.

Для оценки расчетных результатов проведены испытания дизелей 4Ч9,5/11 номинальной мощностью  $N_{\rm e}=26~{\rm kBr}$  при частоте вращения коленчатого вала  $1800~{\rm muh}^{-1}$ . Средний удельный расход  $g_{\rm e}$  топлива для дизеля с цилиндровыми втулками с ПАП составил  $238~{\rm r/(kBr\cdot u)}$ , тогда как с серийными деталями составляет  $243~{\rm r/(kBr\cdot u)}$ .

Для расчета сил трения в ЦПГ использовали следующие данные: среднее эффективное давление  $p_{\rm Te}=0,561$  МПа; индикаторная диаграмма рабочего процесса с шагом 5° поворота коленчатого вала; диаметр цилиндра  $D_{\rm ц}=0,95$  м; высота кольца  $h_{\rm K}=2,5\cdot 10^{-3}$  м; средняя скорость поршня  $C_{\rm \Pi}=6,6$  м/с; коэффициент динамической вязкости  $\eta=6\cdot 10^{-3}$  Па · с масла на рабочем двигателе при температуре  $170\div 175$  °C; радиус фаски кольца  $\rho=0,3\cdot 10^{-3}$  м; площадь поверхности прилегания кольца  $F_{\rm K}=7,46\cdot 10^{-4}$  м²; площадь поверхности юбки поршня  $F_{\rm lo}=0,017$  м²; число цилиндров z=4; ход поршня S=0,11 м; потери мощности на трение в подшипниках коленчатого вала  $N_{\rm Tp.KB}=1,825$  кВт; насосные потери  $N_{\rm H.\Pi}=1,42$  кВт; потери на привод агрегатов и вспомогательных механизмов  $N_{\rm BC.M}=1,619$  кВт; среднее давление кольца от сил собственной упругости  $p_{\rm y}=18,1$  Н; разность давлений над кольцом и под ним; результаты динамического расчета.

Расчет показал, что масляный зазор между юбкой поршня и цилиндром опытной ЦПГ составил 0,05 мм (для серийной ЦПГ зазор составляет 0,038 мм), что обусловлено более правильной формой поршня в нагретом состоянии и снижением не-

равномерности деформаций. Силы трения: юбки — 105,4 H (для серийной ЦПГ 126,6 H); колец — 57,6 H (для серийной ЦПГ 68,4 H).

Для оценки влияния ПАП на трение поршневых колец проанализируем уравнение [5]

$$R_{\rm Tp.K} = \left(\frac{8\sqrt{2}}{3\pi}\right)^{2/3} p_A^{2/3} \left(\frac{\eta C_m}{\rho}\right)^{1/3} F_{\rm K}.$$
 (2)

Первый сомножитель в формуле (2) — величина постоянна, он равен 1,13 и характеризует трение кольца по смазанной маслом цилиндровой втулке без ПАП. Поскольку суммарная сила трения всех колец поршня серийного дизеля  $R_{\text{тр.к}}^{\text{c}} = 68,4 \text{ H}$ , то значение произведения остальных сомножителей равно 60,53 Н, что справедливо для двигателя с опытной ЦПГ. Сила трения для ЦПГ опытного образца определяется по формуле (1):  $R_{\text{тр. K}}^{\text{o}} = 57,6 \text{ H}.$ Следовательно, новое значение первого сомножителя формулы (2) для опытной ЦПГ составит 0,9516. Таким образом, установлено, что формула (2) не является универсальной для определения силы трения поршневых колец, несмотря на то, что удовлетворяет ряду условий для большинства двигателей.

Нанесение многокомпонентного антифрикционного приработочного покрытия на зеркало цилиндра позволило уменьшить силы трения в ЦПГ, увеличить механический КПД дизеля на 1,6%, что уменьшило удельный расход топлива на  $4\div 5$  г/(кВт·ч), и сократить время приработки ЦПГ на 32%.

Исследования показали, что сравнительно несложные конструкторско-технологические методы могут улучшить условия приработки поршневых ДВС, снизить потери на преодоление сил трения, а следовательно, повысить механический КПД, эффективный КПД и ресурс двигателя. Данный метод можно использовать при проектировании новых и модернизации существующих двигателей, в том числе и в условиях небольших предприятий малого и среднего бизнеса.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Валитов А. М., Шилов Г. И.** Приборы и методы контроля толщины покрытий. Справочное пособие. Л.: Машиностроение, 1970. 120 с.
- 2. Планирование экспериментов при поиске оптимальных условий / Ю. П. Адлер и др. М.: Наука, 1971. 283 с.
- 3. **Шнейдер Г. Ю.** Технология финишной обработки давлением: Справочник. СПб.: Политехника, 1998. 414 с.
- 4. **Дорохов А. Ф.** Уменьшение потерь мощности на преодоление сил трения в цилиндропоршневой группе ДВС // Двигателестроение. 1999. № 3. С. 18—21.
- 5. **Шабшаевич Б. Э.** Расчет силы трения в цилиндропоршневой группе тракторного дизеля // Тракторы и сельскохозяйственные машины. 1973. № 12. С. 45—47.

А. Н. ОСТРИКОВ, д-р техн. наук, О. В. АБРАМОВ, канд. техн. наук (Воронежская государственная технологическая академия)

## Разработка САПР шнековых рабочих органов экструдеров

Для создания экструдеров нового поколения на основании структурно-параметрического синтеза разработана САПР рабочего органа.

**Ключевые слова:** экструдер, САПР, шнек, структурно-параметрический синтез, оптимизация параметров, прочностные характеристики, минимизация затрат.

The CAD system of screw actuator, based on a structural-parametric synthesis and intended for creation of new generation extrusion machines, has been designed.

**Keywords:** extrusion machine, CAD, screw, structural-parametric synthesis, parameters optimization, mechanical properties, cost minimization.

Сегодня становится нормой объединение в единый цикл экспериментальных исследований, конструирования, расчета и подготовки рабочей документации на разрабатываемое оборудование. В России в настоящее время наблюдается дефицит качественных программных средств для автоматизированного проектирования, в частности экструзионного оборудования. Приобретение программных продуктов требует значительных затрат, что повышает стоимость проектно-конструкторских работ. Поэтому создание отечественных систем автоматизированного проектирования (САПР) сегодня весьма актуально.

С этой целью была разработана САПР шнековых рабочих органов экструдеров, позволяющая рассчитать оптимальные технологические и конструктивные параметры оборудования при условиях обеспечения требуемого качества и минимизации энергозатрат с ограничениями по прочности материала шнека.

Для структурно-параметрического синтеза объекта была создана модель параметров эффекта (ПЭ) на основе внутренней характеристики системы (напряженное состояние экструдируемого материала) [1].

Множество ПЭ может быть представлено в виде:

$$U_l = U_l(M, K, P, G), \tag{1}$$

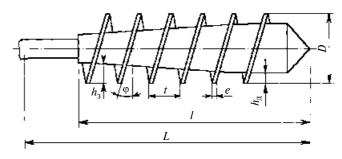
где I — множество качеств и свойств разрабатываемого технического объекта; M — множество свойств обрабатываемого продукта; K — множество кинематических параметров процесса; P — множество структурных параметров, невыражаемых в единицах измерения физических величин (число формующих каналов, число заходов шнека и т. д.); G — множество геометрических параметров экструдера.

Параметры эффекта имеют многоуровневую структуру. На первом уровне находятся ПЭ, определяемые непосредственно из внутренней характеристики системы: производительность Q, мощность N сил полезного сопротивления, которую можно вычислить, проинтегрировав касательные напряжения в канале шнека. На втором уровне — ПЭ, определяемые с помощью ПЭ первого уровня: энергоемкость процесса (находится как N/Q). На третьем уровне расположены параметры, определяемые с помощью ПЭ второго уровня: КПД — отношение энергии, затраченной на превращение расплава экструдата, окончательно сформировавшегося в зоне дозирования экструдера, в готовый продукт, к энергии, подводимой непосредственно к обрабатываемому материалу шнеком.

Оптимизация ПЭ сводится к отысканию максимального КПД при выполнении ограничений, наложенных на ПЭ первого и второго уровней. Множество ограничений оптимальной поверхности ПЭ формируется лицом, принимающим решения и выполняющим оптимизацию.

Таким образом, структурно-параметрический синтез технического объекта (экструдера) можно выполнить на множествах M, K, P и G. Членами этих множеств могут быть только показатели, входящие во внутреннюю характеристику системы. Задача определения внутренней характеристики сводится к решению системы нелинейных уравнений численными методами. ПЭ вычисляются при различных комбинациях членов множеств M, K, P и G.

Следующим этапом задачи является нахождение оптимального решения по нескольким параметрам. Существуют различные методы отыскания такого решения, например метод рабочих характеристик, суть которого состоит в определении оптиму-



**Рис. 1. Схема экспериментального шнека:** D — наружный диаметр; L — длина; l — рабочая длина; e — осевая толщина винтовой линии; t — шаг винтовой нарезки;  $h_3$  — глубина канала в зоне загрузки;  $h_{\rm д}$  — глубина канала в зоне дозирования;  $\phi$  — угол наклона винтовой нарезки

ма одного из ПЭ (например  $u_x$ ), а все остальные параметры переводятся в разряд ограничений типа равенств, т. е. решается задача нахождения  $u_{1\max}$  при  $u_2=u_{20};\ u_3=u_{30};\ ...;\ u_p=u_{po}.$  Найденное максимальное значение одного параметра ( $u_{1\max}$ ) будет зависеть от фиксированных значений остальных ( $u_{20},u_{30},...,u_{po}$ ). Такая зависимость называется рабочей поверхностью:

$$u_{1\text{max}} = f_{p}(u_{20}, u_{30}, ..., u_{p0}).$$

Для ее нахождения осуществляется определение значений  $u_{1\max}$  при всех интересующих проектировщика комбинациях параметров  $u_{20}, ..., u_{po}$ .

Рабочая поверхность, рассматриваемая как функция одного из своих аргументов при фиксированных значениях других, называется рабочей характеристикой. Необходимым и достаточным условием совпадения рабочей поверхности и оптимальной является строгая монотонность рабочей поверхности, т. е. монотонно убывающий характер всех соответствующих ей рабочих характеристик.

При этом ограничения ПЭ имеют вид [1]:

$$u_l \leqslant U_l^d;$$
 (2)

$$U_l^k \le u_l \le U_l^t; \tag{3}$$

$$U_l^n \le u_l, \tag{4}$$

где  $U_l^d$ ,  $U_l^k$ ,  $U_l^t$ ,  $U_l^n$  — возможные уровни ограничения ПЭ.

Параметры технологического процесса, выбранные в качестве ПЭ, должны характеризовать его эффективность и качество получаемого экструдированного продукта.

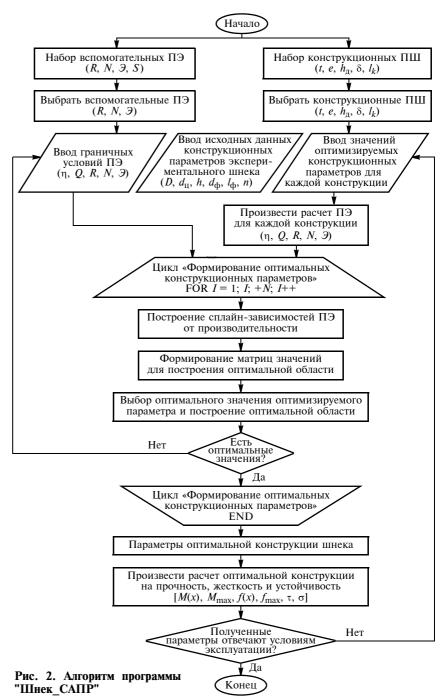
Исследователь до начала оптимизации должен определить ограничения ПЭ в виде неравенств (2), (3) или (4). При построении рабочих характеристик первого, второго и так далее до *l*-го вспомогательного параметра следует включать эти ограничения в число определяемых значений, причем таким образом, чтобы в область допустимых значений попало достаточное число функциональных зависимостей рабочих характеристик.

Тогда в принятой системе координат функциональные зависимости на рабочей поверхности ограничат, если

имеется, оптимальный участок. При необходимости он может быть ограничен значениями первого и второго основных ПЭ в виде  $u_{o1} = \text{const}$  и  $u_{o2} = \text{const}$ .

На основании предложенной методики структурно-параметрического синтеза объекта [1] была разработана САПР "Шнек\_САПР" [2], позволяющая проводить расчет технологических и конструктивных параметров одношнекового экструдера, расчет на прочность, жесткость и устойчивость, а также осуществлять векторную оптимизацию технологических параметров шнека.

В качестве ПЭ были выбраны: КПД  $\eta$  ( $u_{o1}$  — первый основной параметр); производительность Q



экструдера ( $u_{02}$  — второй основной параметр); мощность N сил полезного сопротивления шнека ( $u_{\rm p1}$  — вспомогательный параметр); нагрузка R на рабочие органы экструдера, зависящая от максимального давления продукта в предматричной зоне ( $u_{\rm p2}$  — вспомогательный параметр); энергоемкость  $\mathcal P$  процесса экструзии ( $u_{\rm p3}$  — вспомогательный параметр).

Был проведен анализ экспериментального одношнекового экструдера с переменной глубиной канала шнекового рабочего органа, схема которого представлена на рис. 1.

САПР "Шнек\_САПР" разработана в среде Borland C++ Builder с подключением математических библиотек пакета MATLAB 6.5. Программа (рис. 2) реализована в виде мастера построения оптимальных областей и анализа оптимальной конструкции шнека по основным прочностным характеристикам. При расчетах использовали методики, представленные в работах [1, 4].

При пуске файла "shneksapr.exe" на экране компьютера появляется главное окно программы, в котором необходимо выбрать модель шнека для анализа (например, "шнек экспериментальный 1"), указать модельную среду (материал, экструдируемый шнеком), задать список оптимизируемых параметров шнека (их можно выбрать по одному кнопкой ">" или списком кнопкой ">>"), а также список вспомогательных ПЭ, для ограничения оптимальной области.

После определения всех исходных данных при нажатии кнопки "Далее >" появляется следующее окно (рис. 3), в котором надо ввести исходные данные для расчета: параметры шнекового рабочего органа, невключенные в список оптимизируемых, а также ограничения вспомогательных ПЭ. Выбрав подменю "Файл/Загрузить", исследователь может использовать данные ПЭ из файла, полученные в результате расчета или эксперимента. На основании исходных геометрических параметров шнека генерируется несколько (в нашем случае пять) конструкций с различными значениями оптимизируемых параметров, из которых в дальнейшем будет осуществляться выбор наиболее оптимальных.

После выбора (или ввода) определенных технологических параметров шнека на экране отображаются ПЭ для различных конструкций. В данном случае они сортируются по второму основному параметру — производительности. Проводится интерполяция кубическим сплайном.

Интерполяция выполняется для первого вспомогательного параметра  $u_{\rm p1}$  от второго основного  $u_{\rm o2}$ ; второго вспомогательного  $u_{\rm p2}$  от  $u_{\rm o2}$ ; третьего вспомогательного  $u_{\rm p3}$  от  $u_{\rm o2}$ ; первого основного  $u_{\rm o1}$  от второго основного  $u_{\rm o2}$ . Получаем зависимости:  $u_{\rm p1} = f(n_j, \ u_{\rm o2}); \ u_{\rm p2} = f(n_j, \ u_{\rm o2}); \ u_{\rm p3} = f(n_j, \ u_{\rm o2}); \ u_{\rm o1} = f(u_{\rm o2}),$  где  $n_j$  — значения исследуемой вход-

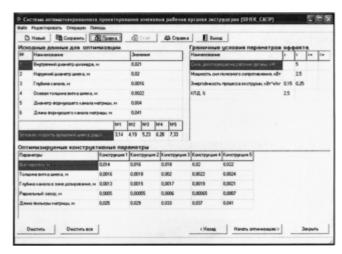


Рис. 3. Определение исходных параметров для оптимизации

ной величины при неизменных, заданных пользователем остальных входных показателях,  $j=1,\,2,\,...,\,J$ . Все полученные зависимости строятся при постоянном значении некоторого конструктивного параметра, влияние которого исследуется. Число семейств диаграмм на характеристике обусловлено числом вариантов конструкции.

Далее находим минимальные и максимальные значения каждого параметра для всех вариантов конструкции, т. е. получаем диапазоны изменения этих показателей. Пользователь должен задать ограничения по трем вспомогательным параметрам, в данном случае по мощности N, нагрузке R и энергоемкости  $\mathcal{P}$ .

Таким образом, получаем от первого параметра матрицу  $u_{o2}(J, 5)$  значений, а также аналогичные матрицы от второго и третьего параметров. Затем по сплайнам зависимостей первого основного параметра от второго  $u_{o1} = f(u_{o2})$  и установленным значениям  $u_{o2}(J, 5)$  находим значения первого основного параметра. По вновь полученным точкам строим кубический сплайн  $u_{o1} = f(n_j, u_{o2})$  при  $u_{o1} = \text{const.}$  Затем по оптимальным кривым устанавливается оптимальная область для одношнекового экструдера заданной конструкции с параметрами, определенными согласно условиям (2)—(4).

При выборе пункта меню "Оптимальная область" по полученным данным строятся графические зависимости (рис. 4). На экране отображаются оси координат первого и второго основного параметров, производятся масштабирование и разбивка по осям x и y, наносится координатная сетка. Строятся кривые  $u_{01} = f(n_j, u_{02})$  при  $u_{p1} = \text{const}, u_{01} = f(n_j, u_{02})$  при  $u_{p2} = \text{const}, u_{01} = f(n_j, u_{02})$  при  $u_{p3} = \text{const}$ . На экране дисплея оптимальная область, если таковая имеется, обозначается, например, в виде звездочек синего цвета (или закрашивается).

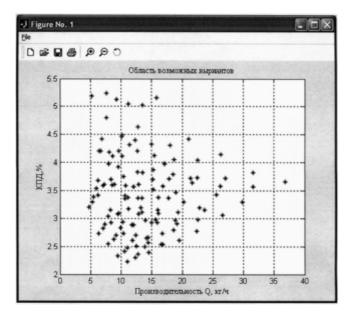


Рис. 4. Построение оптимальной области



Рис. 5. Трехмерное изображение оптимальной конструкции шнека и значения оптимальных параметров

Оптимизацию одношнекового экструдера проводили по максимальному значению КПД, поскольку он является "сверткой" наибольшего числа выбранного нами комплекса ПЭ данной машины. Остальные ПЭ выступают в виде ограничений оптимальной области, которые введены согласно условиям (2)—(4): R < 5 кH; N < 2,5 кВт; 0,15 < 9 < 0,25 кВт  $\cdot$  ч/кг;  $\eta > 2,5$  %.

Оптимизации подвергаются все элементы множеств конструктивных и геометрических параметров. Порядок оптимизации элементов существенного значения не имеет, однако должно быть выполнено условие: определение оптимального значения каждого следующего конструктивного или геометрического параметра не должно приводить к снижению достигнутой перед этим величины КПД.

Рассматривалась задача оптимизации геометрических параметров экспериментального одношнекового экструдера, в ходе которой использовались реологические характеристики экструдированного продукта из черствого и деформированного хлеба [3]. Расчеты проводились при влажности модельной среды 12 % и угловых скоростях шнека 3,14; 4,19; 5,23; 6,28; 7,33 рад/с (см. рис. 1).

В результате проведенной оптимизации (см. рис. 4) геометрических параметров рабочих органов одношнекового экструдера было достигнуто повышение КПД с 2,75 до 6,73 % без изменения энергетических затрат и при сохранении качества получаемого продукта вследствие уменьшения сопротивления его течению.

После нахождения оптимальных параметров шнекового рабочего органа необходимо выполнить расчет данной конструкции по прочностным характеристикам для определения возможности практического применения конструкции шнека при заданных условиях. Для этого необходимо на панели меню выбрать команду "Опции/Расчет" прочностных характеристик.

Для осуществления данного расчета необходимо в открывшемся окне задать материал, из которого изготовлен шнек. Программа позволяет проводить расчет следующих характеристик: кругящего момента, напряжения кручения, максимального изгибающего момента, максимального прогиба и максимального напряжения. Результаты выдаются в табличном виде для различных значений частоты вращения n.

В отдельном окне выводятся значения оптимальных параметров и трехмерное изображение спроектированного шнека в динамике (рис. 5).

Предлагаемая САПР "Шнек\_САПР" позволяет моделировать рациональные конструкции шнековых рабочих органов экструзионных машин, определять их оптимальные технологические и конструктивные параметры, выполнять расчеты шнеков на прочность, жесткость и устойчивость, что позволило разработать ряд перспективных конструкций экструдеров нового поколения.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Зубкова Т. М.** Повышение эффективности работы одношнекового экструдера для производства кормов на основе параметрического синтеза: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. Оренбург: Оренбургский гос. аграр. ун-т. 2006. 39 с.
- 2. **Свидетельство** о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2008611815. Система автоматизированного проектирования шнековых рабочих органов экструдеров.
- 3. **Остриков А. Н., Абрамов О. В., Рудометкин А. С.** Экструзия в пищевых технологиях. СПб.: ГИОРД, 2004. 288 с.
- 4. **Автоматизированное** проектирование и расчет шнековых машин / М. В. Соколов, А. С. Клинков, О. В. Ефремов и др. М.: Машиностроение-1, 2004. 248 с.

А. П. ПЕРЕКРЕСТОВ, канд. техн. наук (Астраханский ГТУ)

# Повышение смазочной способности малосернистых дизельных топлив

Представлены схемы запатентованных трибометров, предназначенных для исследования и изучения смазочных свойств новых противоизносных магнитных присадок.

**Ключевые слова:** дизельное топливо, смазочные свойства, магнитные присадки, трибометры.

The schemes of patented tribometers, intended for study and investigation of lubrication properties of new wear-preventive magnetic additives, have been presented.

**Keywords:** diesel fuel, lubrication properties, magnetic additives, tribometers.

Повышение смазочной способности высокоочищенных от серы дизельных топлив вызвало необходимость разработки присадок. Современные присадки выпускаются на основе магнитных жидкостей. Так как магнитная жидкость легко позиционируется с помощью магнитного поля, то это, естественно, навело на мысль об использовании ее в качестве смазочной среды. Управление положением такой среды и ее доставкой в зону трения не представляет труда, однако возникает вопрос о ее смазочных свойствах [1].

В последнее время наблюдается резкое ужесточение требований к качеству дизельных топлив и, несмотря на различие в спецификациях разных стран, четко прослеживается тенденция к снижению содержания в них серы. В ближайшие годы предполагается ужесточение норм на содержание серы (до 10 %) и полициклических ароматических углеводородов (до 2 %) [2, 3].

Российские нефтеперерабатывающие заводы выпускают в небольших количествах и исключительно на экспорт дизельные топлива, соответствующие европейским стандартам, с использованием зарубежных присадок EN-228 (бензины) и EN-590 (дизельные топлива). Однако рано или поздно высококачественные топлива придется использовать и в России, тогда зависимость от импорта скажется в полной мере [4, 5].

По эффективности отечественные противоизносные присадки аналогичны зарубежным. В последние годы наметилась тенденция к созданию присадок, способных вытеснить импорт с российского рынка. Например, новая отечественная присадка представляет собой жидкость на основе дизельного топлива с добавленными в него мицеллами, содержащими оксид железа (Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>) и олеиновую кислоту [6]. Молекулы олеиновой кислоты адсорбируются на поверхности магнетита в результате хемосорбции. Оксид железа, входящий в мицеллу, характеризуется низким сопротивлением

сдвигу и является пластической смазкой, уменьшающей коэффициент трения и интенсивность изнашивания поверхностей в местах их соприкосновения. Молекулы олеиновой кислоты, входящие в состав мицелл, предотвращают их слипание и дают возможность находиться во взвешенном состоянии в жидкости. Оксид железа Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> (магнетит) имеет характеристику: молекулярная масса — 231,54; цвет темно-красный; плотность —  $5,11 \text{ г/см}^3$ . Олеиновая кислота (октадецен-9-овая кислота)  $C_8H_{17}CH =$ = СН(СН<sub>2</sub>)<sub>7</sub>—СООН представляет собой бесцветную жидкость с температурой кипения 286 °C плотностью 0,9 г/см<sup>3</sup>. Длина молекулы олеиновой кислоты 2 нм. Средняя величина мицеллы составляет 10 нм. Намагниченность насыщения порядка 10 кА/м. Присадка предназначена для работы в слабых магнитных полях  $\xi \ll 1$  [где  $\xi$  — функция Ланжевена  $L(\xi)$ ] с напряженностью  $20 \div 40$  кА/м. Основа мицеллы представляет собой молекулы твердой пластичной смазки оксида железа, а окружающие молекулы являются олеиновой кислотой с содержанием веществ в присадке, мас. %: Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> — 0,00001;  $C_{18}H_{34}O_2 - 0,0001$ ; дизельное топливо до 100.

При лабораторных испытаниях дизельного топлива с введением описанной выше присадки получены следующие результаты. При испытании на трибометре, аналогичном HFRR, при температуре 60 °С в течение 45 мин в высокоочищенном от серы дизельном топливе (менее 500 %) смазочная способность (диаметр пятна износа) составила 540 мкм. При введении в топливо предлагаемой присадки и создании напряженности внешнего магнитного поля в зоне трения 30 кА/м смазочная способность при многократных испытаниях составила 230 ÷ 250 мкм. При уменьшении концентрации присадки в 10 раз смазочная способность топлива падает и соответствует 430 мкм, а при увеличении концентрации в 10 раз смазочная способность топлива соответствует 220 мкм. Экономически более выгодно применять предлагаемую концентрацию присадки.

С целью совершенствования присадок данного типа и создания новых были разработаны трибометры, позволяющие определить смазочную способность дизельного топлива с учетом влияния физических параметров магнитного поля на эффективность работы применяемых присадок: трибометр с постоянным магнитом [7] и трибометр с переменным электромагнитным полем [8].

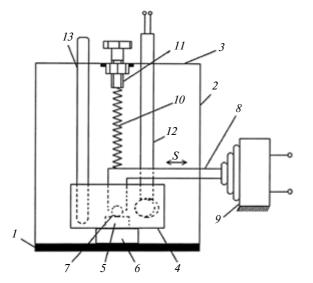


Рис. 1. Конструктивная схема трибометра с постоянным магнитом

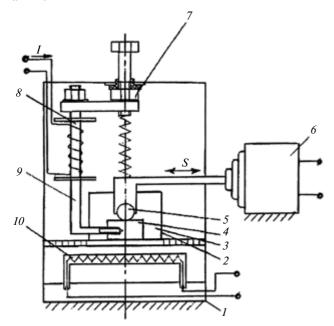


Рис. 2. Конструктивная схема трибометра с дросселем

Конструкции созданных приборов состоят из пары трения: подвижный образец (шарик) и неподвижный образец (пластинка). При возвратно-поступательном движении шарика относительно пластинки с высокой частотой под действием нагружающих сил поверхности шарика и пластинки, помещенных в камеру с испытуемой жидкостью, изнашиваются.

При исследованиях необходимо придерживаться определенной методики проведения экспериментов. Источник (постоянный магнит либо дроссель), создающий магнитное силовое поле, должен быть расположен так, чтобы обеспечивались стабильная намагниченность неподвижного образца и образование на нем смазочного слоя определенной толщины. Эти параметры можно изменять, устанавливая

различные по своим характеристикам источники поля или изменяя их число в приборе. Изменяя режим работы нагревательного элемента, можно менять температуру испытуемой жидкости и поддерживать ее в определенном диапазоне (например 60 °С). Частицы магнитной присадки притягиваются к поверхности трения неподвижного образца. По истечении 45 мин под микроскопом измеряют диаметр пятна износа на неподвижном образце. Чем меньше диаметр пятна, тем меньше интенсивность изнашивания и, следовательно, лучше смазочные свойства топлива.

В процессе работы трибометра металлоплакирующие частицы магнитной присадки осаждаются на металлических поверхностях трения и удерживаются на них под действием магнитного поля. При изменении напряженности магнитного поля изменяется толщина смазочного слоя, чем достигаются оптимальные смазочные свойства присадок [9].

Рассмотрим конструктивную схему трибометра с постоянным магнитом (рис. 1). Рама состоит из неподвижного основания 1 с закрепленными на ней прямоугольными стойками 2, соединенными перекладиной 3. На раме устанавливается емкость (испытательная камера) 4 для дизельного топлива, в которое помещается закрепленный неподвижный образец 5. Снизу под испытательной камерой по центру устанавливается постоянный магнит 6 в виде цилиндра. К образцу 5 с помощью нагружающего устройства прижимается подвижный образец 7 в виде шара, получающий возвратно-поступательное движение от устройства 9 через шток 8. Частота возвратно-поступательного движения шарика 50 Гц, амплитуда 1 мм. Нагружающее устройство состоит из тарированной пружины 10 и подвижного ползуна 11. Нужное давление подвижного образца на неподвижный создается изменением длины пружины. Для поддержания требуемой температуры в процессе проведения опытов в перекладине закреплены нагревательный элемент 12 и термометр 13.

На рис. 2 приведена схема трибометра с дросселем в качестве источника магнитного поля. Он имеет корпус 1, ванну 2 с углеводородной средой 3, в которую помещают неподвижный 4 (пластинка) и подвижный (шарик) 5 образцы. Подвижный образец 5 соединен с вибратором 6 и может совершать возвратно-поступательное движение с высокой частотой. Нагрузочное устройство 7 и сердечник 9 дроссельной катушки с магнитопроводом 8 жестко соединены с неподвижным образцом 4. Элемент 10 обеспечивает нагрев углеводородной среды до оптимальной температуры. Диапазон напряженности электромагнитного поля, создаваемого прибором, составляет  $0 \div 1, 2 \cdot 10^6$  А/м.

Для определения качества магнитных присадок в процессе экспериментальных исследований необходимо было установить: диапазон напряженности H магнитного поля в зоне действия присадок;

## Цикл статей

## "Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"

(под общей редакцией академика Российской академии космонавтики и Российской инженерной академии, д-ра техн. наук Ю. Н. Дроздова)

УДК 621.891

П. И. МАЛЕНКО, канд. техн. наук (ТулГУ, г. Тула)

# Исследования влияния температур на дискретных множественных контактах на триботехнические свойства пар трения скольжения со смазочным материалом

В математической форме представлено стохастическое температурное поле, отражающее температурные процессы на площадках контакта шероховатых поверхностей при трении со смазочным материалом. Установлена взаимосвязь между стохастическим температурным полем и триботехническими свойствами поверхностей в виде коэффициента трения. Даны практические рекомендации для конкретных пар трения.

Ключевые слова: стохастические температуры, адгезия, локальный коэффициент трения, динамические диаграммы состояния, спектральная плотность температур.

A stochastic temperature field in the mathematical form is presented, which reflects the temperature processes on the contact pads of rough surfaces at friction with lubricating stuff. The interconnection between stochastic temperature field and tribotechnical properties of the surfaces via the friction coefficient has been stated. Practical recommendations for specific friction pairs have been given.

Keywords: stochastic temperatures, adhesion, local friction coefficient, dynamic constitution diagrams, temperature spectrum density.

Под дискретными множественными контактами понимается совокупность площадок контактирования длиной  $d_i$ , образующихся под действием давления о на микровыступах шероховатых поверхностей. При этом площадки имеют разные размеры и располагаются на поверхности трения случайным образом. При трении на них образуется стохастическое температурное поле, определяемое температурами  $T_{\rm BCH}$  вспышки, которое затем трансформируется в стохастическое поле поверхностных

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 31)

скорость движения частицы в исследуемой жидкости при наличии магнитного поля; силу сцепления частиц присадки с металлической поверхностью и др. Поэтому задача заключалась в изучении влияния магнитного поля на динамику движения магнитных частиц присадки и на физико-технические свойства магнитной жидкости с помощью как теоретических расчетов, так и экспериментальных данных. Для нахождения оптимальной конфигурации магнитного поля в рабочей зоне трения был изменен магнитопровод трибометра [10]. На рис. 3 (см. обложку, с. 2) показаны различные трибометры.

Для создания новых отечественных присадок, способных успешно конкурировать на рынке дизельного топлива с импортными присадками, необходимы не только новые противоизносные присадки, имеющие в своей основе механизмы магнитных структурированных жидкостей, но и новые приборы для их исследования и совершенствования.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Берковский Б. М., Медведев В. Ф. Краков М. С. Магнитные жидкости. М.: Химия, 1989. 240 с.

- 2. **Данилов А. М.** Присадки к топливу // Химия и технология топлив и масел. 2007. № 2. С. 47—56.
- 3. Дизельные топлива и присадки, допущенные к лрименению в 2001—2004 гг. / Т. М. Митусова, Е. Е. Сафонова, Г. А. Брагина, Л. В. Бармина // Нефтепереработка и нефтехимия. 2006. № 1. С. 12—19.
- 4. Получение компонентов дизельных топлив, соответствующих требованиям евростандарта / О. В. Трофимов, М. И. Басыров, А. В. Ефремов и др. // Нефтепереработка и нефтехимия. 2008. № 4, 5. С. 90—93.
- 5. Соколов В. В., Туровский Ф. В. Технические требования к качеству моторных топлив для современной и перспективной автомобильной техники // Мир нефтепродуктов. 2004. № 2. С. 22—25. 6. Пат. 2276681 Рос. Федерации: МПК 7 С10L 1/18.
- Противоизносная присадка.
- 7. Пат. 70579 Рос. Федерации: МПК G01N 3/56. Трибометр.
- 8. Пат. 72069 Poc. Федерации: МПК G01N 3/56. Трибометр.
- 9. Перекрестов А. П., Чанчиков В. А. Разработка и применение трибометра нового типа для изучения смазочных свойств дизельного топлива с магнитными противоизносными присадками // Сб. докл. совещания-семинара заведующих кафедрами теоретической механики Южного Федерального округа, 22—25 апреля 2008 г. Новочеркасск: ЮРГТУ (НПИ), 2008. С. 69-72.
- 10. Положительное решение 2007130137/28 (032841) Рос. Федерации. Устройство для определения эффективности противоизносных магнитных присадок.

температур  $T_{\rm пов}$ . В статье предпринимается попытка описания температурных полей средствами теории вероятностей и математической статистики, а также теории теплопроводности и теплопередачи.

В работе [1] поверхностное температурное поле определяется как результат контактирования последовательности регулярных единичных контактов постоянной длины *d*. Естественно, что при множественном контактировании, когда  $d \neq \text{const}$ , характер температурного поля должен изменяться, но основные особенности "единичного" температурного поля, установленные в работе [1], должны сохраниться. К таким особенностям прежде всего следует отнести высокочастотные температурные колебания, названные процессом термоциклирования. Решение поставленной задачи имеет вполне определенный научный интерес. Вместе с тем в статье с помощью полученных разработок рассматриваются и способы решения практических задач, относящихся к области стрелково-пушечного вооружения, а именно к узлам автоматики, работа которых имеет, по крайней мере, две особенности: жесткие режимы эксплуатации, связанные с высокой скорострельностью, и ресурсное смазывание на один цикл работы. В результате в зоне контактов возникают повышенные температуры, сопровождаемые потерей смазочной способности. Отмечаются адгезионные явления, которые могут привести к схватыванию. Из конструкторских способов повышения долговечности ("живучести") данных узлов следует отметить применение теплостойких сталей, в частности стали 25Х3М3НБЦА. В качестве технологического способа — использование никотрирования (низкотемпературное азотирование). В связи с этим в статье рассматривается влияние высокочастотного стохастического температурного поля на эксплуатационные характеристики никотрированной стали 25Х3М3НБЦА. В качестве интегральной оценки эксплуатационных свойств пар трения принят коэффициент трения.

Из работ, относящихся к анализу процессов, происходящих на поверхности трения, прежде всего следует отметить исследования Л. М. Рыбаковой [2], в которых отмечено, что при трении без смазочного материала в результате многократных теплового и силового воздействий в поверхностном слое происходят структурные изменения и возникают значительные диффузионные потоки атомов. При этом коэффициенты диффузии близки к их значениям при термически активируемой диффузии. Важной особенностью кинетики структурных изменений являются высокие скорости нагревания и охлаждения при переходе механической энергии в тепловую, значительно превышающие скорости нагревания и охлаждения при обычных условиях термической обработки. В работе [3] указывается, что диффузионные потоки обычно действуют в направлении поверхности трения. При трении со смазочным материалом прежде всего отмечается усиление адгезионных эффектов, когда значения коэффициентов трения достигают  $f_{\text{TD}} = 6 \div 10$  [2]. С помощью непрерывного рентгеноструктурного анализа Л. М. Рыбаковой экспериментально доказаны зависимость фазовых превращений в поверхностных слоях от физического уширения рентгеновских линий (в), а также изменение положений критических точек на диаграммах состояния. Фактически это означает снижение температур фазовых переходов и изменение процентного содержания диффундирующего элемента в основной фазе, т. е. появление динамических диаграмм состояния, отличающихся от классических. Полученные результаты позволили Л. М. Рыбаковой вполне обоснованно говорить о возникновении в трибологии нового направления — динамического металловедения.

Вместе с тем следует отметить основные различия в физических процессах, происходящих на микроконтактах и в поверхностных слоях при "сухом" трении и при трении со смазочным материалом. В первом случае структурные и фазовые превращения определяются динамическим фактором давлением от, зависящим от фактической площади контакта и действующим на некотором температурном фоне, при участии скорости V трения. Во втором случае доминирующим является кинематический фактор — скорость V трения, в то время как давление о, действующее в пределах номинальной или в крайнем случае контурной площадей контакта, определяет в основном толщину hсмазочного слоя в паре трения, влияя на температурное поле опосредованно.

Возвращаясь к стохастическому температурному полю, отметим, что для его определения необходимо иметь математическое описание, по крайней мере, двух факторов, относящихся к шероховатой поверхности: случайной последовательности микроплощадок контакта и времени т; вступления их в контакт. Рассмотрим с этих позиций наиболее полные результаты оценки топографии шероховатых поверхностей. В работах [4, 5] с использованием сложного математического аппарата теории случайных функций [6] определяется закон распределения высот микронеровностей в трехмерном пространстве — распределение Найака. При определенных условиях данное распределение вырождается в известные распределения Релея и Гаусса. Используя методы статистической геометрии [7], из распределения Найака можно определить и распределение площадок контакта как результат сближения двух шероховатых поверхностей. Однако интересующие нас временные интервалы  $\tau_i$  не могут быть определены непосредственно из распределения Найака.

В этом отношении определенный интерес представляют явно недооцененные исследования Я. А. Рудзита, использовавшего для описания шероховатости поверхности корреляционно-спектральную теорию случайных процессов [8]. В результате статистической обработки профилограмм поверхностей, полученных шлифованием и доводкой, были установлены спектральные плотности *S* профилей поверхностей двух типов:

с параметром шероховатости  $\it Ra$  от 50 до 0,16 мкм

$$S(\omega) = \frac{1}{2\sqrt{\pi\alpha}} e^{-\frac{\omega^2}{4\alpha}}; \tag{1}$$

с параметром шероховатости  $Ra = 0.16 \div 0.08$  мкм

$$S(\omega) = \frac{1}{2\sqrt{\pi\alpha}} \left( e^{-\frac{(\omega + \omega_0)^2}{4\alpha}} + e^{-\frac{(\omega - \omega_0)^2}{4\alpha}} \right). \tag{2}$$

В зависимостях (1) и (2) переменные имеют следующие размерности:  $[\alpha] = 1/\text{мкм}^2$ ;  $[\omega] = 1/\text{мкм}$ . Если в данные зависимости ввести переменные  $\alpha_1 = V^2 \alpha$  и  $\omega_1 = V \omega$ , где V — скорость трения, то они будут представлять собой частотные спектры, необходимые для определения стохастических температурных полей. Однако полученные спектры будут отражать контактирование не площадок длиной  $d_i$ , а вершин микронеровностей. Другими словами, данные спектры не учитывают упругих и упругопластических деформаций микропрофилей при трении.

Проведенный анализ позволил наметить последовательность предстоящих исследований. Первоначально следует определить параметры стохастических температурных полей, а далее установить их влияние на триботехнические характеристики пар трения скольжения со смазочным материалом.

# Результаты аналитических и экспериментальных исследований

Стохастическое температурное поле определяли в два этапа. На первом этапе осуществляли компьютерное моделирование высокочастотных температурных колебаний с помощью специальной программы [1]. Учитывая стохастический характер взаимодействия площадок контакта, в программу внесли соответствующие добавления. Второй этап — статистическая обработка полученных при моделировании результатов с привлечением корреляционной теории и теории спектрального разложения стационарных случайных функций.

Характер высокочастотных температурных колебаний зависит от размеров площадок  $d_i$  контакта и очередности их вступления в контакт, что учитывает дополнительный оператор, включенный в

программу [1]. Сущность доработки программы заключалась во внесении в нее случайных значений размеров площадок контакта и времени их вступления в контакт. Для определения значений  $d_i$  необходимо задать закон их распределения  $\varphi(d)$ , что в теории вероятностей и математической статистике производится различными способами. Не анализируя эти способы, отметим, что предпочтение было отдано наиболее достоверному из них, когда закон распределения  $\varphi(d)$  задается исходя из определенных физических явлений. В данном случае принимали во внимание, что при приложении нормальной силы возникающее давление о через слой смазочного материала будет распределяться равномерно в пределах контурной площади контакта. При этом упругой или упругопластической деформации будут подвержены наиболее выступающие вершины микропрофиля, образуя тем самым площадки контакта, располагающиеся на поверхности трения случайным образом. В этом случае создаются условия для применения к значениям  $d_i$  второго предельного распределения статистики экстремальных значений выборки случайных величин, называемого распределением Фреше, с плотностью [9]

$$\varphi(d) = \frac{\beta}{a} \left(\frac{a}{d}\right)^{\beta+1} e\left(-\frac{a}{d}\right)^{\beta},\tag{3}$$

где  $a = \sqrt[\beta]{\ln 2}$  — характеризует положение математического ожидания относительно среднего значения  $\overline{d} = (d_{\text{max}} + d_{\text{min}})/2$ ;  $\beta$  — степень ассиметрии закона распределения, находится из выражения

$$v(d) = \sqrt{\frac{\Gamma(1 - 2/\beta)}{\Gamma^2(1 - 2/\beta)}},$$
(4)

где v(d) — коэффициент вариации;  $\Gamma()$  — гаммафункция.

Уравнение (4) обычно решается графически [10]. При  $\beta \to 5$  распределение (3) вырождается в распределение Гаусса. Значения параметров  $\alpha$  и  $\beta$  для различной шероховатости приведены в работе [10]. Последующая проверка возможности применения распределения Фреше, методом вероятностной бумаги, подтвердила статистическую достоверность его использования [10]. Следует отметить, что при замене переменной в выражении (3) f = V/d получается распределение частот колебаний в виде распределения Вейбулла [10].

Блок-схема работы дополнительного оператора в программе моделирования температур приведена на рис. 1, a (см. обложку, с. 3). В оператор внесена стандартная подпрограмма выработки псевдослучайных чисел  $\gamma_i$ , равномерно распределенных в интервале [0, 1]. С помощью преобразования  $\chi_i = (-\ln \gamma_i)^{-1/\beta}$  формируются случайные числа в

интервале [0, 1], подчиняющиеся распределению Фреше. Точность  $\Delta$  результатов моделирования зависит от числа N сформированных значений  $d_i$ , которое обычно лимитируется объемом оперативной памяти компьютера, и определяется по зависимости [11]

$$\Delta \leq 2\sqrt{P_{\text{II}p}(1-P_{\text{II}p})/N}$$
,

где  $P_{\rm пp}$  — оценка вероятности по частоте, определяется из соотношения  $NP_{\rm np} \geqslant 10$  [11].

В программе были приняты значения N = 100 и  $P_{\text{пр}} = 0,1,$  ошибка моделирования составила  $\Delta \le 0.06$ , т. е.  $\Delta \le 6$  % с вероятностью P = 0.95. Фактические значения  $d_{\rm факт}$  определяли из соотношения  $d_{\text{факт}} = 2\chi \overline{d}$ , где  $\overline{d}$  — среднее значение длин контактов, которые для параметров шероховатости  $Ra = 5.0 \div 0.16$  мкм приведены в работе [12]. Полученную информацию вводили в основную программу моделирования высокочастотных температурных колебаний для скоростей трения 1,5 ≤  $\leq V \leq 10$  м/с и шероховатости поверхности  $Ra = 1,25 \div 0,63$  мкм. Некоторые результаты моделирования приведены на рис. 1, б (см. обложку, с. 3): температуры  $T_{\rm BC\Pi}$  вспышки представляют собой высокочастотный температурный процесс "нагревание — охлаждение", который по мере проникновения в поверхностный слой на глубину д теряет свою интенсивность.

Процесс  $T_{\rm BCH}(\tau)$  представляет собой типичную случайную функцию, обладающую свойствами стационарности и эргодичности, которая может быть оценена соответствующей корреляционной функцией  $\rho_T(\tau)$ , вид которой определяет, в свою очередь, спектральный состав процесса [11]. Методы определения функций  $\rho_T(\tau)$  и спектральной плот-

ности  $S_T(f)$  достаточно полно отражены в работах [11, 13]. Поэтому в статье опущены промежуточные выкладки и приведены окончательные результаты. Оказалось, что с достаточной точностью корреляционную функцию процесса  $T_{\rm BCII}(\tau)$  можно представить в виде

$$\rho_T(\tau) = D_T e^{-\alpha \tau} \cos \omega_0 \tau, \tag{5}$$

где  $\omega_0=2\pi f_0$  — круговая частота;  $D_T=\sum\limits_{1}^{N}(T_{\text{всп}}-$ 

 $-\overline{T}_{\rm BC\Pi})^2/N$  — дисперсия температуры  $T_{\rm BC\Pi}$ , относительно средней величины  $\overline{T}_{\rm BC\Pi}$ .

График функции (5) представлен на рис. 2, a (—•— сглаженная, —о— экспериментальная функции). Время  $\tau_{\text{кор}}$  корреляции отражает момент достижения статистической независимости температурного процесса. Спектральная плотность функции  $T_{\text{ВСП}}(\tau)$  находится с помощью интегрального преобразования Фурье в комплексной форме

$$S_T(f)=2D_T\int\limits_0^\infty 
ho_T( au){
m e}^{-2\pi if au}{
m d} au.$$
 После преобразований

окончательно получим:

$$S_T(f) = 2D_T \left[ \frac{\alpha}{\alpha^2 + 4\pi^2 (f + f_0)^2} + \frac{\alpha}{\alpha^2 + 4\pi^2 (f - f_0)^2} \right]. (6)$$

Зависимость (6) представляет собой стохастическое поле температуры  $T_{\rm BC\Pi}$  вспышки, выраженное через спектральную плотность, и отражает распределение дисперсий  $T_{\rm BC\Pi}$  по частотам f. Значения параметров, входящих в формулы (5) и (6), вычисленные в результате статистической обработки исходной функции  $T_{\rm BC\Pi}(\tau)$ , приведены в табл. 1. В зависимости

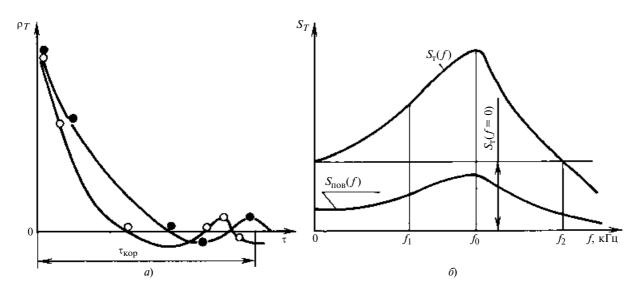


Рис. 2. Графики корреляционной функции  $\rho_T(\tau)$  (a) и спектральной плотности  $S_T(f)$  (б)

от соотношения значений  $\alpha$  и  $\omega_0$  функция (6) может принимать разные геометрические формы. В рассматриваемом случае  $\alpha < \omega_0$ , поэтому в точке  $f_0 = \omega_0/2\pi$  зависимость (6) имеет максимум (рис. 2,  $\delta$ ).

Сравнение спектральной плотности с исходным процессом  $T_{\rm BC\Pi}(\tau)$  показывает, что происходит перестройка температурных колебаний по частоте: амплитуды колебаний одних частот увеличиваются, других — уменьшаются. В целом же частоты f спектральной плотности значительно меньше, чем исходной функции  $T_{\rm BC\Pi}(\tau)$ , что свидетельствует о взаимном наложении температур на микронеровностях. Сравнение значений  $\alpha$  и  $f_0$  для различных скоростей V по данным табл. 1 приводит к следующим выводам.

Для скоростей  $V \leq 3$  м/с графики функций  $S_T(f)$  имеют заостренный характер — так называемый узкополосный спектр, когда преобладает влияние  $\cos \omega_0 \tau$ . Для узкополосного спектра характерна концентрация температурных колебаний в узком диапазоне частот, что негативно влияет на состояние поверхностных слоев трущихся поверхностей. В предельном случае спектральная плотность близка к периодическим колебаниям частоты  $\omega_0$  и температурные колебания резко возрастают. Для ско-

 $\label{eq:Tadinu} \textit{Tadinu} \textit{qa} \; 1$  Результаты статисти ческой обработки случайного процесса  $\textit{T}_{\text{BCH}}(\tau)$ 

Попомотр	Велич	нина па	араметј	оа при с	корости	<i>V</i> , м/с
Параметр	1,5	2	3	4	5	10
$\overline{T}_{ ext{всп}}$ , град	77	93	125	156	192	301
$D_t$ , град <sup>2</sup>	2950	4900	9800	16 390	22 800	56 400
α, кГц	50	58	70	83	96	220
$f_0$ , к $\Gamma$ ц	8	12	17	23	30	62
$\tau_{\text{Kop}} \cdot 10^6$ , c	80	73	49	38	27	10
$f_1$ , к $\Gamma$ ц	4	8	12	16	22	40
$f_2$ , к $\Gamma$ ц	12	19	30	38	50	100
$S_T(f_0)$ , град <sup>2</sup>	142	205	304	395	475	514
$S_{T}(0)$ , град <sup>2</sup>	118	126	168	196	216	278
$S_T(f_1)$ , град <sup>2</sup>	130	172	269	356	410	422
$S_T(f_2)$ , град <sup>2</sup>	110	121	133	192	192	258
$K_{f_0} \cdot 10^{-6}$ , град/с	0,57	1,03	1,75	2,75	3,9	8,4
ρ·10 <sup>3</sup> , c	0,125	0,083	0,059	0,043	0,033	0,016
v, MKM	11,5	9,5	8	7	6	4
$λ_{\perp}$ , мкм	60	49	42	36	31	22
$\Delta = \frac{\nu}{\lambda_{\perp}}$	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19
n	4	4	4	4	4	4

ростей V > 4 м/с имеет место широкополосный спектр, когда влияние тех или иных частот нивелируется. В предельном случае при  $\alpha \to \infty$  спектр случайной функции приближается к так называемому "белому спектру" или "белому шуму". Спектральная плотность  $S_T(f=0)$  отражает процесс температурных колебаний на всей площади пары трения, так как из соотношения f = V/d = 0 следует, что  $d \to \infty$ . Таким образом, температурный процесс можно представить следующим образом. На поверхности пары трения, имеющей в среднем равномерный спектр  $S_T(f=0)$ , возникают температурные колебания, большие или меньшие среднего уровня. Спектральная плотность  $S_T(f)$  будет распространяться в глубь поверхностного слоя с постепенным затуханием и естественным образом встает вопрос о поверхностном спектре  $S_{\text{пов}}(f)$ , отражающем поверхностную температуру  $T_{\text{пов}}$ . В работе [1] предложена концепция  $T_{\text{пов}}$ , опираясь на которую определим толщину у слоя расположения  $T_{\text{пов}}$  и степень затухания  $S_T(f)$ . Для этих целей используем соотношение для критерия Предводителева, отражающего степень теплоусвоения:

$$Pd = \frac{6,28}{ap} v^2 \ge 0.9,$$
 (7)

где a = 0,074 см<sup>2</sup>/с — коэффициент температуропроводности; p = 1/f — период колебаний.

При выполнении условия (7) в слое толщиной у будет аккумулироваться более 90 % всей теплоты трения. В табл. 1 приведены значения толщин слоя у для разных скоростей трения. Степень затухания колебаний спектра по глубине зависит от отношения  $\Delta = v/\lambda_{\perp}$ , где  $\lambda_{\perp} = 2ap$  — длина продольной тепловой волны, направленной в глубь поверхностного слоя

Значение  $\Delta=0.19$  характерно для всех скоростей трения и ему соответствует степень затухания n=4 [1]. Таким образом, плотность спектра  $S_{\Pi OB}(f)$  меньше в 4 раза плотности  $S_T(f)$  (см. рис.  $2, \delta$ ). При распространении спектра  $S_{\Pi OB}(f)$  в подповерхностном слое происходит его дальнейшее затухание и формирование объемной температуры  $T_{OO}$  [14].

Важной характеристикой колебаний температурного поля является скорость "нагревания — охлаждения"  $K_f$ : Считая, что температурные поля по частотам f подчиняются распределению Гаусса, и используя в связи с этим правило "шести сигм", запишем:

$$K_f = 6 \sqrt{S_T(f)} f.$$

Значения  $K_f$  для частоты  $f_0$ , приведенные в табл. 1, свидетельствуют о том, что скорости "нагревания — охлаждения" весьма высоки.

Оценивая в целом стохастическое температурное поле, отметим, что в слое толщиной у идут вы-

сокоинтенсивные температурные процессы, неравномерные по площади контакта. В более глубоких слоях действует спектр  $S_{\text{пов}}(f)$ , также вызывающий изменение состояния поверхностного слоя.

Полученные результаты позволяют более обоснованно подойти к анализу и оценке результатов исследований триботехнических свойств пар трения скольжения со смазочным материалом, полученных автором ранее. Данные исследования касались прежде всего определения фазового состава вторичных структур, образующихся на поверхности трения, объемных температур в зоне трения, коэффициентов трения и коэффициентов адгезии. Результаты исследований закономерностей формирования вторичных структур приводятся в работах [15, 16]. В процессе проведения экспериментов одновременно регистрировались коэффициенты трения, объемные температуры и сигналы акустической эмиссии. Фазовый состав вторичных структур, который оценивался методом гомологических пар в нефильтрованном  $FeK_{\alpha}$ -излучении, представлен на рис. 3.

Фазовый состав вторичных фаз формируется на стадии трения при  $T \ge 140$  °C, в то время как в доструктурной стадии появления вторичных фаз не зарегистрировано. К исходным фазам, служащим донорами для формирования вторичных фаз, относятся фазы, располагающиеся как в поверхностном никотрированном слое толщиной 6 ÷ 8 мкм, так и в прилегающем к нему подслое. К первым относятся фазы  $Fe_3N$  ( $\epsilon$ -фаза),  $Fe_4N$  ( $\gamma'$ -фаза) и  $\alpha$ -Fe, ко вторым — фаза  $Fe_3Mo_2$ . На рис. 3, a показан характер изменения рентгеновских пиков  $J_{\mathrm{p}}$  для  $\alpha$ -,  $\gamma'$ - и  $\epsilon$ -фаз в зависимости от температуры. Фаза  $Fe_3Mo_2$ не зарегистрирована, так как она располагается ниже уровня разрешающей способности  $\mathrm{FeK}_{\alpha}$ -излучения. Вторичные фазы формируются на базе химических ингредиентов, находящихся как в смазочном материале (S) и окружающей среде (O), так и в приповерхностном слое (S, Si, P). Фазы  $FeS_2$ , FeSi, Fe<sub>2</sub>P и Fe<sub>3</sub>Mo<sub>2</sub> приповерхностного слоя под

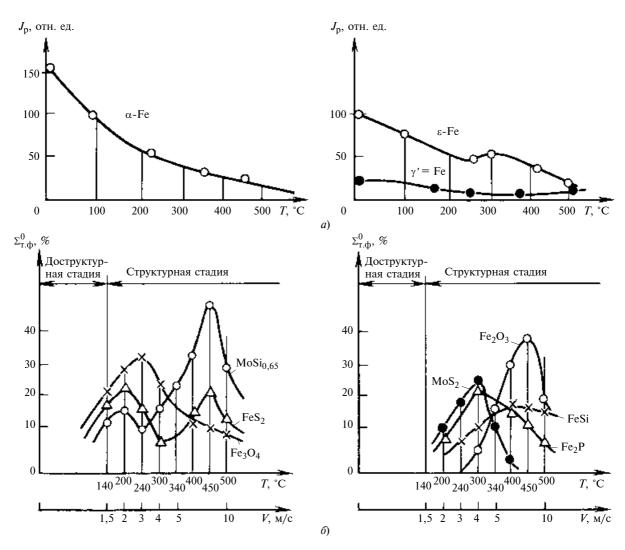


Рис. 3. Распределение значений рентгеновских пиков  $J_{\rm p}$  исходных фаз (a) и объемного содержания  $\Sigma_{\rm T, \varphi}^{\rm o}$  вторичных фаз (б) в разных температурных зонах

Температурные интервалы T фазовых превращений и энергия активации  $H_{\rm akt}$  двойных систем в поверхностных слоях никотрированной стали  $25{\rm X3M3H}$ БЦА

ной эле- мент	фунди- рую- щий элемент	зую- щаяся фаза	Обыч- ные ус-	Татька	ЦИИ <i>Ц</i>
2			ловия	Термо- цикл	$H_{ m akt}, \  m ккал/г \cdot \  m моль$
γ'-Fe* <sup>2</sup>	N	Fe <sub>4</sub> N (тв. p-p)	680÷1010	50÷380	34,6
ε-Fe* <sup>2</sup>	N	Fe <sub>3</sub> N	500÷1010	50÷480	47,8
α-Fe* <sup>3</sup>	Mo	(тв. p-p) Fe <sub>3</sub> Mo <sub>2</sub> (тв. p-p)	800÷1350	100÷450	57
α-Fe	О	FeO	560÷1400	50÷250	63,5*1
γ'-Fe	О	$Fe_3O_4$	560÷1597	50÷500	104,7* <sup>1</sup>
ε-Fe	О	$Fe_2O_2$	560÷1583	200÷500	196,3*1
α-Fe* <sup>3</sup>	S	$Fe_{S_2}$	700÷900	100÷500	53,4
α-Fe* <sup>3</sup>	P	(TB. p-p) Fe <sub>2</sub> P (TB. p-p)	700÷850	100÷500	43,7
α-Fe* <sup>2</sup>	Si	FeSi (тв. p-p)	1208÷1430	100÷400	48,0
Mo*3	S	$Mo_{S_2}$	1947÷2197	100÷400	101,2
Mo* <sup>3</sup>	Si	(тв. p-p) Мо <sub>Si<sub>0,65</sub></sub>	900÷1100	100÷500	36,9

 $\Pi$  р и м е ч а н и е. Данные: \*1 — работа [10], \*2 — [20], \*3 — [21].

действием температуры вначале распадаются на составляющие элементы, которые затем диффундируют к поверхности трения, образуя с донорами соответствующие вторичные фазы. В процессе диффузии отмечено интересное явление, названное Д. Бакли сегрегацией [17]. Диффундирующий элемент кремний Si обеспечивает интенсивное осаждение кислорода на поверхности трения с последующим образованием оксидов FeO,  $Fe_3O_4$  и  $Fe_2O_3$ . Диффузии серы способствует углерод, вытесняющий ее из кристаллической решетки. Вместе с тем сера вытесняется осаждающимся на поверхности трения кислородом. Отдельно следует отметить силицид молибдена MoSi<sub>0.65</sub> — аналог соединения Мо<sub>3</sub>Si<sub>2</sub> [18]. Фаза МоSi<sub>0.65</sub> до температуры 500 °C устойчива к окислению не только на воздухе, но и в потоке кислорода [19].

Представляется возможным выделить четыре механизма формирования вторичных структур: 1)  $\alpha$ -Fe  $\rightarrow$  FeO или  $\alpha$ -Fe  $\rightarrow$  FeS<sub>2</sub>, или  $\alpha$ -Fe  $\rightarrow$  Fe<sub>2</sub>P, или  $\alpha$ -Fe  $\rightarrow$  FeSi; 2)  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$  Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>; 3)  $\epsilon$ -Fe  $\rightarrow$  Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 4) Mo  $\rightarrow$  MoS<sub>2</sub> или Mo  $\rightarrow$  MoSi<sub>0.65</sub>.

Следует отметить отсутствие при рентгеноструктурном анализе фазы FeO, что можно объяснить недостаточной чувствительностью метода. В более ранних источниках [20] также указывается на отсутствие фазы FeO на диаграмме состояния Fe—O. Однако более поздние исследования свидетельствуют о наличии фазы FeO $_{0,98}$ , которая является аналогом фазы FeO [21].

Полиморфные превращения  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\epsilon$ -Fe термодинамически возможны. Однако синхронность уменьшения рентгеновских пиков  $J_{\rm p}$  для  $\alpha$ -,  $\gamma'$ - и  $\epsilon$ -фаз и образования на их основе соответствующих вторичных фаз свидетельствует об отсутствии полиморфных превращений железа при трении со смазочным материалом.

Экспериментальные данные, представленные на рис. 3, б, указывают на наличие низких температур формирования вторичных фаз, гораздо меньших, чем в обычных условиях. Данные табл. 2 подтверждают этот факт. Другая особенность влияния термоциклирования на процесс фазообразования связана с очень высокой скоростью диффузии, которая приводит к значительному сокращению времени  $\tau_{\rm H}$  начала фазовых превращений, т. е. началу структурной стадии. По нашим данным при изменении скорости трения в пределах  $1.5 \le V \le 10$  м/с время изменяется обратно пропорционально V в пределах  $120 \geqslant \tau_{\rm H} \geqslant 5$  с. Аналогичные данные приводятся в работе [22], в которой исследовалась кинетика формирования диффузионного слоя на железе при насыщении различными элементами с применением нагревания токами высокой частоты (ТВЧ). При этом установлено, что  $\tau_{\rm H} \leqslant 25$  с.

Механизм формирования вторичных фаз при пониженных температурах при трении со смазочным материалом остается до конца не выясненным. Если в обычных условиях фазы формируются по диффузионному механизму при термически активируемой диффузии, то при трении без смазочного материала фазовые превращения (типа "мартенсит трения") являются деформационно активируемыми. В условиях же трения со смазочным материалом, как нам представляется, следует говорить о частотно активируемом механизме, когда распад и образование фаз происходят на фоне высокочастотных температурных колебаний и высоскоростей "нагревания — охлаждения" (см. табл. 1). О существовании подобного механизма свидетельствуют данные, приведенные в работе [23]. При исследовании зависимости температуры  $T_{\rm H}$  начала полиморфных превращений  $\gamma \to \alpha$ -Fe от скорости К охлаждения установлено, что при скорости K=20 град/с  $T_{\rm H}=900$  °C, в то время как при  $K = 3,4 \cdot 10^5$  град/с происходит резкое снижение  $T_{\rm H}$ до 420 °C.

Наличие данного механизма формирования фаз, отличного от уже известных, косвенно подтверждает сравнение энергии активации твердых растворов исходных фаз и аккумулируемой теплоты трения (табл. 3 и 4). В табл. 3 и 4 представлены весовые энергии активации  $H_{\rm akt}$ , пересчитанные

Таблица 3  ${\it Э}$ нергия активации  ${\it H}_{\it akt}$  и аккумулируемая теплота  ${\it Q}$  при распаде твердых растворов исходных фаз

Фаза	Fe <sub>3</sub> N	Fe <sub>4</sub> N	Fe <sub>3</sub> Mo <sub>2</sub>	FeS <sub>2</sub>	Fe <sub>2</sub> P	FeSi
$H_{ m akt}$ , ккал/кг $\Delta Q_t$ , ккал/кг $\Delta Q_{ m v}$ , ккал/кг $V$ , м/с $V$ , °C	0,23	0,14	0,22	0,44	0,31	0,57
	0,68	1,03	1,48	1,95	2,36	2,0
	0,34	0,51	0,74	0,97	1,18	1,0
	1,5	2	3	4	5	10
	140	210	240	300	400	450

Таблица 4

Энергия активации  $H_{
m akt}$  и аккумулируемая теплота Q при образовании вторичных фаз

Фаза	FeO	Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	$MoS_2$	MoSi <sub>0,65</sub>	
Накт, ккал/кг $\Delta Q_t$ , ккал/кг $V$ , м/с $T$ , °C	0,88 0,68 1,5 140	0,45 1,03 2 210	1,23 1,48 3 240	0,63 1,95 4 300	0,3 2,36 5 400	2,0 10 450

Таблица 5

Суммарное содержание фазового состава  $\Sigma^0_{\mathrm{r.},\mathrm{ф}}$  и коэффициенты трения  $f_{\mathrm{Tp}}$  для разных температурных зон

$T$ , °C $f_{Tp}(0)$	140 0,03 32,4	200 0,06 51,4	240 0,07 66,7	300 0,05 32,4	340 0,07 66,7	400 0,08 60	450 0,09 114	500 0,05 47
$\Sigma_{\text{T.}\Phi}^{\text{o}}$ $f_{\text{Tp}}^{\text{pac}}$	0,04	0,11	0,14	0,07	0,14	0,13	0,28	0,08
$f_{\mathrm{Tp}}^{\mathrm{изм}}$	0,05	0,09	0,16	0,06	0,12	0,14	0,27	0,07

из мольных энергий (см. табл. 2). Аккумулируемую теплоту рассчитывали, исходя из условия равномерного нагревания слоя толщиной  $\nu$  (см. табл. 1) стационарно-периодическим полем при колебаниях температуры ( $T_{\min}-T_{\max}$ ) [24]:

$$\Delta Q_T = 2CT_{\text{max}},\tag{8}$$

где C — весовая теплоемкость (C = 465 Дж/кг);  $T_{\rm max} = \bar{T} + 3 \sqrt{S_T(f) - S_T(f=0)}$  (см. табл. 1).

Зависимость (8) определяет аккумулируемую теплоту от температур вспышки  $T_{\rm BCH}$  и может быть использована для сравнения с энергией активации поверхностно расположенных фаз  ${\rm Fe_3N}$  и  ${\rm Fe_4N}$ . Для фаз, расположенных по глубине поверхностного слоя, следует использовать зависимость

$$T_{\text{max}} = \overline{T} + 3\sqrt{S_{\text{nob}}(f)}$$
.

Распад исходных фаз и образование вторичных фаз осуществимы при условии  $\Delta Q_{\rm T}(\Delta Q_{\rm V}) > H_{\rm akt}$ .

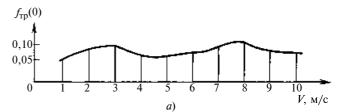
Данные табл. 3 и 4 и графики, приведенные на рис. 3, свидетельствуют о синхронном изменении соотношения  $H_{\text{акт}}$  и  $\Delta Q_{\text{T}}(\Delta Q_{\text{v}})$ , с одной стороны, и процентного содержания исходных и вторичных фаз, с другой. Волнообразные колебания про-

центного содержания силицидных (FeSi и MoSi $_{0,65}$ ) и сульфидных (FeS $_2$  и MoS $_2$ ) фаз объясняются следующим образом. В диапазоне температур  $\Delta T = 240 \div 300$  °C в связи с переходом Si  $\rightarrow$  Si $_{0,65}$  уменьшается количество Si, параллельно прекращается поступление серы S из смазочного материала и увеличение ее поступления из подслоя металла.

Полученные данные по объемному содержанию вторичных фаз свидетельствуют об образовании на структурной стадии пленок различной структуры и толщины, что позволяет рассчитать коэффициенты трения. Для этих целей были определены суммарные значения  $\Sigma_{\text{т.ф}}^{\text{o}}$  объемного содержания вторичных фаз по температурным законам (табл. 5). В результате для расчета  $f_{\text{тр}}$  была предложена зависимость

$$f_{\text{Tp}}^{\text{pac}} = f(0)_{\text{H}} \exp(n_f \Sigma_{\text{T.}\Phi}^{\text{o}}),$$

где  $f(0)_{\rm H}$  — нижнее пороговое значение коэффициента трения, определенного экспериментально в доструктурной стадии T < 140 °C (рис. 4, a) (в зависимости от скорости V трения на данной стадии коэффициент трения вначале определяется сдвиговыми деформациями слоев смазочного материала, а с переходом к трению с граничной смазкой — физической адсорбцией поляризованных молекул смазки);  $n_f$  — показатель экспоненты, определенный путем линеаризации зависимости  $f_{\rm Tp}$  —  $\Sigma_{\rm T. \Phi}^{\rm O}$  в одинарных логарифмических координатах (в результате расчетов получен  $n_f = 1,05 \cdot 10^{-2}$ ).



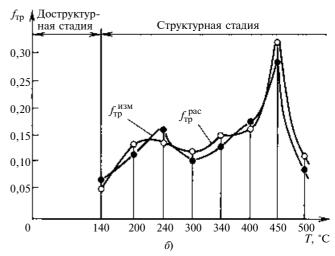


Рис. 4. Изменения коэффициента  $f_{\rm Tp}$  в зависимости от скорости трения V (a) — доструктурная стадия и температуры T трения (б) — структурная стадия

Показатель  $\Sigma_{\mathrm{T}.\varphi}^{\mathrm{o}}$  выступает в качестве количественной характеристики взаимосвязи фазового состава вторичных структур и коэффициента трения. Графически коэффициент  $f_{
m TD}^{
m pac}$  представлен на рис. 4, б. Для сравнения там же приводятся экспериментально полученные значения  $f_{\mathrm{Tp}}^{\mathrm{H3M}},$  измеренные в структурной стадии. Данные табл. 5 и графики на рис. 4 свидетельствуют о довольно точном совпадении результатов.

Помимо нижнего порогового значения  $f(0)_{\rm H}$  коэффициент трения  $f_{\mathrm{Tp}}$  имеет и верхнее пороговое значение:  $f_{\rm Tp} > 0,7$ . Рассмотрим физическую картину данного эффекта. Смазка до определения температур играет дополнительно экранирующую роль, сглаживая температурные поля контактирующих тел. Однако при  $T \geqslant 140~^{\circ}\mathrm{C}$ , т. е. в структурной стадии трения, происходит закипание смазки с образованием теплоты парообразования  $H_{\text{кип}}$ . Таким образом, одновременно происходят два тепловых процесса: фазообразование с энергией активации  $H_{\text{акт}}$  и кипение с теплотой парообразования  $H_{\text{кип}}$ . Оба процесса являются термоактивируемыми, следовательно, природа коэффициента трения  $f_{\mathrm{TD}}$  также является термоактивируемой. Поэтому для его определения можно использовать уравнение Аррениуса

$$f_{\rm Tp} = d(0)_{\rm B} \exp\left(-\frac{\Sigma H_{\rm aKT}}{RT\bar{\mu}}\right),$$
 (9)

где  $\Sigma H_{\text{акт}} = \Sigma' H_{\text{акт}\,i} + H_{\text{кип}}; \ R$  — газовая постоянная; T — абсолютная температура;  $\bar{\mu}$  — суммарный грамм-молекулярный вес фаз;  $\Sigma' H_{\text{акт}}$  — совокупность парциальных вкладов энергии  $H_{\text{акт}}$  *і*:

Теплоту парообразования можно определить по эмпирической зависимости [25]:

$$H_{\text{KMII}} = \frac{(60 - 0.09 \, T)}{\gamma_{15}},$$

где  $\gamma_{15}$  — удельный вес смазки при T=15 °C; T температура смазки.

Уравнение (9) и данные табл. 5 позволяют легко определить верхний порог  $f(0)_{\rm B}$  коэффициента  $f_{\rm TD}$ и установить его физическую сущность с помощью экспериментальных данных, полученных методом акустической эмиссии [10, 12]. В результате обработки акустических сигналов были получены их спектральные плотности (рис. 5, а). Помимо экспериментальной спектральной плотности была определена и расчетная плотность по методике, аналогичной обработке процесса  $T_{\rm BCH}(\tau)$ .

Для оценки превышения экспериментального спектра над расчетным был предложен параметр  $f_{\rm TD}^{
m NOK}$  — локальный коэффициент трения, характе-

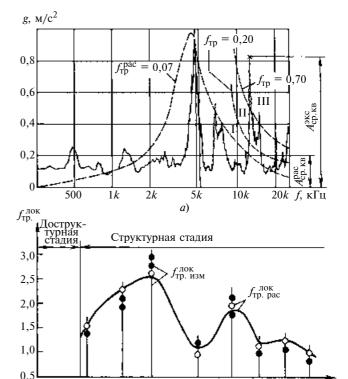


Рис. 5. Изменение локального коэффициента трения по температурным зонам: a — акустический спектр для T = 240 °C;  $\delta$  — сопоставление  $f_{\mathrm{тр.\ pac}}^{\mathrm{лок}}$  и  $f_{\mathrm{тр.\ изм}}^{\mathrm{лок}}$ 

*б*)

310

340

400

ризующий количественно трение на отдельных локальных площадках:

$$f_{\rm Tp}^{
m \pi o \kappa} = rac{A_{
m cp. \kappa B}^{
m 3 \kappa c}}{A_{
m cp. \kappa B}^{
m pac}} f_{
m Tp}^2 \, .$$

Значения  $f_{\rm Tp}^{\rm лок}$  приведены в табл. 6. Сравнение значений  $f(0)_{\rm B}$  и  $f_{\rm Tp}^{\rm лок}$ , приведенных в табл. 6 и на графиках (рис. 5,  $\vec{b}$ ), показывает их адекватность. Следовательно, верхним пороговым значением  $f(0)_{\rm R}$  является локальный коэффициент трения  $f_{\rm rp}^{\rm лок}$ , отражающий адгезионные явления при трении.

Наиболее опасным с точки зрения возникновения схватывания и заедания является диапазон температур  $\Delta T = 200 \div 300$  °C. Подобные температуры возникают в начальные моменты работы механизмов автоматики стрелково-пушечного вооружения или при их кратковременном режиме работы, что следует учитывать при проектировании и эксплуатации вооружения.

Полученные результаты определяют направления дальнейших исследований затронутых в статье вопросов. Они связаны, во-первых, с установлением закономерностей действия частотно-активируемого механизма формирования вторичных структур и, во-вторых, с определением динамических

Параметры уравнения Аррениуса в зависимости от температуры

T, °C f pac f Tp	160 0,04	210 0,11	240 0,18	310 0,04	340 0,14	400 0,15	450 0,28	500 0,08
$\Sigma/H_{\rm akt}$ ,	19,6	46	56,3	24,4	57	71	96,5	52
$K$ кал/( $\Gamma$ · моль) $H_{\text{кип}}$ ,	364	352	308	264	236	192	156	132
ккал/( $\Gamma$ · моль) $\Sigma H_{\text{акт}}$ ,	383,6	3789	364,3	288,4	293	263	252,5	188
ккал/( $\Gamma$ моль) $\overline{\mu}$ ,	62	130	141	98	100	152	168	69
$RT\overline{\mu}$ ,	117	129	133	107	104	236	247	106
$(f_0)_{\rm B} =$	1,6	2,15	2,43	0,52	1,6	0,68	0,94	0,83
$= (f_{\text{Tp}}^{\text{NOK}})_{\text{pac}}$ $(f_{\text{Tp}}^{\text{NOK}})_{\text{изм}}$	1,4	(1,8; 1,6)	(2,5; 2,8)	0,7	(1,4; 2)	0,66	0,8	0,76

диаграмм состояния хотя бы двойных твердых растворов при пониженных температурах. Данные исследования выходят за рамки трибологии в общепринятом понимании и должны рассматриваться в свете проблем, относящихся к физике металлов и металловедению.

#### Выводы

- 1. Стохастическое поле поверхностных температур, представленное в виде спектральной плотности S(f), свидетельствует о неоднородности температурных процессов в поверхностных слоях трущихся поверхностей.
- 2. Отмеченная неоднородность температурных процессов приводит к колебаниям фазового состава образующихся в процессе трения вторичных структур, что, в свою очередь, вызывает колебания триботехнических свойств пар трения, отраженных, в частности, в изменениях коэффициента  $f_{\rm Tp}$ .
- 3. Установлены нижний  $f(0)_{\rm H}$  и верхний  $f(0)_{\rm B}$  пороги колебаний коэффициента трения f. Верхний порог  $f(0)_{\rm B}$  является, по существу, коэффициентом адгезии, которая может приводить к схватыванию и заеданию.
- 4. Для конкретной пары трения скольжения со смазочным материалом узлов автоматики стрелково-пушечного вооружения установлены неблагоприятные режимы работы.
- 5. Направления дальнейших исследований связаны с установлением закономерностей механизма фазообразования вторичных структур при термоциклировании, а также с определением динамических диаграмм состояния двойных твердых растворов.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Маленко И. П., Маленко П. И. Исследование температур на дискретных контактах при трении сколь-

- жения со смазочным материалом // Вестник машиностроения. 2009. № 1. С. 38—44.
- 2. Рыбакова Л. М., Куксенова Л. И. Структура и износостойкость металла. М.: Машиностроение, 1982. 211 с.
- 3. **Любарский И. П., Палатник Л. С.** Металлофизика трения. М.: Металлургия, 1976. 176 с.
- 4. **Найак П. Р.** Применение модели случайного поля для исследования шероховатых поверхностей // Проблемы трения и смазки. 1971. № 3. С. 85—95.
- 5. **Хусу А. П., Виттенберг Ю. Р., Пальмов В. А.** Шероховатость поверхности (теоретико-вероятностный подход). М.: Наука, 1976. 264 с.
- 6. **Лонге-Хигтинс М. С.** Статистическая геометрия случайных поверхностей // Гидродинамическая неустойчивость. М.: Мир, 1964. С. 125—167.
- 7. **Тихонов В. И.** Статистическая геометрия. М.: Наука, 1966. 678 с.
- 8. Рудзит Я. А. Микрогеометрия и контактное взаимодействие. Рига: Зинатне, 1975. 210 с.
- 9. **Гумбель Э.** Статистика экстремальных значений. М.: Мир, 1965. 451 с.
- 10. **Маленко П. И.** Акустическая спектроскопия процессов структурообразования на трущихся поверхностях / Под ред. В. М. Власова. Тула: ТулГУ, 2002. 108 с.
- 11. **Вентцель Е. С.** Теория вероятностей. М.: Наука, 1969. 572 с.
- 12. Власов В. М., Маленко П. И., Зеленко В. К. Модель акустической диагностики поверхности трения в условиях смазывания // Трение и износ. 1999. Т. 20. № 5. С. 489-495.
- 13. **Яглом А. М.** Корреляционная теория стационарных случайных процессов. Л.: Гидрометеоиздат, 1981.
- 14. **Маленко И. П., Маленко П. И.** Аналитические и экспериментальные исследования температур при трении скольжения со смазочным материалом // Вестник машиностроения. 2006. № 6. С. 38—46.
- 15. **Оценка** адгезионных свойств пар трения при лабораторных испытаниях / В. К. Зеленко, В. М. Власов, П. И. Маленко, К. В. Жигунов // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2001. Т. 67. № 2. С. 42.
- 16. **Исследование** методом акустической эмиссии закономерностей формирования вторичных структур при трении никотрированных сталей / В. М. Власов, В. К. Зеленко, М. И. Васин, П. И. Маленко // Металловедение и термическая обработка металлов. 2003. № 10. С. 35—39.
- 17. **Бакли Д.** Поверхностные явления при адгезии и фрикционном взаимодействии. М.: Машиностроение, 1986. 360 с.
- 18. **Молибден:** Сборник статей / Под ред. А. К. Натансона. М.: Изд-во ИЛ, 1959. 304 с.
- 19. **Kieffer R., Banesovsky F., Galiste E.** // Zeitschrift für Metallkunde. 1952. B. 43. S. 284—291.
- 20. **Хансен М., Андерко К.** Структуры двойных сплавов. Т. II. М.: Государственное научно-техническое издво по черной и цветной металлургии, 1962. 1488 с.
- 21. Свойства элементов: Справочник / Под общ. ред. М. Е. Дрица. М.: Металлургия, 1985. 672 с.
- 23. **Брик В. Б.** Диффузия и фазовые превращения в металлах. Киев: Наукова думка, 1985. 232 с.
- 22. **Мельник П. И.** Диффузионное насыщение железа и твердофазные превращения в сплавах. М.: Металлургия, 1993. 129 с.
- 24. **Лыков А. В.** Теория теплопроводности. М.: Выс-шая школа, 1967. 451 с.
- 25. **Папок К. К., Рагозин Н. А.** Словарь по топливам, маслам, смазкам, присадкам и специальным жидкостям. М.: Химия, 1975. 391 с.

### ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.833.1:539.377

Е. И. ФРАДКИН (г. Москва)

# Деформации крупногабаритных цилиндрических зубчатых колес при термообработке

Приведены результаты деформаций, измеренных после термообработки 100 зубчатых колес тяговой передачи электропоезда, изготовленных из стали 12X2H4A. Показано, что в условиях реального производства при цементации и закалке возможно как значительное увеличение, так и значительное уменьшение диаметральных размеров колес (более 1,0 мм). Возникает также искажение формы венца — эллипсность, которая у 10 % колес превысила 1,0 мм. Приведены гистограммы распределения как измененных диаметров впадин зубьев, так и эллипсности венца.

**Ключевые слова:** крупногабаритные зубчатые колеса, деформации при цементации и закалке, радиальное биение зубчатого венца, назначение припуска при зубошлифовании.

Measurement results of deformations of 100 gear wheels of the electric train's pull gear, made of 12KH2N4A steel grade, after thermal treatment are presented. It was shown that in real industrial welfare the cementation and hardening may result both considerable growth and substantial decrease of the wheel's diametrical sizes (more than 1.0 mm). Rim's form distortion in the form of ellipticity also occurs, which exceeds 1.0 mm for 10 % of wheels. Distributions of changed diameters of teeth's dents and the rim's ellipticity in view of histograms are presented.

**Keywords**: large dimension gear wheels, deformations at cementation and hardening, radial beating of toothed rim, allowance assignment at gear grinding.

Высоконапряженные зубчатые колеса машин тяжелого, транспортного и угольного машиностроения изготовляют обычно из легированных сталей, которые подвергают термообработке для повышения несущей способности передачи. Однако любая термообработка, в особенности цементация с последующей закалкой, вызывает значительные деформации, которые неизбежно снижают точность зубчатого венца [1, 2]. Величина этих деформаций зависит от многих факторов: размеров и конфигурации закаливаемой детали, марки стали, культуры производства термического цеха и вида термообработки детали; меньшие деформации (при прочих равных условиях) возникают

при закалке с нагревом ТВЧ, наибольшие — при цементации с последующей закалкой.

В статье [3] рекомендовалось назначение для цементованных зубчатых колес очистных и проходческих комбайнов самых грубых (11-й—12-й) степеней точности согласно ГОСТ 1643-81 "Передачи зубчатые цилиндрические. Допуски", если после закалки зубья зубчатых колес не подвергаются финишной обработке. Эта статья вызвала в то время определенную дискуссию среди специалистов по зубообработке, многие из которых считали предложенные степени точности недопустимо заниженными. Однако если авторы статьи предлагали свои рекомендации, опираясь на реальный опыт многих советских

предприятий того времени, на многочисленные измерения параметров зубчатого венца конкретных деталей, то оппоненты в основном "сотрясали воздух", руководствуясь лишь благими намерениями.

Хочется повторить понравившиеся в те годы слова цехового контролера Копейского машиностроительного завода им. С. М. Кирова: "Чтобы у закаленной детали получить отверстие с точностью 0,03 мм, мы предусмотрим шлифование этого отверстия. Почему же у более сложной детали — зубчатого колеса, хотим получить такое же отклонение без шлифования зубьев?" Правильные слова разумно мыслящего человека! И сегодня, спустя 30 лет после выхода упомянутой статьи [3], автор по-прежнему считает, что у цементованных крупногабаритных зубчатых колес, изготовляемых без зубошлифования или другой финишной операции венца после закалки, невозможно получение точности выше 10-й степени по ГОСТ 1643-81.

Важно знать величину деформаций и для шлифованных зубчатых колес, и для колес, обрабатываемых после закалки лезвийным твердосплавным инструментом, поскольку припуски на финишную операцию зубчатого венца в первую очередь зависят от термических деформаций. Поэтому автор выполнил в реальных производственных условиях инициативную работу по определению деформаций у изготовляемого из цементованной стали 12Х2Н4А прямозубого колеса (венца) тяговой передачи электропоезда, которое имело следующие параметры: модуль

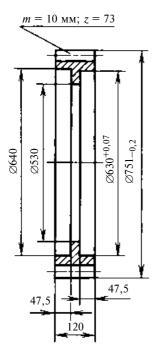


Рис. 1. Контур измеряемого колеса с основными размерами

m=10 мм, число зубьев z=73, ширина венца b=120 мм, коэффициент смещения x=+0, 079. Конфигурация этой детали (рис. 1) с основными размерами показывает, что она сравнительно пустотелая: в граничных размерах объем материала примерно втрое меньше объема пустот, что способствует различным деформациям детали при цементации и закалке. Технология изготовления венцов этих колес подробно описана в статьях [4, 5].

В этих статьях указано, что для сохранения благоприятных напряжений сжатия в поверхностном слое у корня зубьев переходная поверхность и поверхность впадин после закалки не шлифуются, а чтобы избежать появления уступов, зубья нарезали специальными червячными фрезами с утолщенной головкой зубьев (с протуберанцем). Из этого следует, что для определения термических деформаций, т. е. изменения формы и размеров обрабатываемой детали, лучше оценивать изменение диаметра  $d_f$ впадин зубьев, который после закалки не подвергается механической обработке в отличие от диаметра  $d_a$  вершин зубьев, который после закалки обтачивают для обеспечения сравнительно жесткого допуска (-0,2 мм) на этот параметр и для придания венцу товарного вида.

Контроль диаметра впадин после зубофрезерной операции предусмотрен технологическим процессом изготовления детали. Величину  $d_f$  измеряли штангенциркулем с ценой деления 0,1 мм обычно в одном (изредка в двухтрех) сечениях, так как в этом случае не предполагали наличия искажения формы детали.

Технологический процесс не предусматривал проверку диаметра  $d_f$  впадин в готовом изделии, это измерение автор с помощниками выполняли по собственной инициативе для определения величины и характера термических деформаций. Штангенциркулем измеряли расстояние от поверхности точно выполненного посадочного отверстия диаметром 630 мм (с допуском +0,07 мм) до поверхности впадины зуба, имеющей номер, кратный пяти, т. е. до пятой, десятой, пятнадцатой и т. д. впадины (вплоть до семидесятой). Кроме того, дважды (чтобы убедиться в стабильности выполняемых измерений) проверяли величину  $a_1$  — расстояние от условно первой впадины зуба также до поверхности посадочного отверстия (рис. 2).

Удвоенное измеренное расстояние  $a_i$  ( $a_1$ ,  $a_5$ ,  $a_{10}$  и т. д.), сложенное с диаметром посадочного отверстия (630 мм), является диаметром  $d_{fi}$  впадин зубьев в i-м сечении, т. е.  $d_{f1}=2a_1+630$ ,  $d_{f5}=2a_5+630$ ,  $d_{f10}=2a_{10}+630$  и т. д. Таким образом получили 15 значений  $d_{fi}$ . Среднее из пятнадцати полученных значений  $d_{fi}$  принимали за искомое значение  $d_f$  после термообработки, которое затем сравнивали со значениями  $d_f$ , измеренными после зубофрезерования.

На рис. 3 приведена гистограмма распределения изменений  $\Delta d_f$  диаметров впадин зубьев после цементации и закалки у 88 колес с указанными выше параметрами зубчатого венца. У 16 колес изменение диаметра впадин после закалки было невелико: от -0.2 мм до +0.2 мм; условно будем считать, что в этом диапазоне диаметр  $d_f$  после термообработки не изменился. У 47 венцов диаметр впадин зубьев после закалки уменьшился на  $-0,2 \div -1,9$  мм, а у 25 венцов он увеличился на  $0,2 \div 1,2$ В среднем уменьшение диаметра впадин составило  $\Delta d_f = -0.24$  мм, а размах  $\Delta d_f$  составил 3,1 мм.

Изменение (уменьшение или увеличение) диаметра  $d_a$  вершин зубьев будет иметь тот же знак, что и изменение  $d_f$ , а по величине оно будет в  $d_a/d_f$  раз больше, чем изменение  $d_f$ . Для рассматривае-

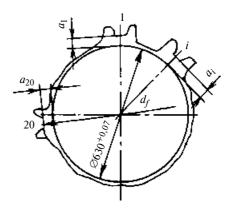


Рис. 2. Схема определения диаметра  $d_f$  впадин зубьев на разных участках венца ( $a_f$  — минимальное расстояние от i-й впадины зуба до поверхности посадочного отверстия)

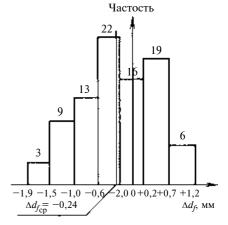


Рис. 3. Гистограмма изменения диаметров  $d_f$  после цементации и закалки

мых зубчатых колес отношение  $d_a/d_f = 1,065$ , т. е. уменьшение или увеличение диаметра вершин зубьев окажется на 6,5 % больше, чем изменение  $d_f$ . Изменение диаметральных размеров колеса приводит к искажению эвольвентного профиля зуба. Такую погрешность в принципе можно компенсировать модификацией угла червячной фрезы. Однако в данном случае такой прием бесполезен, так как в 30 % случаев погрешности профиля и шага зацепления после термообработки будут не уменьшаться, а увеличиваться. Следует только иметь в виду, что в случае существенного уменьшения диаметров  $d_a$  и  $d_f$ при зубошлифовании съем металла начнется у ножек зубьев, а при существенном увеличении диаметральных размеров — у головок зубьев.

Помимо изменения диаметральных размеров у 100 венцов определяли изменение формы детали, для чего после выполнения описанных ранее измерений складывали значения  $a_i$  для примерно диаметрально противоположных впадин, т. е. получали суммы  $a_1 + a_{40}$ ,  $a_5 + a_{45}$ ,  $a_{10} +$  $+ a_{50}, a_{15} + a_{55}, a_{20} + a_{60}, a_{25} +$  $+ a_{65}$  и  $a_{30} + a_{70}$ . Получили семь сумм расстояний, измеренных в сечениях, как бы повернутых относительно соседнего на 5 угловых шагов. После этого сравнивали суммы расстояний для сечений, смещенных друг относительно друга на 20 угловых шагов, что соответствует примерно 90°, т. е.  $a_1 + a_{40}$  сравнивали с  $a_{20} +$  $+ a_{60}, a_5 + a_{45} - c a_{25} + a_{65}$ и  $a_{10} + a_{50}$  — с  $a_{30} + a_{70}$ . Максимальную разность сравниваемых сумм принимали за погрешность формы — эллипсность.

Поясним изложенное на двух примерах. При измерении одного из венцов получили следующие значения  $a_i$ :  $a_1 = 37,6$  мм,  $a_{20} = 36,9$  мм,  $a_{40} = 37,7$  мм,  $a_{50} = 37,2$  мм (остальные значения не указываем, так как они для оценки эллипсности не нужны). Эллипсность  $\mathfrak{P} = (a_1 + a_{40})$ 

 $-(a_{20}+a_{60})=(37,6+37,7)-$ -(36,9+37,2)=1,2 мм (большая эллипсность).

При измерении другого венца получили значения  $a_i$ :  $a_{10} = 37,2$  мм,  $a_{30} = 37,4$  мм,  $a_{50} = 37,8$  мм и  $a_{70} = 37,5$  мм (остальные значения  $a_i$  опускаем). В этом случае эллипсность  $\mathfrak{B}=(a_{10}+a_{50})-(a_{30}+a_{70})=(37,2+37,8)-(37,4+37,5)=0,1$  мм (маленькая эллипсность, но ось расточенного посадочного отверстия смещена относительно оси зубчатого венца на 0,5(37,8-37,2)=0,3 мм).

Описанные измерения с последующими вычислениями выполнили для 100 колес с указанными выше параметрами. На рис. 4 показана гистограмма распределения эллипсности у проверенных венцов. Средняя эллипсность в данной партии колес составила 0,43 мм, а размах этой погрешности — 1,5 мм.

Сопоставление двух приведенных гистограмм показывает прежде всего, что средняя погрешность формы после закалки в рассматриваемой партии изделий почти вдвое больше средних изменении диаметров  $d_a$  и  $d_f$  (по абсолютной величине). В то же время максимальные уменьшения диаметров  $d_a$  и  $d_f$ в 1,3 раза превышают максимальную эллипсность.

Однако поскольку рассмотренные здесь колеса после закалки шлифуют, то приведенные погрешности формы и изменения диаметральных размеров нужно оценивать в первую очередь с точки зрения назначенных припусков на финишную операцию зубчатого венца — зубошлифование. Изменение диаметров, как уже было указано выше, приводит к искажению  $f_{fr}$  профиля зуба. Однако при таком большом числе зубьев (z = 73) влияние  $\Delta d_a$ невелико:  $f_{fr} = (0.05 \div 0.06) \Delta d_a$ , т. е. даже при максимальном из зафиксированных уменьшений диаметра (на -1,9 мм) отклонение профиля не превысит 0,12 мм, что почти не повлияет на увеличение

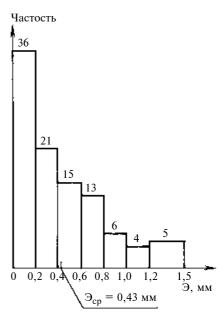


Рис. 4. Гистограмма эллипсности Э венцов после цементации и закалки

припуска при зубошлифовании. Влияние эллипсности на припуск при зубошлифовании значительно больше: даже в самом благоприятном (идеальном) случае, когда центр эллипса (точка пересечения его осей) совпадает с центром посадочного отверстия, радиальное биение  $F_{rr}$  венца равно половине эллипсности ( $F_{rr}=0,5$ Э), в остальных случаях  $F_{rr}>0,5$ Э. Особенно неблагоприятно смещение e оси посадочного отверстия по большой оси эллипса, в этом случае  $F_{rr}=0,5$ 3 + e.

Автор не рассматривает здесь влияние смещения оси эллипса относительно оси вращения шпинделя токарного станка при растачивании посадочного отверстия (для этого нужна отдельная публикация). Однако полезно отметить, что точная установка зубчатого колеса на токарный станок для окончательного растачивания посадочного отверстия диаметром 630 мм представляет немалые трудности в случае, когда после закалки имеют место большие деформации формы венца. Поэтому радиальное биение установленной на зубошлифовальный станок заготовки нередко превышает величину  $(0,6 \div 0,7)$ Э.

Анализ гистограммы на рис. 4 показывает, что 28 % колес в рассмотренной партии имели эллипсность, превышающую 0,6 мм. При идеальной расточке посадочного отверстия радиальное биение этих колес составило бы 0,3 мм и более, что, по крайней мере, на 0,05 мм превышает допуск на радиальное биение для зубчатых колес самой грубой 12-й степени точности согласно ГОСТ 1643—81 ( $F_r = 250$  MKM). У 57 % наиболее точных колес эллипсность не превысила 0,4 мм, следовательно, при аккуратной расточке отверстия можно обеспечить радиальное биение  $F_{rr} \le 200$  мкм, что для колес модулем m = 10 мм и диаметром делительной окружности d = 730 мм соответствует 11-й степени точности по ГОСТ 1643—81. Лишь у 36 % рассмотренных венцов эллипсность не превысила 0,2 мм, у них (в лучшем случае) можно обеспечить в готовом изделии радиальное биение, не превышающее допуск для колес 9-й степени точности  $(F_r = 125 \text{ мкм})$ . Все сказанное еще раз подтверждает правоту положений статей [1, 3].

Большое колебание значений деформаций, связанных с эллипсностью венца, ставит непростую задачу перед технологами при назначении припусков на зубошлифование. Для 57 % венцов, у которых  $9 \le 0.4$  мм, на шлифование зубьев достаточно припуска по длине общей нормали  $\delta = 0.4 \div 0.5$  мм, чтобы устранить имеющиеся отклонения направления зуба, профиля и радиального биения. Однако у 15 % венцов  $9 \ge 0.8$  мм, для них нужен припуск не менее  $0.7 \div 0.9$  мм, чтобы при шлифовании устранить дефекты всех зубьев. Обычно технологи разрешают данное противоречие назначением большого припуска на зубошлифование, в результате чего с зубьев колес, мало деформированных при закалке, напрасно снимают большой слой металла. При этом, вопервых, увеличивается время зубошлифования, во-вторых, из-за увеличенного съема металла нередко ухудшается качество поверхностного слоя, что сказывается на контактной выносливости передачи.

По мнению автора, это негативное явление можно отчасти устранить назначением расширенного допуска на боковой зазор передачи [6]. Хотя у тяговых передач электропоездов обе стороны зуба являются рабочими, но из-за продолжительного вращения зубчатых колес в одну сторону увеличенный боковой зазор практически не влияет на несущую способность пары и на уровень шума, а условия сборки улучшаются. При увеличенном допуске на длину общей нормали (сопряжение *A* по ГОСТ 1643—81 вместо сопряжения В или даже специально увеличенный допуск, предусмотренный названным стандартом) шлифование зубьев мало деформируемых венцов будут заканчивать на верхнем предельном отклонении длины общей нормали, т. е. при максимально допустимой толщине зуба (длине общей нормали), а шлифование зубьев венцов, имеющих большую эллипсность, — на нижнем предельном отклонении предусмотренной чертежом длины общей нормали.

В заключение хочется возразить тем, кто считает, что деформации при термообработке связаны с реальным химическим составом стали. Это не так. Химический состав стали колеблется в ощутимом диапазоне. Например, в 27 рассмотренных плавках стали 12Х2Н4А содержание углерода колебалось от 0,10 до 0,15 %, содержание хрома — от 1,25 до 1,7 %, а содержание никеля от 3,22 до 3,50 %. Однако колебание содержания названных элементов влияло лишь на механические свойства материала (предел прочности, предел текучести, ударная вязкость и т. д.), а не на деформации при закалке.

Химический состав одной плавки принято считать постоянным. Когда из одной плавки изготовили 15 различных венцов, то эллипсность после закалки оказалась различной: от 0,1 до 1,5 мм при среднем значении  $\Theta_{\rm cp} = 0,52$ . Из другой плавки изготовили 40 разных венцов. Эллипсность после закалки колебалась в том же диапазоне — от 0.1 до 1,5 мм при среднем значении  $\Theta_{\rm cp} = 0,49$ . Колебание термических деформаций для одной плавки, т. е. при постоянном химическом составе стали, получилось значительно большим, чем разница средних деформаций при разных химических составах. Это убедительно свидетельствует об отсутствии влияния химического состава стали одной марки на деформации при цементации и закалке.

#### Выводы

- 1. В рассмотренной партии крупногабаритных зубчатых колес ( $d_a = 751$  мм, b = 120 мм) из стали 12X2H4A термические деформации достигали значительных величин: максимальное увеличение диаметра впадин  $\Delta d_f =$ = +1,2 мм, максимальное уменьшение этого же диаметра  $\Delta d_f$  = = -1,9 мм (при небольшом среднем уменьшении -0.24 мм), максимальное искажение формы венца — эллипсность Э = 1,5 мм (при среднем значении  $\Theta_{cp} =$ = 0,43 мм). Деформации продольной линии — направления зуба в этой работе не определяли.
- 2. При большом числе зубьев (z = 73) эллипсность, вызывающая радиальное биение зубчатого венца, в значительно большей степени (в  $5 \div 10$  раз) влияет на назначение припуска при зубошлифовании, чем изменение диаметров, которые искажают эвольвентный профиль зуба и шаг зацепления.
- 3. Вызванное эллипсностью радиальное биение у 28 % зубчатых венцов превысило допускаемое по ГОСТ 1643—81 отклонение

М. Я. ИЗРАИЛОВИЧ, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН)

# Гашение автоколебаний упрочняющего инструмента путем управляемого демпфирования

Рассмотрена задача снижения амплитуды нормально направленных автоколебаний упруго закрепленного упрочняющего инструмента путем введения управляемой составляющей демпфирования крепления. Принят закон управления демпфированием с обратной связью, задаваемый величиной, пропорциональной произведению текущего смещения инструмента и скорости смещения. Получены уравнения относительно амплитуды и частоты колебаний.

**Ключевые слова:** упрочняющая обработка, амплитуда и частота колебаний, автоколебания, демпфирование, обратная связь.

A problem of amplitude lowering of normally directed self-induced vibrations of the elastically restrained reinforcing tool by introducing controllable component of damping restraint is considered. A damping control law with a feedback assigned by a value proportional to a product of current tool's displacement and the displacement rate has been taken. The equations relatively vibrations amplitude and frequency have been obtained.

**Keywords:** reinforcing treatment, vibrations amplitude and frequency, self-induced vibrations, damping, feedback.

Важной проблемой, напрямую связанной с повышением качества механической обработки, является снижение уровня вибрации инструмента. Особенно это актуально для отделочно-упрочняющей обработки, в том числе при алмазном выглаживании цилиндрических поверхностей [1]. При этом наибольшее влияние на качество обрабатываемой верхности оказывают колебания в нормальном направлении. Поэтому во многих случаях достаточно снизить интенсивность

именно этих колебаний, которые можно проанализировать на основе модели системы с одной степенью свободы:

 $m\ddot{x} + Kx + cx = F(t) + f(x,\dot{x}),$  (1) где x — смещение инструмента относительно положения равновесия;  $\dot{x},\ddot{x}$  — соответственно скорость и ускорение; m — масса подвижных частей инструмента; K — коэффициент вязкого демпфирования крепления инструмента; c — жесткость крепления инструмента; F(t) — возмущаю-

щее воздействие, обусловленное непостоянством текущего радиуса обрабатываемой детали;  $f(x,\dot{x})$  — нелинейная (фрикционная) сила, обусловленная характером контактного взаимодействия инструмента с обрабатываемой поверхностью.

Если операции отделочно-упрочняющей обработки предшествует операция тонкого точения или шлифования и некруглостью обрабатываемой поверхности можно пренебречь, то следует считать F(t) = 0. При этом источником вибраций инструмента (автоколебаний) является фрикционная сила  $f(x, \dot{x}) = f(\dot{x})$  [2].

Для гашения фрикционных автоколебаний инструмента применяют параметрическое воздействие с обратной связью [3]. Одним из простых способов реализации параметрического воздействия на вибрирующий инструмент является управляемое демпфирование крепления инструмента (рис. 1) [1, 4].

При введении управляемой составляющей демпфирования уравнение (1) с учетом изложенных выше допущений принимает вид:

$$m\ddot{x} + [K + v(x,\dot{x})]x + cx = f(\dot{x}),(2)$$

где  $v(x,\dot{x})$  — управляемая составляющая демпфирования крепления инструмента.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 43)

для зубчатых колес  $F_r = 250$  мкм самой грубой 12-й степени точности.

4. Для уменьшения съема металла при зубошлифовании у мало деформированных колес целесообразно назначать увеличенный допуск на длину общей нормали; по крайней мере, назначать сопряжение А вместо В или даже специально увеличенный допуск, что разрешено государственным стандартом.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Богин Я. И., Фрадкин Е. И.** Анализ точности закаленных цилиндрических зубчатых колес, изготовляемых без зубошлифования // Вестник машиностроения. 1983. № 3. С. 26-30.
- 2. Пономарев В. П., Штин А. П. Расчет точности зубчатых колес после химико-термической обработки // Вестник машиностроения. 1977. № 2. С. 65-68.
- 3. Зак П. С., Лихциер М. Б., Фрадкин Е. И. Выбор степеней точности высоконапряженных зубчатых

- передач // Вестник машиностроения. 1978. № 1. С. 15—18.
- 4. **Фрадкин Е. И.** Точность крупномодульных шлифованных зубчатых колес из разных сталей // Вестник машиностроения. 2003. № 4. С. 58—63.
- 5. **Фрадкин Е. И.** Производственный опыт шлифования крупномодульных зубчатых колес на станках с коническим кругом // Вестник машиностроения. 2002. № 11. С. 58—64.
- 6. **Фрадкин Е. И., Чурилин А. В.** О назначении припусков и допусков при зубо- и шлицешлифовании // Вестник машиностроения. 1999. № 1. С. 26—30.

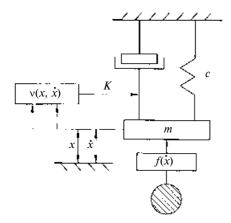


Рис. 1. Физическая модель инструмента с управляемым демпфированием крепления

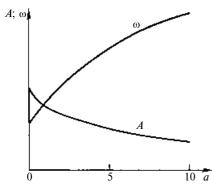


Рис. 2. Зависимости изменения амплитуды A и частоты  $\omega$  автоколебаний инструмента от коэффициента a обратной связи параметрического виброгасящего воздействия в случае фрикционной автоколебательной характеристики релейевского типа

Предположим, что автоколебания инструмента близки к гармоническим. Один из простейших законов параметрического виброгашения имеет вид:

$$v(x,\dot{x}) = Vx\dot{x},\tag{3}$$

где V — константа.

Данный закон является упрощенной формой квазиоптимального закона параметрического управления периодическим режимом [5].

В анализе системы, описываемой уравнением (2) с законом параметрического воздействия (3), используют метод гармонической линеаризации [6].

Тогда выражение (2) будет иметь вид:

$$\{s^{2} + [2k + axsx]sx + \omega_{0}^{2}\}x =$$

$$= \varphi(sx),$$
(4)

где s — оператор дифференцирования; 2k = K/m; a = V/m;  $\omega_0^2 = c/m$ ;  $\varphi(sx) = f(sx)/m$ .

В соответствии с методом гармонической линеаризации режим установившихся автоколебаний, определяемый как приближенное решение уравнения (4), имеет вид:  $x = A\sin\omega t$ , где A -амплитуда колебаний;  $\omega -$  частота колебаний. В результате гармонической линеаризации получим:

$$\left(s^2 + 2ks + a\frac{\omega^2 A^2}{4} + \omega_0^2\right) x =$$

$$= \varphi_2(A, \omega) \frac{s}{\omega} x, \tag{5}$$

где  $\varphi_2(A, \omega)$  — коэффициент гармонической линеаризации функции  $\varphi(sx)$ :

$$\varphi_2(A, \omega) =$$

$$= \frac{1}{\pi A} \int_{0}^{2\pi} \varphi(\omega A \cos \psi) \cos \psi d\psi. \quad (6)$$

Периодическому режиму с частотой  $\omega$  соответствует мнимый корень  $s = j\omega$  характеристического уравнения  $s^2 + 2ks + \omega^2 4^2$ 

$$+ a \frac{\omega^2 A^2}{4} + \omega_0^2 = \varphi_2(A, \omega) \frac{s}{\omega}, \text{ ypab-}$$

нения (5). В результате подстановки этого значения в характеристическое уравнение и отделения вещественной и мнимой частей определяется система двух алгебраических уравнений относительно амплитуды A и частоты  $\omega$  колебаний:

$$\left. \begin{array}{l}
 \omega_0^2 - \omega^2 + a \frac{\omega^2 A^2}{4} = 0, \\
 2k\omega - \varphi_2(A, \omega) = 0.
 \end{array} \right\} (7)$$

В качестве примера рассматривается случай фрикционной характеристики автоколебаний типа Релея:  $\varphi(sx) = \mu_1 sx - \mu_2(sx)^3$ , где  $\mu_1$ ,  $\mu_2$  — положительные константы ( $\mu_1 < 2k$ ). При этом коэффициент гармонической линеаризации [см. формулу (6)] определяется по формуле

$$\varphi_2(A, \omega) = \mu_1 \omega - \mu_2 \frac{3}{4} \omega^3 A^2.$$
 (8)

С учетом выражения (8) решение системы уравнений (7) имеет вид:

$$\omega = \left[\omega_0^2 + \frac{1}{3} \frac{(2k - \mu_1)}{\mu_2} a\right]^{\frac{1}{2}}; \quad (9)$$

$$A = \frac{2}{\sqrt{3}\omega} \left(\frac{(2k - \mu_1)}{\mu_2}\right)^{\frac{1}{2}}.$$
 (10)

При отсутствии параметрического виброгашения (a=0) частота и амплитуда автоколебаний определяются по формулам:

$$\omega = \omega_0; A_0 = \frac{2}{\sqrt{3}\omega_0} \left(\frac{(2k - \mu_1)}{\mu_2}\right)^{\frac{1}{2}}.$$

На рис. 2 представлены зависимости частоты  $\omega$  и амплитуды A автоколебаний инструмента от коэффициента a параметрической обратной связи при  $\omega_0 = 1$ ;  $2k - \mu_1 = 1$ ;  $\mu_2 = 0.5$ .

Таким образом, введение параметрической обратной связи позволяет значительно снизить амплитуду автоколебаний инструмента, что способствует повышению качества отделочно-упрочняющей обработки.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Ершов А. А., Израилович М. Я.** Современная технология упрочняющей обработки в станкостроении // Применение систем адаптивного управления (обзорная информация). Вып. 6. М.: ВНИИТЭМР, 1986. 44 с.
- 2. **Юшков В. В., Торбило В. М.** Расчет автоколебаний при алмазном выглаживании // Технологические методы повышения качества, долговечности и эксплуатационной надежности деталей машин. Пермы: ППИ, 1974. С. 37—39.
- 3. **Израилович М. Я., Аракчеев А. В.** Активное параметрическое гашение фрикционных автоколебаний // 7-я Всероссийская конф. "Нелинейные колебания механических систем". Н. Новгород: ННГУ, 2005. С. 85.
  - 4. A. c. 643313 CCCP.
- 5. **Израилович М. Я.** Синтез автоколебательных систем с параметрическим возбуждением // Проблемы машиностроения и надежности машин. 1996. № 4. С. 20—28.
- 6. Попов Е. П. Прикладная теория процессов управления в нелинейных системах. М.: Наука, 1973. 583 с.

М. О. НОДЕЛЬМАН, канд. техн. наук (НИИТСХМ, г. Челябинск)

## Оценка итогового параметра предела текучести при резании пластичных металлов

Приводится оценка итогового параметра предела текучести обрабатываемого материала при стружкообразовании, основанная на принципах фиксированных условий резания и равенстве соотношений удельных работ деформирования при сжатии и резании для равных значений интенсивностей деформаций.

**Ключевые слова:** пластичные металлы, резание, стружкообразование, предел текучести, сдвиг, трение, температурно-скоростные параметры.

An estimation of the yield-point overall parameter of a work material at a chip forming, based on the principles of fixed cutting conditions and equality of relations of the ultimate resilience at compression and cutting for equal deformation intensions, is presented.

**Keywords:** plastic metals, cutting, chip forming, the yield-point, friction, temperature-rate parameters.

Надежность прогнозируемой оценки ряда реологических параметров пластичных металлов в условиях самоорганизации вязкопластического течения срезаемого слоя припуска зависит от точности исходных данных, т. е. их определения [1].

Это относится и к надежности прогнозируемой оценки предела текучести  $\tau_s$  на сдвиг материала, обрабатываемого резанием, а следовательно, и надежности оценки коэффициента  $\eta_{\Pi \Pi}$  пластического внутреннего трения (вязкости) зоны стружкообразования. Поскольку при определении показателя η<sub>пл</sub> на основе итоговых значений касательного напряжения  $\tau_{\beta}$ , скорости  $\dot{\epsilon}$  деформации, относительного сдвига  $\epsilon$  и предела текучести  $\tau_s$  зоны стружкообразования в соответствии с реологической моделью  $\tau_{\beta} = \tau_{S} + \eta_{\Pi \Pi} \dot{\epsilon}$  [2] возникают трудности при оценке и учете температурно-скоростных параметров стружкообразования при определении показателя  $\tau_s$  на основе кривой течения, полученной при стандартных механических испытаниях обрабатываемого материала. Особенно это актуально при обработке резанием в промышленных условиях в режимах, соответствующих максимальной производительности [3] и обусловливающих высокие температурно-скоростные параметры стружкообразования. Так, при точении углеродистых, конструкционных и легированных сталей на таких режимах температура составляет 800 ÷ 1000 K, а время стружкообразования порядка  $10^{-4} \div 10^{-5}$  с.

Рассмотрим вопросы учета температурно-скоростных параметров процесса стружкообразования при определении итогового параметра предела текучести  $\tau_s$  на сдвиг обрабатываемого материала без непосредственной оценки температурно-скоростных условий, что исключает необходимость про-

блематичного моделирования исходных данных по надежной прогнозируемой оценке показателя  $\tau_s$  стружкообразования отличными от процесса резания методами, упрощает оценку показателя  $\tau_s$  и повышает ее надежность, а, следовательно, и надежность оценки коэффициента  $\eta_{\Pi \Pi}$  пластического внутреннего трения срезаемого слоя припуска.

Решение поставленной задачи базируется на принципах фиксированных условий резания и равенства соотношений удельных работ деформирования при сжатии и резании при равных интенсивностях деформаций.

Принцип фиксированных условий резания основывается на постоянстве факторов резания и внутренних взаимозависимых параметров стружкообразования. В частности, итоговых значений деформации  $\varepsilon$ , скорости  $\dot{\varepsilon}$  деформации, напряжений, температур и времени стружкообразования [3].

Принцип равенства соотношений удельных работ деформирования при испытаниях на сжатие и резание при равных интенсивностях деформаций основывается на положениях о равенстве удельных работ деформации при сжатии и резании при равных максимальных сдвигах и функциональных связях интенсивностей напряжений и деформаций с удельной работой формоизменения при деформировании [4, 5].

В качестве итоговых максимальных значений приняты: относительный сдвиг  $\varepsilon$  и скорость  $\dot{\varepsilon}$  деформации относительного сдвига, определяемые по параметрам конечного формоизменения срезаемого слоя и времени стружкообразования; напряжения — максимальное касательное напряжение  $\tau_{\beta}$ , определяемое сопротивлением стружкообразованию, отнесенным к условной плоскости сдвига обобщенной силовой расчетной схемы резания [1]. Например,  $\varepsilon = (\xi + 1/\xi)/\cos\gamma_p - 2tg\gamma_p$ ;  $\dot{\varepsilon} = (\upsilon/a)(\dot{\varepsilon}\sin\beta)^2$ ;  $\tau_{\beta} = R\cos(\omega + \beta)\sin\beta/(ab)$ , где  $\upsilon$  — скорость резания; a и b — толщина и ширина среза; R — сила резания;  $\beta$  — условный угол сдвига;  $\omega$  и  $\gamma_p$  — углы соответственно действия и схода стружки;  $\xi$  — усадка стружки по толщине [6, 3].

Применительно к рассматриваемому плоскому сливному стружкообразованию простого сдвига показатели:  $\varepsilon$ ,  $\dot{\varepsilon}$ ,  $\tau_{\beta}$ , интенсивность  $e_i$  деформации, скорость  $\dot{\varepsilon}_i$  деформации, напряжения  $\sigma_i$  срезаемого слоя припуска связаны зависимостями:  $e_i = \varepsilon/3^{0.5}$ ;  $\dot{\varepsilon}_i = \dot{\varepsilon}/3^{0.5}$ ;  $\sigma_i = \tau_{\beta}3^{0.5}$  [5].

На основании изложенного выше имеем:  $A_{\rm y.z.c}/A'_{\rm y.z.c} = A_{\rm y.z.p}/A'_{\rm y.z.p}$ . Здесь  $A_{\rm y.z.c} = Be_i^{n+1}/(n+1)$ ,

Реологические показатели при свободном поперечном точении на воздухе сталей 20X и 38XCA резцами Т15К6 с плоской передней поверхностью ( $\gamma_p = \gamma = -10$ ) при v = 2,5833 м/с; a = (15) ( $\gamma_p = 10$ )  $\gamma_p = \gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при v = 10 ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при v = 10 ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при v = 10 ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при v = 10 ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при v = 10 ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при v = 10 ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma_p = \gamma_p = 10$ ) при  $\gamma_p = 10$  ( $\gamma$ 

		C IIIIO	c injection inspectation independent big $T_{ m p}=T_{ m p}$	и порерон	dr) orang		roen / nen o	- 2,3033 m/c, u	, c, m	220)10	m, v = (+	01/0			
Марка стали (тверлость):									$\gamma_{\rm p}^{\rm o}$						
параметры кривой	$a \cdot 10^{-6}$		-10	· 	-5		0		5		10		15		20
течения; предел текучести на сдвиг	Z	т <sub>s</sub> · 10 <sup>6</sup> , Па	η <sub>πυ</sub> /η΄ <sub>ππ</sub> , Πα· c	т <sub>s</sub> ·10 <sup>6</sup> , Па	η <sub>ππ</sub> /η΄ <sub>ππ</sub> , Πα· c	т <sub>s</sub> · 10 <sup>6</sup> , Па	η <sub>πι</sub> /η' <sub>πι</sub> , Πα·c	т <sub>s</sub> · 10 <sup>6</sup> , Па	η <sub>πν</sub> /η' <sub>πν</sub> , Πα· c	$\tau_s \cdot 10^6$ , $\Pi a$	η <sub>πυ</sub> /η΄ <sub>ππ</sub> , Πα· c	т <sub>s</sub> · 10 <sup>6</sup> , Па	η <sub>πν</sub> /η΄ <sub>ππ</sub> , Πα· c	т <sub>s</sub> · 10 <sup>6</sup> , Па	η <sub>πν</sub> /η΄ <sub>ππ</sub> , Πα· c
	051	108.0	4 306,7	513 5	4 443,2	507.3	4 371,8	236.4	4 688,3	550.0	5 050,7	212	5 073,7	0 675	5 203,2
	001	0,00,0	5 173,0	0,010	6 072,0	C, 100	5 760,0	t,000	7 572,0	,000	9 054,0	+,1+0	8 821,0	0,44,0	9 255,0
	310	3 031	5 430,9	7 007	5 594,2	C 9LV	5 519,5	0 005	6 006,2	511.0	6 256,4	511.3	6 549,6	C 203	6 662,6
20X (187 HB); B =	C17	400,5	4 822,0	7,064	6 343,0	7,0,4	5 371,0	0,000	8 077,0	0,1110	8 759,2	2,111,	8 907,0	7,100	9 282,0
$= 941,44 \cdot 10^{6}$ $\Pi a;$	305	9 777	7 134,5	0 257	7 193,6	3 231	7 437,0	0 901	7 914,0	517 5	8 664,3	7 007	8 694,0	5177	9 023,1
n = 0.0803; $\tau'_s =$	COC	0,444	4 241,0	4,55,9	5 009,0	403,3	6 028,0	400,3	8 754,0	.,,10	12 867,7	1,06,1	11 107,0	212,2	13 304,0
$= 478,43 \cdot 10^6$ $\Pi a$	367	420.5	9 230,6	3 CVV	9 537,0	2021	10 109,2	1 777	10 421,3	4 027	10 725,2	1 371	11 681,8	3 777	11 782,6
	£5.	450,5	3 667,0	447,7	5 104,0	423,0	7 632,0	4/2,1	9 568,0	t,7/t	9 831,3	4,0,4 4,0	11 169,0	C, //+	11 618,0
	003	9 901	10 916,3	7 7 7 7	11 065,6			0 791	11 820,2	7 021	12 326,7	401.2	13 494,5	1007	13 888,3
	020	420,0	3 620,0	474,7	4 632,0		l	400,0	9 984,0	420,0	8 780,4	401,7	14 059,0	+00,+	14 326,0
	051	137 3	7 683,6	3 1/31	8 053,3	C 091	8 336,9	0 891	8 657,3	0 927	9 394,4	7 60	9 240,4	9 501	9 606,7
	001	ر, <i>ا</i> ر	7 739,0	٠,٢٠٢	8 913,0	7,001	9 535,0	0,001	10 342,0	7,0,1	11 784,0	402,2	11 988,0	0,001	12 956,0
	215	400 4	9 924,4	5 900	10 191,3	9 200	10 411,5	0.757	11 574,5	754.0	12 156,8	3,097	11 833,2	3 091	12 206,3
38XCA (187 <i>HB</i> );	C17	+,70+	8 263,0	720,0	9 581,0	0,121	9 834,0	0,70+	13 150,0	0,+0+	13 645,0	٠,٥٥٠	13 874,0	٥,٠٥٠	14 393,0
$B = 956,96 \cdot 10^6$	305	30.4.7	13 263,0	0.017	13 681,8	0.007	13 802,8	7 877	15 428,5	7 977	15 756,4	7 6 6 7 7	15 163,6	7 7 7	15 879,6
$n = 0.15;$ $\pi' = 0.15;$	000	274,7	8 805,0	410,7	11 376,0	0,021	12 276,0	140,1	16 768,0	7,01	16 977,0	7,77	15 864,0	, ,	16 263,0
$t_s = 436 \cdot 10^6 \text{ Ha}$	435	9 828	17 122,0	402 5	18 657,8	410.2	19 163,1	441.6	21 831,2	439.5	20 184,2	440 3	20 076,5	449.0	21 398,0
	CC+	0,070	10 205,0	702,5	14 312,0	7,011	15 630,0	0,111	22 692,0	7,7,5	20 718,0		20 763,0	7,7	23 714,0
	520	0.928	20 260,2	307.0	20 966,9	404 4	21 865,8	437.0	23 333,4	439.7	24 166,0	438 6	23 204,4	446.3	24 506,4
	040	2,	11 565,0	6,100	15 284,0	† †	16 774,0	2,75	23 508,0	-1,7,5+	24 852,0	0,000	23 685,0	.,	26 646,0

Реологические показатели при несвободном продольном точении на воздухе сталей Ст5 и 12Х2Н4А резцами Т15К6 с формой передней поверхности двойной =0;  $\phi=44^\circ$ ;  $r=1\cdot10^{-3}$ ;  $\gamma_{\phi}=-5^\circ$ ;  $\gamma_{\phi}=5^\circ$ ;  $\gamma_{\phi}=10^{-4}$  м) и фасонной укороченной выкружки, расположенной на длине контакта стружки с инструментом  $[\lambda_{\phi}=0]$ ;  $\phi=44$ =  $1 \cdot 10^{-3}$  m;  $\gamma_{\Phi} = -5$ ;  $\varphi = 5^{\circ}$ ;  $f = (1; 2; 3)10^{-4}$  m;  $R_{B} = 12 \cdot 10^{-4}$  m, edgene  $h = 2 \cdot 10^{-4}$  m] upn: v = 0.833 m/c;  $a = (23 \oplus 27)10^{-6}$  m;  $b = (41, \oplus 3.2)10^{-6}$ 

ರ

the fact of the		(2 (- (-)	. (											!
Марка стали	•							v, M/c	1/c					
(твердость); параметры кривой	Форма передней	$a \cdot 10^{-6}$	0,	0,8333	1,	1,1666		1,5	1,1	1,8333	2,	2,3333	2,	2,8333
течения; предел текучести на сдвиг	поверхно- сти (γ <sub>p</sub> )	M	$\tau_s \cdot 10^6$ , $\Pi a$	η <sub>πл</sub> /η' <sub>ππ</sub> , Πα· c	$\tau_s \cdot 10^6$ , $\Pi a$	η <sub>ππ</sub> /η' <sub>ππ</sub> , Πα· c	$\tau_s \cdot 10^6$ , $\Pi a$	η <sub>ππ</sub> /η' <sub>ππ</sub> , Πα· c	$\tau_s \cdot 10^6$ , $\Pi a$	η <sub>ππ</sub> /η' <sub>ππ</sub> , Πα· c	$\tau_s \cdot 10^6$ , $\Pi a$	$\tau_s \cdot 10^6$ , $\eta_{\text{III}}/\eta'_{\text{III}}$ , $\Pi a \cdot c$	$\tau_s \cdot 10^6$ , $\Pi a$	η <sub>ππ</sub> /η' <sub>ππ</sub> , Πα· c
CT5 (163 HB); $B = \S28, 66 \cdot 10^6 \text{ Ha};$	Двойная (2°)	236	324,8	59 991,7 56 770,0	324,1	40 783,1 38 356,0	332,6	28 759,7 28 151,0	335,7	22 029,7 21 900,0	330,7	16 091,0 15 552,0	331,8	12 400,1 12 049,0
n = 0.217; $\tau'_s = 336,88 \cdot 10^6 \text{ Ha}$	Фасонная	238	346,5	62 877,9 65 716,0	344,7	42 869,7 44 512,0	353,2	30 455,5 33 065,0	362,1	22 223,8 25 378,0	356,6	16 958,7 18 894,0	356,6	13 349,7 14 918,0
	укорочен- ная (12°÷13°)	327	366,0	91 641,6 104 190,0	355,4	62 632,1 68 345,0	364,8	40 983,7 47 017,0	372,9	29 782,9 35 865,0	368,1	22 386,0 26 473,0	362,0	18 036,0 20 745,0
12X2H4A (187 <i>HB</i> ); $B = 862,99 \cdot 10^6 \text{ Ha};$	Двойная (2°)	236	466,8	27 902,4 48 527,0	469,9	17 674,6 32 332,0	465,0	12 673,4 23 067,0	462,6	9 994,0 18 151,0	446,9	7 365,4 12 335,0	443,8	5 842,3 9 657,0
n = 0.091; $\tau'_s = 387,84 \cdot 10^6 \text{ Ha}$	Фасонная	238	472,6	29 451,7 54 037,0	477,5	18 346,8 36 357,0	6,474	12 632,8 25 700,0	471,8	10 008,4 20 226,0	461,4	7268,2 14 125,0	453,3	5 821,0 10 813,0
	укорочен- ная (12°÷13°)	327	473,5	35 024,8 68 240,0	471,4	23 993,0 46 893,0	468,5	16 330,0 32 664,0	461,3	12 715,1 24 684,0	445,2	9 455,5 16 725,0	437,6	7 224,6 12 532,0

 $A_{
m yд.p} = au_{
m eta} \epsilon$ , при  $e_i = \epsilon/3^{0.5}$  — удельные работы соответственно сжатия и резания; B, n — параметры модели ( $\sigma_i = Be_i^n$ ), аппроксимирующей, например, степенной зависимостью кривую течения обрабатываемого материала при статических испытаниях на сжатие при нормальной температуре.  $A'_{
m yd.c} = Be_{is}^{n+1}/(n+1), A'_{
m yd.p} = au_s \epsilon_s$  при  $e_{is} \approx 0.2$  и  $3^{0.5} \cdot 0.2$ ) — удельные работы сжатия и резания, соответствующие началу пластического течения обрабатываемого материала.

Выполнив некоторые преобразования, получим:  $\tau_s = \tau_\beta K_s$  при  $K_s = 1/(2,886752\epsilon)^n \leqslant 1$  и  $\epsilon \geqslant 0,34641$ , где  $K_s$  — коэффициент, характеризующий итоговое значение предела текучести  $\tau_s$  на сдвиг, входящего в касательные напряжения  $\tau_\beta$ , соответствующего фиксированным условиям резания. Следовательно,  $\epsilon$  и  $\tau_s$  будут соответствовать данным фиксированным условиям резания. При этом без непосредственной оценки температурно-скоростных параметров стружкообразования определяется итоговый предел текучести  $\tau_s$  на сдвиг при резании с учетом температурно-скоростных параметров стружкообразования, обусловленных фиксированными условиями процесса резания.

Аналогичный результат по определению показателя  $\tau_s$  (применительно к рассматриваемому методу оценки при резании относительно итогового предела текучести) можно получить и на основании равенства соотношений интенсивностей напряжений при сжатии и резании при равных интенсивностях деформаций.

В случае, если представляется возможным установить непрерывную функциональную связь между показателями  $\tau_{\beta}$  и  $\varepsilon$  (в частности, при  $\gamma_{p}=$  const для сравнительно узкого диапазона изменения режима резания), предел текучести  $\tau_{s}$  также можно представить как непрерывную функцию от  $\varepsilon$ , например, при резании, при аппроксимации опытных данных ( $\tau_{\beta}$ ,  $\varepsilon$ ) линейной моделью с непрерывной функцией вида  $\tau_{\beta}=\tau_{\beta 0}(1-\varepsilon/\varepsilon_{0})$ , где  $\tau_{\beta 0}$ ,  $\varepsilon_{0}$  отрезки соответственно на осях  $\tau_{\beta}$  и  $\varepsilon$ , модель итогового параметра предела текучести будет иметь вид:  $\tau_{s}=\tau_{\beta 0}(1-\varepsilon/\varepsilon_{0})K_{s}$ .

С учетом выкладок по определению показателя  $\tau_s$  стружкообразования, соответствующих фиксированным условиям резания, получим следующие оценки коэффициента  $\eta_{\Pi \Lambda}$  пластического внутреннего трения стружкообразования, соответствующие этим же фиксированным условиям:

при дискретных значениях показателей  $\tau_{\beta}$ ,  $\epsilon$ ,  $\dot{\epsilon}$  и  $\tau_{s}$ :  $\eta_{\Pi\Pi} = \tau_{\beta} (1 - K_{s}) (a/\upsilon)/(\epsilon \sin \beta)^{2}$ ;

при линейной функциональной  $[\tau_{\beta} = f(\epsilon, \epsilon_0, \tau_{\beta 0})]$  связи между показателями  $\tau_{\beta}$  и  $\epsilon$ :  $\eta_{\Pi \Pi} = \tau_{\beta 0} (1 - K_s) \times (1 - \epsilon/\epsilon_0)(a/\upsilon)/(\epsilon \sin \beta)^2$ .

В табл. 1 и 2 приведены реологические показатели ( $\tau_s$ ,  $\tau_s'$ ,  $\eta_{\Pi \Pi}/\eta_{\Pi \Pi}'$ ), рассчитанные на основании

Таблица 3 Значения показателей вязкопластического течения деформированной среды зоны стружкообразования и погрешности их оценки

Марка стали (твердость)	$\gamma_p^o$	$K'_{\eta}$	$\delta K'_{\eta}$ , %	$K_{\eta}$	δ <i>K</i> <sub>η</sub> , %
20X (187 <i>HB</i> )	-10	1,1262	9,5/6,9	1,1873	0,68/0,48
	-5	1,1504	9,7/8,0	1,1783	0,65/0,44
	0	1,1684	6,6/4,3	1,1726	0,56/0,46
	5	1,2044	8,7/6,5	1,1661	0,81/0,57
	10	1,2143	9,6/10,2	1,1567	0,76/0,54
	15	1,2024	8,2/5,7	1,1486	0,76/0,49
	20	1,2016	7,9/6,0	1,1406	0,88/0,67
38XCA (187 <i>HB</i> )	-10 -5 0 5 10 15 20	1,2611 1,3104 1,3129 1,3747 1,3608 1,3508 1,3444	10,0/6,7 9,0/6,2 9,0/6,1 5,3/4,3 6,7/4,2 7,6/4,5 8,0/4,0	1,3822 1,3648 1,3481 1,3375 1,3140 1,3005 1,2836	1,07/0,76 1,17/0,87 1,31/0,96 1,04/1,71 1,72/1,23 1,62/1,01 1,62/1,58
Ст5 (163 НВ)	2	1,5376	2,1/1,6	1,5569	1,3/1,3
	12—13	1,6039	3,7/2,1	1,4745	0,12/0,8
12X2H4A	2	1,4040	2,7/2,8	1,2047	1,97/0,96
(187 <i>HB</i> )	12—13	1,4546	6,7/9,7	1,1751	1,05/0,85

Примечание. Для  $\delta K'_{\eta}$  и  $\delta K_{\eta}$  в числителе — отрицательные значения погрешности, в знаменателе — положительные

оценок предела текучести обрабатываемого материала по кривой течения при испытании на сжатие  $(\tau_s', \eta_{\Pi \Pi}')$  и по результатам настоящего исследования  $(\tau_s, \eta_{\Pi \Pi})$ . Здесь  $\tau_s'$  — предел текучести на сдвиг, оцененный на основании кривой течения обрабатываемого материала при стандартных механических испытаниях на сжатие.

В табл. 3 приведены значения безразмерных показателей ( $K_{\rm Tp}$ ,  $K_{\eta}'$ ) вязкопластического течения деформированной среды зоны стружкообразования и погрешности ( $\delta K_{\eta}$ ,  $\delta K_{\eta}'$ ) их оценки, соответствующие данным табл. 1 и 2. Определение выполнено на основании коэффициентов  $\eta_{\Pi \Pi}$  и  $\eta_{\Pi \Pi}'$  в соответствии с данными работы [1]. В дополнение к данным работы [1] отметим, что показатель  $K_{\eta}$ можно определить и по зависимости  $K_{\eta}=1/K_{s}$ .

Представленные в таблицах данные по влиянию параметров обработки  $(\upsilon, a, \gamma, \gamma_p)$  на показатели

 $\eta_{\Pi\Pi}$ ,  $K_{\eta}$  и  $\eta'_{\Pi\Pi}$ ,  $K'_{\eta}$  процесса стружкообразования соответственно при учете температурно-скоростных условий ( $\tau_s \neq$  const) и без их учета ( $\tau'_s =$  const) свидетельствуют не только о различии абсолютных значений, особенно коэффициентов пластического внутреннего трения ( $\eta_{\Pi\Pi}$  и  $\eta'_{\Pi\Pi}$ ) при изменении скорости резания (см. табл. 2), но и о различии характера влияния параметров обработки как на показатели  $\eta_{\Pi\Pi}$ ,  $\eta'_{\Pi\Pi}$ , так и на показатели  $K_{\eta}$ ,  $K'_{\eta}$ . Так, при свободном точении стали 20X и углах схода стружки  $\gamma_p = -10^\circ$  и  $\gamma_p = -5^\circ$  характер влияния толщины a среза на  $\eta'_{\Pi\Pi}$  "выпадает" из общей картины влияния a и  $\gamma_p$  на коэффициент внутреннего трения (см. табл. 1). Аналогичное имеет место и при оценке влияния параметра  $\gamma_p$  на показателя  $K'_{\eta}$  (см. табл. 3).

Таким образом, стабильность общего характера влияния параметров обработки ( $\upsilon$ , a,  $\gamma$ ,  $\gamma_p$ ) на показатели процесса стружкообразования ( $\eta_{\Pi \Pi}$ ,  $K_{\eta}$ ) при учете температурно-скоростных условий в отличие от характера их влияния на аналогичные показатели ( $\eta'_{\Pi \Pi}$ ,  $K'_{\eta}$ ) без учета этих условий, а также различие абсолютных значений показателей  $\eta_{\Pi \Pi}$  и  $\eta'_{\Pi \Pi}$  существенное снижение погрешностей  $\delta K_{\eta}$  в сравнении с погрешностями  $\delta K'_{\eta}$  позволяют сделать вывод о надежности предложенного метода оценки итогового значения предела текучести обрабатываемого материала при резании.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Нодельман М. О.** Прогнозная оценка реологических параметров пластичных металлов в условиях самоорганизации вязкопластического течения срезаемого слоя припуска // Вестник машиностроения. 2009. № 8. С. 43—52.
- 2. **Рейнер М.** Деформация и течение. Введение в реологию. М.: ГНТИ нефтяной и горно-топливной литературы, 1963. 381 с.
- 3. **Нодельман М. О.** Металлообработка резанием. Основы теории и практика. Челябинск: Печатный салон "Издательство РЕКПОЛ", 2005. 160 с.
- 4. Розенберг А. М., Еремин А. Н. Элементы теории процесса резания металла. М.: Машгиз, 1956. 320 с.
- 5. Смирнов-Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. М.: Машгиз, 1961. 463 с.
- 6. Развитие науки о резании металлов / В. Ф. Бобров и др. М.: Машиностроение, 1967. 416 с.

#### Вниманию подписчиков!

В последнее время участились случаи контрафактного издания журналов нашего издательства, сопровождающиеся нарушением технических стандартов полиграфии. Нередко покупателями контрафактных изданий становятся бюджетные организации, заключившие договор с недобросовестными поставщиками в результате тендера. Кроме того, такие поставщики зачастую не выполняют своих обязательств по подписке, что влечет за собой обращение подписчиков в редакции журналов. Напоминаем, что изготовление и распространение контрафактной продукции подпадает под действие Уголовного Кодекса РФ.

ООО "Издательство Машиностроение" обладает исключительными правами на выпуск и реализацию своих периодических изданий, поэтому для оформления подписки у нас не требуется участия ни в каких тендерах. Издательство предоставляет все документы, которые необходимы государственным учреждениям.

ООО "Издательство Машиностроение" предоставляет журналы по минимальной отпускной цене. Постоянным подписчикам дается скидка — 3 %.

Ежемесячная отправка журналов заказной бандеролью осуществляется за счет издательства.

Приглашаем Вас оформлять подписку на журналы издательства в отделе продаж, маркетинга и рекламы:

107076, г. Москва, Стромынский пер., д. 4. Тел.: (499) 269-6600, 269-5298. Факс: (499) 269-4897.

E-mail: realiz@mashin.ru www.mashin.ru

Обращайте внимание на качество журналов, получаемых по подписке не в издательстве!

Издательство не несет ответственности за низкое качество журналов, приобретаемых у недобросовестных поставщиков, и не принимает их к обмену.

Д. Е. ЖАРИН, д-р техн. наук, С. Ю. ЮРАСОВ, канд. техн. наук, М. И. ГУМЕРОВ, Л. Н. ШАФИГУЛЛИН (Камская инженерно-экономическая академия, г. Набережные Челны)

# Оптимизация режимов механической обработки дисперсно-наполненных полимерных композиционных материалов

Приведена методика выбора режимов резания при обработке полимерных материалов, основанная на экспериментальных исследованиях и разработанных математических моделях, которая позволяет повысить качество обработанных изделий.

**Ключевые слова:** полимерные композиционные материалы, обработка резанием, критерии оптимизации.

A choice of cutting conditions technique at working of polymer materials based on experimental study and elaborated mathematical models, allowing to improve the quality of processed items, is presented.

**Keywords**: polymer composite materials, processing by cutting, optimization criteria.

Благодаря уникальному комплексу эксплуатационных свойств эпоксидные, полиэфирные и эпоксиполиуретановые композиционные материалы (КМ) нашли широкое применение при производстве изделий специального назначения (облицовочных и потолочных плиток, фундаментных плит, фасонных изделий и т. д.) [1, 2]. Современной тенденцией развития производства изделий из полимерных КМ является повышение их технологичности в результате оптимизации состава и использования механической обработки для получения готовой продукции [3]. Фрезерование и сверление деталей из КМ являются распространенными операциями, применяемыми при обработке плоских и фасонных поверхностей, пазов, уступов, фасок, выполнении технологических отверстий [4].

Экспериментальные исследования проводили на эпоксидных, полиэфирных, эпоксиполиуретановых КМ. В качестве матричных компонентов использовали: эпоксидную смолу ЭД-20 (ГОСТ 10587—84); дибутилфталат (ДБФ) (ГОСТ 8728—88); полиэтиленполиамин (ПЭПА) (ТУ 2413-357-00203447—99); полиэфирную смолу 540-М 888; пероксид № 1 (раствор перекиси метилэтилкетона в диметилфталате); простой полиэфир (Сарэл А-04) и полиизоцианат (Сарэл Б-04). Наполнителями КМ служили: диабаз (истинная плотность наполнителя  $\rho_{\rm u} =$  $= 2900 \text{ кг/м}^3$ , его удельная поверхность  $S_{VI} =$  $=80 \div 780 \text{ м}^2/\text{кг}$ ); маршалит ( $\rho_{\text{и}} = 2650 \text{ кг/м}^3$ ,  $S_{\text{уд}} = 80 \div 780 \text{ м}^2/\text{кг}$ ); ПЦ 400 ДФ ( $\rho_{\text{и}} = 3100 \text{ кг/м}^3$ ,  $S_{\text{уд}} = 80 \div 780 \text{ м}^2/\text{кг}$ ); аэросил A300 ( $S_{\text{уд}} = 80 \div 780 \text{ м}^2/\text{кг}$ ); аэросил A300 ( $S_{\text{уд}} = 80 \div 780 \text{ м}^2/\text{кг}$ );  $\div 780 \text{ м}^2/\text{кг}$ ), гранитный порошок ( $\rho_{\rm u} = 2650 \text{ кг/м}^3$ ,  $S_{\rm VI} = 150 \ {\rm M}^2/{\rm K}$ г) и полиамидное волокно (средний диаметр волокна  $d_f = 15$  мкм, средняя длина волокна l = 6 мм). В рецептуре варьировали массовым содержанием отвердителей, объемным содержанием и удельной поверхностью наполнителей. В качестве испытательного оборудования использовали: вертикально-сверлильный станок мод. 2С132 с применением сверл  $P6M5 \varnothing 10 \div 20$  мм (ГОСТ 10902—77); вертикально-фрезерный мод. 6РФ3 с применением концевых цилиндрических фрез P18  $\varnothing$  15 ÷ 32 мм. Физико-механические свойства и качество обработанных КМ оценивали по измеренным значениям динамического модуля упругости  $E_{\pi}$ , предела прочности  $R_{\text{сж}}$  при одноосном сжатии, твердости НВ по Бринеллю, условномгновенного модуля упругости  $E_0$ , равновесного модуля упругости  $E_{\rm VB}$ , параметра  $\it Ra$  шероховатости согласно действующим ГОСТам и нормативным документам.

В ходе экспериментальных исследований установлено, что значительное влияние на качество изделий из КМ, полученных механической обработкой, оказывают: режим резания (подача *S*, скорость *v*, глубина *t* резания) и рецептура КМ. Установлено также, что полученные механической обработкой изделия из эпоксиполиуретановых композитов обладают более высокими физико-механическими свойствами и качеством обработанных поверхностей, чем изделия из эпоксидных и полиэфирных композитов (рис. 1).

Введение наполнителей (маршалит, диабаз, портландцемент, аэросил) в различные полимерные матрицы приводит к улучшению физико-механических свойств КМ (наблюдалось увеличение: у полиэфирных КМ —  $E_{\rm д}$  до 60 %,  $R_{\rm CЖ}$  до 64 %, HB до 60 %; у эпоксидных КМ —  $E_{\rm д}$  до 50 %,  $R_{\rm CЖ}$  до 60 %, HB до 55 %; у эпоксиполиуретановых КМ —  $E_{\rm д}$  до 50 %,  $R_{\rm CЖ}$  до 63 %, HB до 61 %) и повышению качества обработанных поверхностей (наблюдалось уменьшение Ra на  $10 \div 20$  %).

В ходе экспериментальных исследований установлено, что механическая обработка КМ возможна при объемном содержании наполнителя  $9 \le 0.5$ , так как при 9 > 0.5 происходит разрушение композита вследствие механодеструкции материала. Данный эффект обусловлен большими локальными механическими напряжениями, температурой, превышающей теплостойкость органических составляющих материала, и интенсивными окислительными процессами, возникающими при механической обработке КМ осевыми инструментами [4].

Для расчета режимов обработки при сверлении и фрезеровании эпоксидных, полиэфирных, эпоксиполиуретановых КМ в настоящее время используют стойкостные модели тейлоровского типа [5, 6]. В ходе экспериментальных исследований было установлено, что технологические параметры обработки КМ, полученные по тейлоровским моделям, плохо коррелируют с экспериментальными данными в области малых подач. В связи с этим были получены экспоненциальные модели стойкости, учитывающие физикомеханические свойства и коррозионную стойкость обрабатываемых полимерных КМ:

для операции сверления

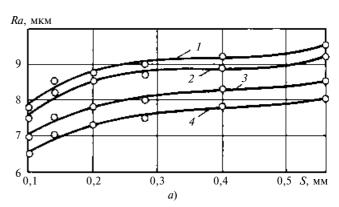
$$v = \frac{C_{\nu}D^{x_{\nu}}K_{\nu}e^{w}}{T^{m}S^{y_{\nu}}} - \left(\frac{E_{c}}{E_{m}}k_{mynp}\right)^{z_{1}}\left(\frac{R_{cжc}}{R_{cжm}}k_{mcж}\right)^{z_{2}} \times \left(\frac{R_{cжc}}{R_{cwm}}k_{mHB}\right)^{z_{3}}k_{0}^{z_{4}}k_{yB}^{z_{5}};$$
(1)

для операции фрезерования

$$v = \frac{C_{v} D^{w_{v}} K_{v} e^{w}}{T^{m} t^{x_{v}} S_{z}^{y_{v}} B^{n_{v}} z^{g_{v}}} \left(\frac{E_{c}}{E_{m}} k_{my\pi p}\right)^{z_{1}} \left(\frac{R_{c ж c}}{R_{c ж m}} k_{m c ж}\right)^{z_{2}} \times \left(\frac{R_{c ж c}}{R_{c ж m}} k_{m HB}\right)^{z_{3}} k_{0}^{z_{4}} k_{y B}^{z_{5}},$$
(2)

где  $C_{v}$  — коэффициент факторов, не входящих в уравнение в явном виде (физико-технические свойства обрабатываемого материала и осевого инструмента); D — диаметр инструмента;  $K_v$  — коэффициент, учитывающий отличие конкретных условий работы инструмента от принятых за основу; e — основание натурального логарифма; T — лимитируемое время работы инструмента;  $x_v$ ,  $y_v$ , m,  $w_{\rm v},\,g_{\rm v},\,n_{\rm v}$  — коэффициенты технологических параметров обработки; S — подача на зуб фрезы;  $z_1 \div z_5$  показатели степени, зависящие от физико-механических свойств КМ; w — показатель степени, зависящий от параметров  $D, S, T; k_{m c m}; k_{m HB}, k_{m v \Pi p}$  коэффициенты стойкости в агрессивных средах;  $E_c$  и  $E_m$  — модули упругости КМ и матричного материала;  $R_{\text{сж }c}$  и  $R_{\text{сж }m}$  — пределы прочности при одноосном сжатии КМ и матричного материала;  $k_0 = E_{0c}/E_{0m}$  — коэффициент, характеризующий условно-мгновенный модуль  $(E_{0c}, E_{0m}$  — условно-мгновенные модули упругости КМ и матричного материала);  $k_{yB} = E_{yB\,c}/E_{yB\,m}$  коэффициент, характеризующий равновесный модуль упругости КМ ( $E_{{\scriptscriptstyle VB}\,c},\,E_{{\scriptscriptstyle VB}\,m}$  — равновесные модули упругости KM); B — ширина срезаемого слоя; z — число режущих кромок инструмента и матричного материала.

С учетом современных тенденций машиностроительного производства, перехода к серийному выпуску продукции и широкому внедрению станков с ЧПУ перспективной является оптимизация режимов резания КМ с целью получения высококачественных изделий. При оптимизации режимов механической обработки материалов используют систему ограничений, учитывающую диапазоны изменения технологических параметров и мощно-



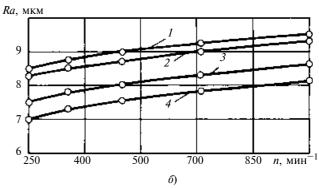


Рис. 1. Влияние подачи (a) и частоты вращения шпинделя (b) при сверлении на качество полимерных KM:

I — полиэфирная смола 540-М 888 — 100 мас. ч., пероксид № 1 — 2,5 мас. ч.; 2 — ЭД-20 — 100 мас. ч., ПЭПА — 11 мас. ч.; 3 — ЭД-20 — 100 мас. ч.; ПЭПА — 11 мас. ч.; ДБФ — 5 мас. ч.; 4 — ЭД-20 — 100 мас. ч., ПЭПА — 11 мас. ч., Сарэл 04 — 10 мас. ч.

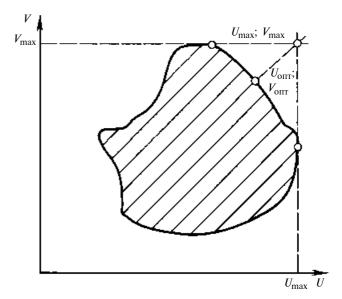


Рис. 2. Оптимальное решение, полученное с использованием метода идеальной точки на множестве Парето

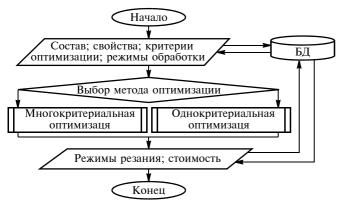


Рис. 3. Система информационного обеспечения режимов обработки KM

стей приводов станка, прочность его узлов и ряд других показателей. Оптимизацию режимов резания проводят на основе технологического критерия, соответствующего максимальной производительности [6]:  $F_t(n, S) = t/nS \rightarrow \min$ , где n — частота вращения шпинделя.

Режимы резания КМ, полученные по технологическому критерию, оказываются экономически нецелесообразными вследствие повышенного износа режущего инструмента. В связи с этим разработаны обобщенные критерии  $F_{\text{о.к}}$ , учитывающие экономические и технологические показатели:

для операции сверления

$$F_{\text{O.K}}(n, S) = \frac{L}{nS} \left[ k_{\text{CT}} + k_{3\Pi} + \frac{k_{\text{WH}} (nS^{y_{\text{v}}})^{1/m}}{(k+1) \left( 318 C_{\text{v}} D^{x_{\text{v}}-1} e^{w} K_{\text{v}} \left( \frac{E_{c}}{E_{m}} k_{my\Pi p} \right)^{z_{1}} \left( \frac{R_{\text{C} \times c}}{R_{\text{C} \times m}} k_{mcx} \right)^{z_{2}} \left( \frac{R_{\text{C} \times c}}{R_{\text{C} \times m}} k_{mHB} \right)^{z_{3}} k_{0}^{z_{4}} k_{yB}^{z_{5}} \right)^{1/m}} \right] \rightarrow \min; (3)$$

для операции фрезерования

$$F_{\text{O.K}}(n, S) = \frac{L}{nS} \left[ k_{\text{CT}} + k_{3\Pi} + \frac{k_{\text{MH}} (nS_z^{y_v} t^{x_v} B^{n_v} Z^{g_v})^{1/m}}{(k+1) \left( 318 C_v D^{w_v^{-1}} e^w K_v \left( \frac{E_c}{E_m} k_{my\pi p} \right)^{z_1} \left( \frac{R_{\text{CWC}}}{R_{\text{CW}} m} k_{mcx} \right)^{z_2} \left( \frac{R_{\text{CWC}}}{R_{\text{CW}} m} k_{mHB} \right)^{z_3} k_0^{z_4} k_{yB}^{z_5} \right]^{1/m}} \right] \rightarrow \min, (4)$$

где L — длина рабочего хода осевого инструмента;  $k_{\rm cr},\,k_{\rm 3\Pi}$  — стоимости одной минуты работы станка и рабочего времени работника;  $k_{\rm uh}$  — стоимость инструмента; k — число переточек инструмента, зависящее от марки инструментального материала и его конструкции.

Для нахождения оптимальных режимов резания КМ обычно используют Симплекс-метод [6]. Од-

нако при решении практических задач нередко приходится иметь дело с ситуациями, когда необходимо одновременное выполнение нескольких критериев, зачастую противоречивых. При механической обработке КМ — это максимальная производительность и минимальная стоимость резания.

Для решения многокритериальных задач оптимизации использовали множество Парето (рис. 2):  $U = -F_t(n; S)$ ;  $V = -F_{\rm O.K}(n; S)$ . Из рис. 2 видно, что  $U_{\rm max}$  и  $V_{\rm max}$  достигаются в разных точках, а точка с координатами ( $U_{\rm max}$ ,  $V_{\rm max}$ ) лежит вне плоскости множества Парето. Для нахождения компромиссного решения использовали метод идеальной точки [7]. В качестве координат целевой точки выбирается сочетание наилучших значений всех критериев ( $U_{\rm ont}$ ,  $V_{\rm ont}$ ).

Для решения задач оптимизации режимов обработки КМ разработана система информационного обеспечения, позволяющая идентифицировать различные альтернативные решения при механической обработке эпоксидных, полиэфирных, эпоксиполиуретановых композитов (рис. 3). С использованием этой системы установлены режимы обработки и определены составы полимерных КМ для получения из них изделий специального назначения.

Обработанные изделия из ПКМ на режимах резания, рассчитанных по приведенной методике, по комплексным показателям качества (шероховатость поверхности, отсутствие сколов и трещин)

превосходят изделия, изготовленные по классическим моделям [8].

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Строительные** материалы / Под ред. В. Г. Микульского. М.: Изд-во АСВ, 2000. 536 с.
- 2. Соколова Ю. А., Готлиб Е. М. Модифицированные эпоксидные клеи и покрытия в строительстве. М.: Стройиздат, 1990. 176 с. 3. Комар А. Г. Строитель-
- 3. **Комар А. Г.** Строительные материалы и изделия. М.: Высшая школа, 1983. 487 с.
- 4. Степанов А. А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. Л.: Машиностроение, 1987. 176 с.
- 5. **Штучный Б. П.** Обработка пластмасс резанием: справочное пособие. М.: Машиностроение, 1974. 144 с.
- 6. Ящерицын П. И., Фельдштейн Е. Э., Корниевич М. А. Теория резания: учеб. 2-е изд., испр. и доп. Минск: Новое знание, 2006. 512 с.
- 7. **Подиновский В. В., Гаврилов В. М.** Оптимизация по последовательно применяемым критериям. М.: Советское радио, 1975. 192 с.
- 8. **Кобаяши А.** Обработка пластмасс резанием: сокр. пер. с англ. М.: Машиностроение, 1974. 192 с.

УДК 621.735.3

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГУПИ)

### Технологические расчеты контурной осадки

Изложена методика выполнения практических расчетов с помощью общей теории контурной осадки, разработанной автором. Представлены новые экспериментальные исследования процесса контурной осадки. Описаны установленные новые закономерности процесса. Сопоставлением с многочисленными экспериментальными данными автора и независимых исследователей показана высокая точность теоретических расчетов основных технологических параметров процесса контурной осадки.

**Ключевые слова:** контурная осадка, закономерности процесса, расчеты технологических параметров.

A practical calculation procedure with the help of authorized general contour yielding theory has been stated. New experimental investigations of the contour yielding process have been presented, and new regularities established of the process have been described. High accuracy of theoretical calculations of basic processing characteristics of the contour yielding process has been justified by numerous experimental data obtained by the author and independent investigators.

**Keywords:** contour yielding, process regularities, calculations of the processing parameters.

Данная статья является продолжением работы [1] и посвящена экспериментальной проверке и практическому приложению разработанной автором общей теории процесса контурной осадки.

Напомним, что в работе [1] были использованы геометрические параметры, отнесенные к радиусу r отверстия штамповой плиты (рис. 1), коэффициенты  $\mu$  и  $\mu_1$  трения по напряжению текучести соответственно на рабочих поверхностях плит и на поверхности оправки, а также силовые параметры, отнесенные к среднему по очагу пластической деформации напряжению текучести  $\sigma_s$ . В результате были получены все необходимые для выполнения практических расчетов формулы, которые приводятся ниже.

Если процесс деформации представляет собой обыкновенную осадку без затекания металла в отверстие (рис. 2, *a*), то относительная удельная сила в случае сплошной заготовки определяется выражением

$$q_{o} = 1, 1\left(1 + \frac{\mu R}{2h}\right),\tag{1}$$

где R и h — радиус и высота заготовки в рассматриваемый момент деформации.

Если процесс деформации представляет собой осадку с жестким смещением центральной части заготовки в отверстие плиты (см. рис. 1, слева от оси симметрии), то относительная удельная сила определяется выражением

$$q_{\mathcal{K}} = \frac{1,1}{R^2 - r_0^2} \left[ R^2 - 0.725 - 0.275 \left( \frac{1}{R^2} + 2\ln R \right) + \frac{\mu R}{2h} \left( R^2 - 3 + \frac{4\ln R}{R^2 - 1} \right) + \frac{h}{2} \right]. \tag{2}$$

Если процесс деформации представляет собой осадку с выдавливанием металла в отверстие плиты (см. рис. 1, справа от оси симметрии), то относительная удельная сила определяется выражением

$$q_{\rm B} = \frac{1,1}{R^2 - r_0^2} \left\{ R^2 - 1,5 + R_{\Gamma}^2 \left( 0,775 - 0,275 \frac{R_{\Gamma}^2}{R^2} - 0,55 \ln \frac{R}{R_{\Gamma}} + \ln R_{\Gamma} \right) + \frac{(R_{\Gamma}^2 + 1 - 2r_0^2)(1 + \mu_1 r_0)}{2(1 - r_0^2)} h + \frac{2\mu}{h} \left[ 1 - 3R_{\Gamma}^2 + R \left( R^2 - 3R_{\Gamma}^2 + 4 \frac{4R_{\Gamma}^4}{R^2 - R_{\Gamma}^2} \ln \frac{R}{R_{\Gamma}} \right) + \frac{4R_{\Gamma}^4 \ln R_{\Gamma}}{R_{\Gamma}^2 - 1} \right] \right\},$$
(3)

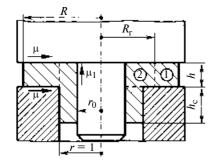


Рис. 1. Расчетная схема контурной осадки

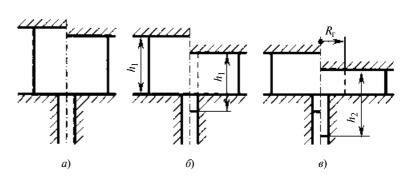


Рис. 2. Стадии общего случая контурной осадки

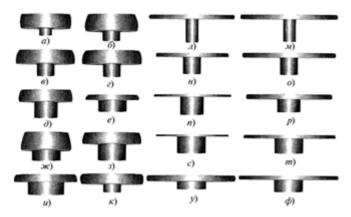


Рис. 3. Формоизменение при контурной осадке без выдавливания  $(a-\kappa)$  и с выдавливанием  $(\Lambda$ из свинца С00 (размеры — в миллиметрах):

- a)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 14.8$ , d = 7, D = 27.6, h = 8.0,  $h_c = 4.1$ ;
- 6)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 19.0$ , d = 10, D = 28.5, h = 8.9,  $h_c = 5.9$ ;
- e)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 18.9$ , d = 10, D = 30.6, h = 7.8,  $h_c = 7.2$ ;
- e)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 18.5$ , d = 10, D = 31.0, h = 7.4,  $h_c = 7.3$ ;
- a)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 16.0$ , d = 13, D = 28.5, h = 6.5,  $h_c = 9.2$ ;
- e)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 9.5$ , d = 16, D = 28.5, h = 2.8,  $h_c = 6.7$ ;
- ж)  $D_0 = 22,7$ ,  $H_0 = 16,2$ , d = 16, D = 26,4, h = 9,9,  $h_c = 6,2$ ;
- 3)  $D_0 = 22.7$ ,  $H_0 = 16.0$ , d = 16, D = 31.0, h = 6.2,  $h_c = 9.6$ ;
- u)  $D_0 = 25.8$ ,  $H_0 = 11.5$ , d = 20, D = 33.0, h = 4.2,  $h_c = 7.3$ ;
- κ)  $D_0 = 25.8$ ,  $H_0 = 9.8$ , d = 10, D = 33.5, h = 5.3,  $h_c = 4.5$ ; *a*)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 12.9$ , d = 7, D = 46.5, h = 2.2,  $h_c = 13.4$ ;
- м)  $D_0 = 28,1$ ,  $H_0 = 9,9$ , d = 7, D = 53,8, h = 2,5,  $h_c = 12,8$ ;
- н)  $D_0 = 20,5$ ,  $H_0 = 10,4$ , d = 10, D = 40,0, h = 2,1,  $h_c = 9,5$ ;
- o)  $D_0 = 28,1$ ,  $H_0 = 9,7$ , d = 10, D = 51,5, h = 2,5,  $h_c = 10,0$ ;
- n)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 9.8$ , d = 13, D = 42.4, h = 1.3,  $h_c = 10.0$ ;
- p)  $D_0 = 28.1$ ,  $H_0 = 8.8$ , d = 13, D = 47.4, h = 2.6,  $h_c = 7.2$ ;
- c)  $D_0 = 20.5$ ,  $H_0 = 9.6$ , d = 16, D = 39.8, h = 1.0,  $h_c = 9.5$ ;
- m)  $D_0 = 28.1$ ,  $H_0 = 8.8$ , d = 16, D = 51.0, h = 1.8,  $h_c = 8.4$ ;
- y)  $D_0 = 34.0$ ,  $H_0 = 7.2$ , d = 16, D = 48.3, h = 3.1,  $h_c = 4.4$ ;
- $\phi$ )  $D_0 = 34.0$ ,  $H_0 = 7.2$ , d = 16, D = 55.0, h = 2.1,  $h_c = 6.8$

где  $R_{\Gamma}$  — радиус границы между зоной **1** осадки кольцевого участка и зоной 2 выдавливания центральной части (см. рис. 1).

На стадии обыкновенной осадки без затекания (см. рис. 2, а) текущее значение наружного радиуса заготовки находится по формуле

$$R = R_0 \sqrt{H_0/h} \,, \tag{4}$$

где  $R_0$  и  $H_0$  — радиус и высота исходной заготовки.

На стадии осадки с жестким смещением центральной части заготовки в отверстие плиты (см. рис. 1, слева от оси симметрии) текущее значение наружного радиуса заготовки находится по формуле

$$R = \sqrt{1 + (R_{\rm w}^2 - 1)h_{\rm w}/h},$$
 (5)

где  $R_{\mathbb{X}}$  и  $h_{\mathbb{X}}$  — значения наружного радиуса и высоты в момент начала осадки с жестким смещением центральной части заготовки в отверстие плиты.

Если на стадии осадки с выдавливанием металла в отверстие плиты (см. рис. 1, справа от оси симметрии) значение радиуса  $R_{\Gamma}$  границы между зонами 1 и 2 остается постоянным, то текущее значение наружного радиуса заготовки можно найти по формуле

$$R = \sqrt{R_{\rm p}^2 + (R_{\rm p}^2 - R_{\rm p}^2)h_{\rm p}/h}, \qquad (6)$$

а приращение высоты выдавливаемого стержня по формуле

$$\Delta h_{\rm c} = \frac{R_{\rm \Gamma}^2 - r_0^2}{1 - r_0^2} (h_{\rm B} - h), \tag{7}$$

где  $R_{\rm B}$  и  $h_{\rm B}$  — значения наружного радиуса и высоты в момент начала осадки с выдавливанием металла в отверстие плиты.

Выполненный в работе [1] анализ позволяет сделать вывод, что достаточно точные результаты расчета формоизменения можно получить при максимальном ограничении влияния факторов, приводящих к неопределенности пластического течения. Для такого ограничения следует по возможности исключить или свести к минимуму стадию обыкновенной осадки (см. рис. 2, а), что достигается использованием заготовок с  $H_0 \le 2R_0$ , а также уменьшить стадию выдавливания (см. рис. 2, в). Кроме того, более высокой точности следует ожидать при малоэффективном смазывании или полном его отсутствии, поскольку в этом случае коэффициент трения практически не будет изменяться по ходу деформации.

Для проверки точности разработанной теории с учетом высказанных ограничений были проведены эксперименты по контурной осадке заготовок из свинца С00 на матрицах с разным диаметром отверстия. В исходном состоянии заготовки имели поверхность со следами смазочного материала и перед опытом не обезжиривались и не смазывались. Полученные образцы, а также их параметры представлены на рис. 3.

С целью оценки повторяемости опытов была выполнена одинаковая контурная осадка близких по размерам заготовок. Полученные образцы (рис. 3, в, г) подтверждают хорошую стабильность

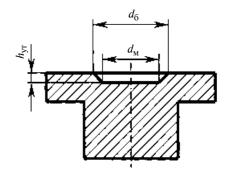


Рис. 4. Параметры утяжины при контурной осадке

Размеры утяжин, мм, при контурной осадке заготовок из свинца C00 при  $\mu=0.3$ 

Вид на рис. 3	h	d	$h_{ m yT}$	$d_{ar{0}}$	$d_{\scriptscriptstyle  m M}$
л	2,2	7	_	1,0	0,0
n	1,3	13	2,6	8,0	5,0
p	2,6	13	0,9	6,5	5,0
c	1,0	16	1,5	12,2	10,2
m	1,8	16	1,0	9,6	6,5
$\phi$	2,1	16	0,8	9,4	5,6

результатов формоизменения в проведенной серии опытов. Следует отметить, что на верхнем торце ряда заготовок с тонкой верхней частью начали образовываться утяжины в форме усеченного конуса с практически плоской нижней поверхностью (рис. 4). Размеры утяжин приведены в табл. 1 (измерить глубину утяжины диаметром 1 мм не удалось). Возможность образования утяжин при контурной осадке следует иметь в виду для предотвращения получения бракованных изделий.

В табл. 2 результаты расчета формоизменения заготовок сопоставлены с экспериментальными данными. Расхождения определяли по общей формуле

$$\begin{cases} \delta_h \\ \delta_R \end{cases} = |(x_{\text{reop}} - x_{\text{эксп}})/x_{\text{reop}}| 100 \%.$$

Для автоматизации теоретического расчета формоизменения сплошных заготовок была использована приведенная ниже программа на языке "Бэйсик", в которой приняты обозначения:  $R0-R_0$ ;  $H0-H_0$ ; HK-h;  $M-\mu$ ;  $hc-h_c$ ; R-R.

- 1 DIM QV(1000),RV(1000),H(10000),R(10000)
- 2 INPUT "Ro = ";R0
- 3 INPUT "Ho = ";H0
- 4 INPUT "h = ";HK
- 5 INPUT "M = ";M

Таблица 1

6 R = R07 H = H0

 $8 \text{ X1} = \text{R0}^2$ 

9 Z1 = 1.1/X1

10 Q01 = 1.1\*(1+0.5\*M\*R0/H0)

11 QG1 = Z1\*(X1-0.725-

0.275\*(1/X1+2\*LOG(R0))+M\*R0\*(X1-3+4\*LOG(R0)/(X1-1))/(2\*H0)+H0/2)

12 RV(0) = 1

13 I = 0

14 GOTO 17

15 FOR I = 1 TO 1000

16 RV(I) = 1 + 0.001 \* (R0 - 1) \* I

17 J = RV(I)

 $18 \text{ U} = \text{J}^2$ 

19 IF RV(I) = 1 GOTO 22

 $20 L1 = 4*U^2*LOG(J)/(U-1)$ 

21 GOTO 23

22 L1 = 2

23 QV(I) = Z1\*(X1-1.5+U\*(0.775-0.275\*U/X1-0.55\*LOG (R0/J)+LOG(J))+(U+1)\*H0/2+(0.5\*M/H0)\*(1-3\*U+R0\* (X1-3\*U+4\*U^2\*LOG(R0/J)/(X1-U))+L1))

24 IF RV(I) = 1 GOTO 15

25 IF  $QV(I) \ge QV(I-1)$  THEN 27

26 NEXT I

27 QV1 = QV(I-1)

28 RV1 = RV(I-1)

29 IF QV1<= QG1 THEN 31

30 IF QG1<= Q01 THEN 44

31 IF QV1 = Q01 THEN 74

32 FOR I = 1 TO 10000

33 H = H0-0.001\*(I-1)

34 R = R0\*SQR(H0/H)

35 H2 = H

36 R2 = R

37 IF H<= HK THEN 106

 $38 X = R^2$ 

39 Z = 1.1/X

40 Q0 = 1.1\*(1+0.5\*M\*R/H)

41 QG = Z\*(X-0.725-0.275\*(1/X+2\*LOG(R))+M\*R\*(X-3+4\*LOG(R)/(X-1))/(2\*H)+H/2)

42 IF QG<= Q0 THEN 44

43 NEXT I

Tаблица 2 Результаты расчета формоизменения при контурной осадке заготовок из свинца С00 и экспериментальные данные при  $\mu=0.3$ 

Вид на рис. 3	$R_0$	$H_0$	h	$h_{\rm c}$	$h_{c9}$	δ <sub>h</sub> , %	R	$R_9$	<i>d</i> <sub>R</sub> , %
a	2,929	4,229	2,286	1,200	1,171	2,4	3,917	3,943	0,7
б	2,050	3,800	1,780	1,211	1,180	2,6	2,880	2,850	1,0
в	2,050	3,780	1,560	1,427	1,440	0,9	3,044	3,060	0,5
г	2,050	3,700	1,480	1,495	1,460	2,3	3,082	3,100	0,6
$\partial$	1,577	2,462	1,000	1,461	1,415	3,1	2,159	2,192	1,6
e	1,281	1,188	0,350	0,837	0,837	0,0	1,782	1,781	0,0
ж	1,419	2,025	1,237	0,787	0,775	1,5	1,630	1,650	1,2
3	1,419	2,000	0,775	1,224	1,200	2,0	1,901	1,938	1,2 1,9
и	1,290	1,150	0,420	0,730	0,730	0,0	1,680	1,650	1,8
$\kappa$	2,580	1,960	1,060	0,900	0,900	0,0	3,385	3,350	1,0
Л	2,929	3,686	0,629	3,876	3,829	1,2	6,638	6,643	0,1
$\mathcal{M}$	4,014	2,829	0,714	3,698	3,657	1,1	7,652	7,686	0,4
Н	2,050	2,080	0,420	1,896	1,900	0,2	4,029	4,000	0,7
0	2,810	1,940	0,500	1,993	2,000	0,3	5,154	5,150	0,1
n	1,577	1,508	0,200	1,546	1,538	0,5	3,309	3,262	1,4
p	2,162	1,354	0,400	1,097	1,108	1,0	3,608	3,646	1,0
$\hat{c}$	1,281	1,200	0,125	1,175	1,188	1,1	2,517	2,487	1,2
m	1,756	1,100	0,225	1,067	1,050	1,6	3,211	3,188	0,7
y	2,125	0,900	0,387	0,552	0,550	0,4	3,005	3,019	0,4
$\stackrel{\mathcal{Y}}{\phi}$	2,125	0,900	0,262	0,870	0,850	2,3	3,481	3,438	1,2

```
44 \text{ H(O)} = \text{H}
45 \text{ R(O)} = \text{R}
46 FOR I = 1 TO 10000
47 \text{ H(I)} = \text{H(I-1)} - 0.001
48 H = H(I)
49 R = R(I-1)
50 \text{ HC} = \text{HC} + 0.001
51 IF H < HK THEN 106
52 X = R^2
53 \text{ QG} = (1.1/X)*(X-0.725-0.275*(1/X+2*LOG(R))+
   +M*R*(X-3+4*LOG(R)/(X-1))/(2*H)+H/2)
54 \text{ RV}(0) = 1
55 \text{ K} = 0
56 GOTO 59
57 \text{ FOR } K = I \text{ TO } 1000
58 \text{ RV(K)} = 1 + 0.001*(R-1)*K
59 J = RV(K)
60 \text{ U} = \text{J}^2
61 \text{ IF RV(K)} = 1 \text{ GOTO } 64
62 L1 = 4*U^2*LOG(J)/(U-1)
63 GOTO 65
64 L1 = 2
65 \text{ QV(K)} = (1.1/X)*(X-1.5+U*(0.775-0.275*U/X-0.55*
   LOG(R/J)+LOG(J))+(U+1)*H/2+(0.5*M/H)*
   (1-3*U+R*(X-3*U+4*U^2*LOG(R/J)/(X-U))+L1))
66 \text{ IF RV(K)} = 1 \text{ GOTO } 57
67 IF QV(K) \ge QV(K-1) THEN 69
68 NEXT K
69 \text{ QV} = \text{QV}(\text{K-1})
70 \text{ RV} = \text{RV}(\text{K-1})
71 IF QV<= QG THEN 74
72 R(I) = SQR(1+(R(0)^2-1)*H(0)/H(I))
73 NEXT I
74 \text{ H}(0) = \text{H}
75 R(0) = R
76 X = R^2
77 Z = 1.1/X
78 \text{ FOR I} = 1 \text{ TO } 1000
79 \text{ RV}(0) = 1
80 \text{ K} = 0
81 GOTO 84
82 FOR K = 1 TO 1000
83 \text{ RV(K)} = 1 + 0.001*(R-1)*K
84 J = RV(K)
85 \text{ U} = \text{J}^2
86 \text{ IF RV(K)} = 1 \text{ GOTO } 89
87 L1 = 4*\dot{U}^2*LOG(J)/(U-1)
88 GOTO 90
89 L1 = 2
90 \text{ OV}(K) = Z^*(X-1.5+U^*(0.775-0.275*U/X-0.55*LOG(R/J)+
   LOG(J)+(U+1)*H/2+(0.5*M/H)*(1-3*U+R*(X-3*U+
   4*U^2*LOG(R/J)/(X-U)+L1)
91 IF RV(K) = 1 GOTO 82
92 IF QV(K) \ge QV(K-1) THEN 94
93 NEXT K
94 \text{ QV} = \text{QV}(\text{K-1})
95 \text{ RV} = \text{RV}(\text{K-1})
96 \text{ V} = \text{RV}^2
97 \text{ H(I)} = \text{H(I-1)} - 0.001
98 H = H(I)
99 IF H < HK THEN 106
100 R(I) = SQR(V+(R(I-1)^2-V)*H(I-1)/H)
101 R = R(I)
102 X = R^2
103 Z = 1.1/X
```

```
104 HC = HC+V*0.001

105 NEXT I

106 HC = HC-0.001

107 IF HC < 0.001 THEN HC = 0

108 PRINT" "

109 PRINT USING "hc = #.### R = #.###";HC,R

110 PRINT " "

111 END
```

Примечания к программе для пользователей: 1) переходы нужно набирать единой строкой; 2) если желательно задавать исходные данные и получать результаты не в относительном виде, а в миллиметрах, то начало программы следует переписать с приведенными ниже вставками, где г — радиус отверстия плиты, мм:

```
1 DIM QV(1000),RV(1000),H(10000),R(10000)
2 INPUT "Ro = ";R0
200 INPUT "r = ";D
3 INPUT "Ho = ";H0
4 INPUT "h = ";HK
5 INPUT "M = ";M
500 R0 = R0/D
501 H0 = H0/D
502 HK = HK/D
6 R = R0
```

При этом в конце следует сделать замену: 109 PRINT USING "hc = ###.# R = ###.#";HC\*D,R\*D

Для лучшего понимания процедуры расчетов, реализуемой приведенной компьютерной программой, рассмотрим несколько примеров.

**Пример 1.** Определить формоизменение заготовки, соответствующей рис. 3, *a*, и сравнить полученные значения с экспериментальными.

**Решение.** Определяем относительные параметры контурной осадки:  $R_0 = 20,5/7 = 2,929;$   $H_0 = 14,8/3,5 = 4,229;$  h = 8/3,5 = 2,286;  $h_{\rm C9} = 4,1/3,5 =$ = 1,171;  $R_9 = 27,6/7 = 3,943$ . Принимаем  $\mu = 0,3$ . Для начального момента осадки, т. е. при  $R = R_0$ и  $h = H_0$ , находим: по формуле (1) —  $q_0 = 1,214$ ; по формуле (2) —  $q_{\rm ж}$  = 1,280; а по формуле (3) при  $R_{\Gamma} = 1 - q_{\rm B} = 1{,}551$  (для сведения: все эти величины, в том числе и радиус  $R_{\Gamma}$ , можно найти с помощью компьютерной программы, приведенной в статье [1]). Так как наименьшей является удельная сила  $q_0$ , делаем вывод, что процесс начнется с обыкновенной осадки без затекания металла в отверстие нижней плиты. При уменьшении h удельная сила  $q_0$  будет увеличиваться, а сила  $q_{\rm w}$  — уменьшаться. Последовательно уменьшая h с выбранным шагом и используя формулы (4), (1) и (2), находим  $h = h_{\rm m} = 3,486$  и  $R = R_{\rm m} = 3,226$ , при которых  $q_0 = q_{\rm w} = 1,253$ . С этого момента будет происходить контурная осадка с жестким смещением центральной части заготовки в отверстие плиты. Для конечного значения h = 2,286 по формуле (5) находим R = 3,917. При этих значениях по формуле (2) определяем  $q_{\rm ж}=1,309,$  а по формуле (3) при  $R_{\rm \Gamma}=1-q_{\rm B}=1,391.$  Так как  $q_{\rm B}>q_{\rm ж},$  делаем вывод, что стадии с выдавливанием стержня происходить не будет. Следовательно,  $h_c = h_{\mathbb{X}} - h = 3,486 - h_{\mathbb{X}}$ -2,286 = 1,200. Сравнивая найденные значения  $h_c$  и R с экспериментальными  $h_{c9}$  и  $R_9$ , находим расхождения:  $\delta_h = 2.4 \%$ ;  $\delta_R = 0.7 \%$ .

**Пример 2.** Определить формоизменение заготовки, соответствующей рис. 3,  $\kappa$ , и сравнить полученные значения с экспериментальными.

**Решение.** Определяем относительные параметры контурной осадки:  $R_0 = 25,8/10 = 2,580$ ;  $H_0 =$  $= 9.8/5 = 1.960; \quad h = 5.3/5 = 1.060; \quad h_{c9} = 4.5/5 =$ = 0,900;  $R_9$  = 33,5/10 = 3,350. Принимаем  $\mu$  = 0,3. Для начального момента осадки, т. е. при  $R = R_0$  и  $h = H_0$ , находим: по формуле (1) —  $q_0 = 1,317$ ; по формуле (2) —  $q_{\rm ж}=1{,}190$ , по формуле (3) при  $R_{\rm r}=1-q_{\rm B}=1{,}352$ . Так как наименьшей является удельная сила  $q_{\rm w}$ , делаем вывод, что процесс начнется с осадки с жестким смещением центральной части заготовки в отверстие плиты. Для  $h_{\rm w} =$  $= H_0 = 1,960, R_{\mathbf{x}} = R_0 = 2,580$  и конечного значения h = 1,060 по формуле (5) находим R = 3,385. При этих значениях по формуле (2) находим  $q_{\rm M}=1,425,$  а по формуле (3) при  $R_{\rm \Gamma}=1-q_{\rm B}=$ = 1,476. Так как  $q_{\rm B} > q_{\rm ж}$ , делаем вывод, что стадии с выдавливанием стержня происходить не будет. Следовательно,  $h_c = h_{\mathsf{x}} - h = 1,960 - 1,060 = 0,900.$ Сравнивая найденные значения  $h_{c}$  и R с экспериментальными  $h_{c9}$  и  $R_9$ , получаем расхождения:  $\delta_h = 0 \text{ и } \delta_R = 1.0 \%.$ 

**Пример 3.** Определить формоизменение заготовки, соответствующей рис. 3,  $\phi$ , и сравнить полученные значения с экспериментальными.

**Решение.** Определяем относительные параметры контурной осадки:  $R_0=34/16=2,125;$   $H_0=7,2/8=0,900;$  h=2,1/8=0,262;  $h_{\rm C9}=6,8/8=0,850;$   $R_3=55/16=3,438.$  Принимаем  $\mu=0,3.$  Для начального момента осадки, т. е. при  $R=R_0$  и  $h=H_0$ , находим: по формуле  $(1)-q_0=1,490;$  по формуле  $(2)-q_{\rm M}=1,122;$  по формуле (3) при  $R_{\rm \Gamma}=1-q_{\rm B}=1,232.$  Так как наименьшей является удельная сила  $q_{\rm M}$ , делаем вывод, что процесс начнется с осадки с жестким смещением центральной

части заготовки в отверстие плиты.  $h_{\mathsf{x}} = H_0 = 0,900, \, R_{\mathsf{x}} = R_0 = 2,125$  и конечного значения h = 0.262 по формуле (5) находим R = 3.615. При этих значениях по формуле (2) определяем  $q_{\rm W} = 2,817$ , а по формуле (3) при  $R_{\rm F} = 1,90 - q_{\rm B} =$ = 2,476. Так как  $q_{\rm B} < q_{\rm W}$ , делаем вывод, что после стадии с жестким смещением центральной части заготовки будет иметь место стадия с выдавливанием стержня. Последовательно уменьшая h от значения  $H_0$  с выбранным шагом и используя формулы (5), (2) и (3), находим:  $h = h_{\rm B} = 0{,}442, R = R_{\rm B} =$ = 2,853,  $R_{\Gamma}$  = 1,256, при которых  $q_{\mathrm{ж}}$  =  $q_{\mathrm{B}}$  = 1,699. С этого момента будет происходить контурная осадка с выдавливанием стержня. На данный момент высота стержня  $h_{\text{сж}} = h_{\text{ж}} - h_{\text{B}} = 0,900 - 0,442 =$ = 0,458. Для примера примем, что значение  $R_{\rm r} = 1,256$  остается постоянным до конца процесса осадки (с момента начала стадии с выдавливанием в компьютерной программе высота уменьшается с шагом 0,001, и непрерывно производится соответствующее уточнение значения  $R_{\rm r}$ ). Тогда для значения h = 0.262 по формулам (6) и (7) находим: R = 3,556;  $\Delta h_{\rm c} = 0,284$ . Окончательная высота стержня  $h_c = h_{cw} + \Delta h_c = 0,458 + 0,284 = 0,742.$ Сравнивая найденные значения  $h_{\rm c}$  и R с экспериментальными  $h_{c ext{ iny O}}$  и  $R_{ ext{ iny O}}$ , получаем расхождения:  $\delta_h = 14,6 \%$  и  $\delta_R = 3,3 \%$ . Заниженная высота  $h_{\rm c}$ стержня и, соответственно, завышенное значение радиуса R получились потому, что не учитывалось увеличение  $R_{\Gamma}$  по ходу осадки с выдавливанием. Согласно компьютерной программе, конечное значение  $R_{\Gamma} = 1,830$ , что намного превышает принятое неизменным значение  $R_{\Gamma} = 1,256$ . Из формулы (7) видно, что приращение  $\Delta h_{\mathrm{c}}$  высоты стержня при большем значении  $R_{\Gamma}$  также будет больше. Поэтому компьютерная программа дает значительно более точные результаты (строка  $\phi$  в табл. 2).

В табл. 3 результаты расчета силы контурной осадки сопоставлены с экспериментальными дан-

Tаблица 3 Результаты расчета силы P контурной осадки заготовок из свинца C00 и экспериментальные данные при  $\mu=0,3$  и  $\sigma_s=20$  МПа

Вид на рис. 3	<i>D</i> , мм	$R_{\scriptscriptstyle \ni}$	h	<i>S</i> , мм <sup>2</sup>	$q_{_{ m M}}$	<i>P</i> , кН	₽₃, кН	δ <sub>P</sub> , %
а	27,6	3,943	2,286	598	1,312	15,7	15,5	1,2
б	28,5	2,850	1,780	638	1,225	15,6	15,6	0,0
в	30,6	3,060	1,560	735	1,269	18,7	18,3	2,0
г	31,0	3,100	1,480	755	1,284	19,4	19,1	1,4
$\partial$	28,5	2,192	1,000	638	1,135	14,5	13,9	4,0
e	28,5	1,781	0,350	638	1,096	14,0	13,7	2,0
ж	26,4	1,650	1,237	547	0,977	10,7	10,3	2,0 3,7
3	31,0	1,938	0,775	755	1,061	16,0	15,4	3,9
и	33,0	1,650	0,420	855	0,951	16,3	15,7	3,5
$\kappa$	33,5	3,350	1,060	881	1,417	25,0	24,2	3,9 3,5 3,1 2,4 2,4
Л	46,5	6,643	0,629	1698	2,696	91,6	89,4	2,4
M	53,8	7,686	0,714	2273	2,762	125,6	122,5	2,4
Н	40,0	4,000	0,420	1257	2,324	58,4	56,0	4,1
0	51,5	5,150	0,500	2083	2,566	106,9	102,8	3,8
n	42,4	3,262	0,200	1412	3,021	85,3	83,6	3,8 2,0
p	47,4	3,646	0,400	1765	2,208	77,9	75,1	3,6
c	39,8	2,487	0,125	1244	2,950	73,4	71,8	2,2
m	51,0	3,188	0,225	2043	2,725	111,4	108,3	2,2 2,7
y	48,3	3,019	0,387	1832	1,898	69,6	67,8	2,5
ф	55,0	3,438	0,262	2376	2,675	127,1	121,5	4,4

Появление конусообразности можно объяснить, если предположить, что процесс начинается с осадки с жестким смещением центральной части, но при этом очаг пластической деформации охватывает не всю высоту заготовки, а только ее часть  $h_1$ , примыкающую к отверстию нижней плиты (рис. 5). В этом случае контурная осадка начнется с интенсивного радиального расширения области 1. В результате на границе этой области с верхней областью 3 появятся активные силы трения, которые приведут к осадке области 3 по схеме, рассмотренной в работе [2] и наглядно показанной на взятом из этой работы рис. 6. Перепад верхнего и нижнего диаметров при контурной осадке будет больше, чем при обычной осадке с различным трением по торцам, поскольку здесь имеет место не просто однонаправленное контактное трение с различными коэффициентами, но разнонаправленное трение, одно из которых (на нижней границе области 3 на рис. 5) действует на поверхности разрыва и имеет предельную величину.

Удельная сила осадки областей **1** и **2** на рис. 5 в начальный момент определяется по преобразованной формуле (2):

$$q_{\mathcal{K}} = \frac{1,1}{R_0^2} \left[ R_0^2 - 0.725 - 0.275 \left( \frac{1}{R_0^2} + 2 \ln R_0 \right) + \frac{(\mu + 0.5) R_0}{4 h_1} \left( R_0^2 - 3 + \frac{4 \ln R_0}{R_0^2 - 1} \right) + \frac{h_1}{2} \right].$$
 (8)

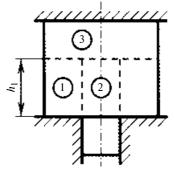




Рис. 5. Схема деформации при контурной осадке высоких заготовок

Рис. 6. Свинцовая заготовка конусообразной формы, полученной при осадке цилиндрической заготовки с обезжиренным верхним и смазанным нижним торцами

Из условия минимума  $\partial q_{\mathbb{X}}/\partial h_1=0$  находим:

$$h_1 = \sqrt{\frac{(\mu + 0.5)R_0}{2} \left(R_0^2 - 3 + \frac{4\ln R_0}{R_0^2 - 1}\right)}.$$
 (9)

По разработанной теории конусообразная форма осаживаемой части будет иметь место при одновременном соблюдении двух начальных условий: 1) если определяемая формулой (8) удельная сила  $q_{\rm x} < q_{\rm o}$ ; 2) если определяемая формулой (9) высота очага  $h_1 < H_0$ . Табл. 4 показывает полное соответствие теоретических предсказаний по экспериментальным данным. Следует отметить, что при очень тонкой верхней части форма ее боковой поверхности нивелируется, и конусообразность становится малозаметной (см. рис. 3, n— $\phi$ ). Однако

Таблица  $^{2}$  Определение формы верхней части при контурной осадке заготовок из свинца C00 при  $\mu=0,3$ 

Вид на рис. 3	$R_0$	$H_0$	$h_1$	$q_{_{ m I\!K}}$	$q_0$	Форма
а	2,929	4,229	2,683	1,271	1,214	Бочкообразная
б в г д е ж з	2,050 2,050 2,050 1,577 1,281 1,419 1,419 1,290	3,800 3,780 3,700 2,462 1,188 2,025 2,000 1,150	1,312 1,312 1,312 0,670 0,309 0,473 0,473 0,320	1,133 1,133 1,133 0,916 0,618 0,783 0,783 0,630	1,189 1,189 1,191 1,206 1,278 1,216 1,217 1,285	Конусообразная
К	2,580	1,960	2,113	1,236	1,317	Бочкообразная
Л	2,929	3,686	2,683	1,271	1,231	
М	4,014	2,829	4,652	1,315	1,334	
н	2,050	2,080	1,312	1,133	1,263	Конусообразная
о	2,810	1,940	2,485	1,261	1,339	Бочкообразная
п	1,577	1,508	0,670	0,916	1,273	Конусообразная
р	2,162	1,354	1,474	1,163	1,363	Бочкообразная
c	1,281	1,200	0,309	0,618	1,276	Конусообразная
m	1,756	1,100	0,904	1,022	1,363	
у	2,125	0,900	1,420	1,154	1,490	Бочкообразная
ф	2,125	0,900	1,420	1,154	1,490	



Рис. 7. Заготовка из свинца C00 с конусообразной формой боковой поверхности фланца после контурной осадки с выдавливанием

Таблица 5 Сопоставление результатов расчета формоизменения при холодной контурной осадке стальных заготовок без смазывания с экспериментальными данными

h	$h_{\rm c}$	h <sub>сэ</sub>	δ <sub>h</sub> , %	R	$R_{9}$	δ <sub>R</sub> , %		
	При $R_0 = 2, H_0 = 4, \mu = 0.5$							
2,520 2,080 1,740 1,500 1,320 1,140 1,000	0,687 1,127 1,467 1,707 1,887 2,067 2,207	0,680 1,040 1,340 1,580 1,760 1,940 2,080	1,0 7,7 8,7 7,4 6,7 6,1 5,8	2,465 2,674 2,890 3,087 3,270 3,496 3,714	2,380 2,580 2,760 2,980 3,140 3,380 3,620	3,5 3,5 4,5 3,5 4,0 3,3 2,5		
	При $R_0 = 2$ , $H_0 = 0.9$ , $\mu = 0.5$							
0,776 0,704 0,590 0,518 0,440 0,400 0,350 0,300	0,124 0,196 0,310 0,381 0,516 0,599 0,717 0,856	0,124 0,196 0,319 0,409 0,541 0,599 0,703 0,807	0,0 0,0 2,9 7,3 4,8 0,0 1,9 5,7	2,116 2,199 2,361 2,490 2,645 2,736 2,867 3,021	2,100 2,180 2,340 2,460 2,620 2,720 2,880 3,120	0,8 0,9 0,9 1,2 0,9 0,6 0,5 3,3		

в процессе осадки конусообразность этих заготовок наблюдалась совершенно отчетливо. На окончательных натурных образцах конусообразность также вполне заметна, что хорошо видно по укрупненной фотографии образца (см. рис. 3, m), показанной на рис. 7.

Для более широкой проверки в табл. 5 результаты расчета формоизменения при контурной осадке сопоставлены с независимыми экспериментальными данными, приведенными в табл. 18.2 работы [3, с. 322]. С учетом того, что при практическом применении разработанной теории технолог не должен угадывать, какой коэффициент трения даст наиболее точный результат, для сопоставительного расчета осадки стальных заготовок без смазывания использован "стандартный" коэффициент трения  $\mu = 0.5$ , хотя при принятии  $\mu = 0.4$ можно было бы получить практически полное совпадение теоретических и экспериментальных результатов. В этом случае, например, в строках табл. 5 с наибольшим расхождением было бы получено: при  $h=2,080-h_{\rm c}=1,024,\,\delta_h=1,6\,\%$ ; при  $h = 1,740 - h_c = 1,364$ ,  $\delta_h = 1,8$  %; при  $h = 1,500 - h_c = 1,604$ ,  $\delta_h = 1,5$  %.

В табл. 6 результаты расчета формоизменения при контурной осадке сопоставлены с экспериментальными данными, приведенными в работе [3, с. 323, рис. 18.11], а в табл. 7 — с экспериментальными данными, приведенными в работе [4, с. 209, рис. 81].

Выполненные многочисленные сопоставления показывают достаточную точность разработанной теории при расчете контурной осадки с перечисленными выше ограничениями.

Приведем пример расчета параметров контурной осадки полой заготовки на оправке.

**Пример 4.** После отжига при  $740 \div 760$  °C заготовки из стали 10, фосфатирования и омыливания был получен выдавливанием стакан с фланцем (рис. 8, слева от оси симметрии). При этом накопленная деформация во фланце составила  $e_{i0} = 1,4$  [5]. Затем была выполнена чеканка фланца до параметров, показанных на рис. 8, справа от оси симметрии. Экспериментальная сила чеканки составила  $P_3 = 630$  кH [6, с. 228, табл. 44, п. 17; с. 179, рис. 29, e]; более подробно чертежи штампов и переходов технологического процесса изготовления данного изделия показаны в справочнике [7, с. 188, рис. 53, e и с. 190, рис. 54]. Требуется определить теоретическое значение силы чеканки и сравнить его с экспериментальным.

**Решение.** Из рис. 8 видно, что в процессе чеканки произошло увеличение диаметра фланца, умень-

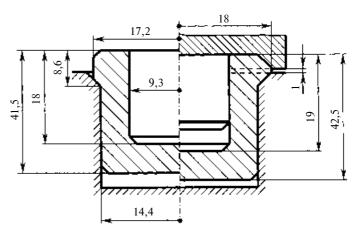


Рис. 8. Стакан с фланцем до чеканки (слева от оси симметрии) и после нее (справа от оси)

Таблица 6 Сопоставление результатов расчета формоизменения при холодной контурной осадке стальных заготовок без смазывания с экспериментальными данными при  $\mu=0,5$ 

$R_0$	$H_0$	h	$h_{\rm c}$	$h_{c9}$	δ <sub>h</sub> , %
2,0 2,0 2,0 2,5 2,5 2,5	1,40 2,50 4,00 1,66 3,34	0,420 0,750 1,000 0,614 1,236	1,213 1,768 2,208 1,331 2,105	1,190 1,725 2,160 1,378 2,105	1,9 2,5 2,2 3,6 0,0

Таблица 7

Сопоставление результатов расчета формоизменения при холодной контурной осадке заготовок без смазывания с экспериментальными данными при  $R_0=1,833,\ H_0=3,667,\ \mu=0,5$ 

h	$h_{\rm c}$	$h_{c9}$	δ <sub>h</sub> , %	R	$R_{9}$	δ <sub>R</sub> , %
2,567	0,476	0,460	3,4	2,148	2,200	2,4
1,833	1,209	1,133	6,3	2,462	2,567	4,3
1,100	1,943	1,933	0,4	3,071	3,200	4,2

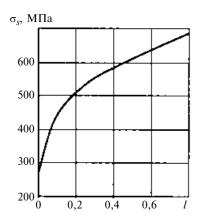


Рис. 9. Кривая упрочнения отожженной стали 10

шение его высоты, а также увеличение глубины полости и общей высоты изделия. Следовательно, операция чеканки представляет собой процесс контурной осадки на оправке (см. рис. 1). В соответствии с пояснениями, изложенными в разделе 12.5 монографии [5], можно считать, что очаг пластической деформации сосредоточен в показанной штриховыми линиями области, высота которой равна 1 мм. По формуле (12.135) из монографии [5]

$$e_i = \ln \frac{D^2 - d_0^2}{d^2 - d_0^2}$$

находим накопленную деформацию контурной осадки:

$$e_{i1} = \ln \frac{18^2 - 9.3^2}{17.2^2 - 9.3^2} = 0.252.$$

Затем вычисляем суммарное значение накопленной деформации  $e_i = e_{i0} + e_{i1} = 1,652$ . Так как

кривая упрочнения отожженной стали 10, показанная на рис. 9 (соответствует кривой 1 на рис. 5, aв книге [6, с. 123]), построена для относительных деформаций, то по формуле  $e = 1 - e^{-e_i}$  вычисляем относительную деформацию e = 0.808, после чего находим напряжение текучести  $\sigma_s = 690$  МПа. В связи с предельным трением по торцам очага деформации принимаем  $\mu = 0,5$ . Определяем относительные значения  $R = 18/14, 4 = 1,250, r_0 =$ = 9.3/14.4 = 0.646, h = 1/14.4 = 0.069, после чего по формуле (2) находим удельную силу контурной осадки: q = 1,196. Далее по выражению  $S = \pi(D^2 -d_0^2$ )/4 вычисляем площадь заготовки в зоне контурной осадки  $S = 746 \text{ мм}^2$ , после чего по формуле  $P = \sigma_s Sq$  находим силу чеканки P = 626 кН. Таким образом, расхождение  $\delta_P = 2.3 \%$ .

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Воронцов А. Л.** Теория контурной осадки // Вестник машиностроения. 2009. № 9. С. 51—57.
- 2. **Воронцов А. Л.** Исследование осадки цилиндрической заготовки с затрудненным течением на одном из торцов // Вестник машиностроения. 2009. № 2. С. 67—74.
- 3. **Шофман Л. А.** Теория и расчеты процессов холодной штамповки. М.: Машиностроение, 1964. 375 с.
- 4. **Теория** обработки металлов давлением / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго и др. М.: Металлургиздат, 1963. 672 с.
- 5. **Воронцов А. Л.** Теория малоотходной штамповки. М.: Машиностроение, 2005. 859 с.
- 6. **Холодная** объемная штамповка: Справочник / Под ред. Г. А. Навроцкого. М.: Машиностроение, 1973. 496 с.
- 7. **Ковка** и штамповка: Справочник / Под ред. Е. И. Семенова. Т. 3. Холодная объемная штамповка / Под ред. Г. А. Навроцкого. М.: Машиностроение, 1987. 384 с.

УДК 621.983:539.374

Е. Ю. ПОЛИКАРПОВ, канд. техн. наук (ЗЭМ "Энергия", г. Королев)

## Вытяжка с утонением стенки толстостенных цилиндрических заготовок из анизотропных материалов

Изложены результаты теоретических и экспериментальных исследований напряженного и деформированного состояний заготовки, силовых режимов и предельных возможностей формоизменения операции вытяжки с утонением стенки толстостенных анизотропных цилиндрических заготовок.

**Ключевые слова:** анизотропия механических свойств, деформация, заготовка, напряжение, предельные возможности формоизменения, вытяжка с утонением стенки.

Theoretical and experimental investigations results of stress and deflected mode of a work stock, powered conditions and limiting possibilities of drawing operation forming with wall thinning of thick-walled anisotropic cylindrical work stocks are presented.

**Keywords:** anisotropy of mechanical properties, deformation, a work stock, stress, limiting possibilities of forming, drawing with wall thinning.

Современные тенденции развития различных отраслей промышленности характеризуются резким повышением требований к качеству и эксплуатационным свойствам изделий при снижении себестоимости их производства. Это стимулирует разработку

высокоэффективных технологий, отвечающих указанным требованиям и реализующих экономию материальных и энергетических ресурсов, трудовых затрат. Обработка металлов давлением (ОМД) относится к числу высокоэффективных, экономичных

способов изготовления металлических изделий [1, 2]. Материалы, подвергаемые штамповке, как правило, обладают анизотропией механических свойств, которая может оказывать как положительное, так и отрицательное влияние на устойчивое протекание технологических процессов ОМД [3, 4].

В различных отраслях машиностроения широкое распространение нашли толстостенные цилиндрические детали, изготовляемые вытяжкой и вытяжкой с утонением стенки, - к механическим характеристикам и показателям качества которых предъявляются повышенные требования. Вытяжку с утонением применяют при изготовлении цилиндрических деталей высотой до 10 диаметров из материалов, обладающих достаточной пластичностью в холодном состоянии. Вытяжка с утонением позволяет получать детали, имеющие относительно точные размеры и высокие прочностные свойства, в 2÷3 раза превышающие прочность исходного материала. Это обеспечивается упрочнением металла при деформировании в сочетании с соответствующей термической обработкой. Процессы пластического деформирования цилиндрических анизотропных заготовок в коническом (осесимметричное напряженное и деформированное состояния) канале изучены мало.

**Основные уравнения и соотношения.** Материал принимается несжимаемым, анизотропным, для которого справедливы условие текучести Мизеса — Хилла [4]

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1$$

и ассоциированный закон пластического течения

$$\mathrm{d} \varepsilon_{ij} = \mathrm{d} \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$$
, где  $F, G, H, L, M, N$ — параметры, ха-

рактеризующие текущее состояние анизотропии;  $\sigma_{ij}$  — компоненты тензора напряжений в главных осях анизотропии;  $d\epsilon_{ij}$  — компоненты приращения тензора деформаций;  $d\lambda$  — коэффициент пропорциональности (x, y, z — главные оси анизотропии).

Параметры анизотропии F, G, H, L, M, N связаны с величинами сопротивления материала пластическому деформированию известными соотношениями. Введены понятия интенсивности напряжений  $\sigma_i$  и приращения интенсивности деформации  $\mathrm{d}\varepsilon_i$ .

Материал заготовки принимается изотропноупрочняющимся:  $\sigma_i = \sigma_{i0} + A(\varepsilon_i)^n$ , где  $\sigma_{i0}$ , A,  $\varepsilon_i$ , n — экспериментальные константы материалов.

Величина повреждаемости  $\omega_e$  материала при пластическом формоизменении по деформационной модели разрушения вычисляется по формуле

[5—7] 
$$\omega_e = \int_0^{\varepsilon_i} d\varepsilon_i / \varepsilon_{i\pi p}$$
, где  $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$  —

среднее напряжение;  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  и  $\sigma_3$  — главные напряжения;  $\varepsilon_{inp} = \varepsilon_{inp}(\sigma/\sigma_i, \alpha, \beta, \gamma)$  — предельная ин-

тенсивность деформации;  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  — углы между первой главной осью напряжений и главными осями анизотропии x, y и z.

Величина предельной интенсивности деформации находится по выражению

$$\varepsilon_{i\pi p} = \Omega \exp\left(U\frac{\sigma}{\sigma_i}\right)(a_0 + a_1\cos\alpha + a_2\cos\beta + a_3\cos\gamma),$$

где  $\Omega$ , U — константы материала, определяемые в зависимости от рода материала согласно работам В. Л. Колмогорова и А. А. Богатова;  $a_0$ ,  $a_1$ ,  $a_2$  и  $a_3$  — константы материала, зависящие от анизотропии механических свойств материала заготовки и определяемые из опытов на растяжение образцов в условиях плоского напряженного и плоского деформированного состояний.

В зависимости от условий эксплуатации или последующей обработки изделия согласно рекомендациям работ [5—7] уровень повреждаемости не должен превышать величины  $\chi$ , т. е.  $\omega_e \leq \chi$ .

Математическая модель операции вытяжки с утонением стенки толстостенных цилиндрических заготовок. Рассмотрена операция вытяжки с утонением стенки осесимметричной толстостенной цилиндрической заготовки. Материал заготовки — жесткопластический, обладает цилиндрической анизотропией механических свойств. Течение материала принимается осесимметричным. Процесс вытяжки с утонением стенки реализуется в цилиндрической системе координат. Схема вытяжки с утонением стенки приведена на рис. 1. Принимаем течение материала установившимся, а условия трения на контактной поверхности инструмента с заготовкой подчиняющимися закону Кулона:

$$\tau_{M} = \mu_{M} \sigma_{nM}; \ \tau_{\Pi} = \mu_{\Pi} \sigma_{n\Pi},$$

где  $\mu_{\rm M}$  и  $\mu_{\rm \Pi}$  — коэффициенты трения на контактных поверхностях матрицы и пуансона;  $\sigma_{n_{\rm M}}$  и  $\sigma_{n_{\rm \Pi}}$  — нормальные напряжения на контактных поверхностях матрицы и пуансона соответственно.

Условие несжимаемости материала позволяет установить связь между скоростью течения материала на входе в очаг деформации и выходе из него:

$$V_0 = V_1 \frac{s_1 (s_1 + 2\rho_{\Pi})}{s_0 (s_0 + 2\rho_{\Pi})},$$

где  $V_1$  — скорость перемещения пуансона.

Осевая  $V_z$  и радиальная  $V_\rho$  скорости течения могут быть определены по выражениям:

$$V_{z} = -V_{0} \frac{[\rho + (l-z) tg\beta]^{2} - \rho_{\Pi}^{2}}{\rho^{2} - \rho_{\Pi}^{2}};$$

$$V_{\rho} = -V_{0} \frac{[\rho + (l-z) tg\beta]^{2} - \rho_{\Pi}^{2}}{\rho^{2} - \rho_{\Pi}^{2}} tg\beta,$$
(1)

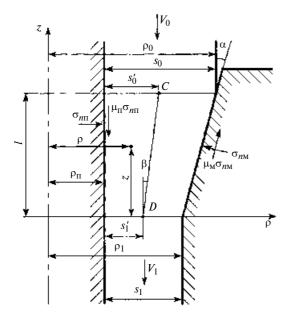


Рис. 1. Схема вытяжки изделия с утонением стенки

где 
$$\mathrm{tg}\beta = \frac{\mathrm{tg}\alpha(\rho - \rho_\Pi)}{s_0 - \mathrm{tg}\alpha(l - z)}$$
.

Скорости деформаций рассчитываются по выражениям, полученным с учетом соотношений (1) и условия несжимаемости материала  $\xi_7 = -\xi_7 - \xi_6$ :

$$\begin{split} \xi_{z} &= \frac{\partial V_{z}}{\partial z} = 2 V_{0} \frac{s_{0} \text{tg}\alpha [\rho s_{0} - (l-z) \text{tg}\alpha \rho_{\Pi}]}{(\rho + \rho_{\Pi})[s_{0} - (l-z) \text{tg}\alpha]^{3}}; \\ \xi_{\theta} &= \\ &= \frac{V_{\rho}}{\rho} = -V_{0} \frac{s_{0}[s_{0}(\rho + \rho_{\Pi}) - 2(l-z) \text{tg}\alpha \rho_{\Pi}](\rho - \rho_{\Pi}) \text{tg}\alpha}{(\rho + \rho_{\Pi})\rho[s_{0} - \text{tg}\alpha(l-z)]^{3}}; \\ \xi_{\rho} &= \frac{\partial V_{\rho}}{\partial \rho} = \\ &= -V_{0} \frac{s_{0}^{2} \text{tg}\alpha \rho^{2} + s_{0}^{2} \text{tg}\alpha \rho_{\Pi}^{2} - 2(l-z) \text{tg}^{2}\sigma \rho_{\Pi}^{2} s_{0}}{(\rho + \rho_{\Pi})[s_{0} - (l-z) \text{tg}\alpha]^{3}\rho}; \\ \xi_{\rho z} &= \frac{1}{2} V_{0} \frac{U}{V}, \end{split}$$

где  $U = s_0 \operatorname{tg}^2 \alpha (\rho^2 - \rho_{\Pi}^2) [3\rho s_0 - 4(l-z)\rho_{\Pi} \operatorname{tg} \alpha + \rho_{\Pi} s_0] - 2s_0 \rho_{\Pi} (1-z) \operatorname{tg} \alpha [s_0 - (l-z) \operatorname{tg} \alpha]^2$ ;  $V = (\rho + \rho_{\Pi})^2 [s_0 - (l-z) \operatorname{tg} \alpha]^4$ .

Интенсивность скоростей деформаций вычисляется по выражению

$$\xi_{i} = \sqrt{2(R_{z} + R_{\theta} + R_{z}R_{\theta})} \{R_{\theta}^{2} [(1 + R_{z})\xi_{\theta} + R_{z}\xi_{z})]^{2} + R_{\theta}R_{z}[(1 + R_{z})\xi_{z} + R_{\theta}\xi_{\theta}]^{2} + R_{\theta}(R_{z}\xi_{z} - R_{\theta}\xi_{\theta})^{2} + \frac{2\xi_{\rho z}^{2}}{R_{\rho z}} R_{\theta}^{2} (1 + R_{\theta} + R_{z})^{2}\}^{1/2} / [\sqrt{3} R_{z}^{1/2} R_{\theta} (1 + R_{\theta} + R_{z})],$$
 (2)

где 
$$R_z = H/G$$
;  $R_{\theta} = H/F$ ;  $R_{0z} = M/F$ .

Выражение (2) позволяет определить распределение интенсивности скоростей деформаций вдоль ряда (k) траекторий течения материала. Накопленная интенсивность деформации вдоль k-й траектории с учетом добавки деформации, связанной с изменением поворота траектории частицы материала при входе в очаг деформации, определяется по выражению

$$\varepsilon_{ik} = \sum_{z=1}^{0} \frac{\xi_{ik} \Delta_z}{V_{zk}} + \sqrt{\frac{2(R_z + R_\theta + R_\theta R_z)}{3R_z}} \sqrt{\frac{1}{2R_{\rho z}}} \operatorname{tg}\beta_k. (3)$$

Для определения накопленной интенсивности деформации в заготовке после деформации следует к рассчитанной величине добавить еще второй член к выражению (3) на выходе из очага деформации.

Имея в своем распоряжении кривую упрочнения материала, находим среднюю величину интенсивности напряжения в очаге деформации по формуле  $\sigma_i = \sigma_{i0} + A \varepsilon_{icp}^n$ , где  $\sigma_{i0}$ , А и n — параметры кривой упрочнения;  $\varepsilon_{icp}$  — средняя величина интенсивности деформации в очаге деформации.

Для определения напряжений в очаге деформации располагаем уравнениями теории пластического течения анизотропного материала:

$$\sigma_{z} - \sigma_{\theta} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_{i}}{\xi_{i}} \frac{(R_{\theta}R_{z} + R_{z} + R_{\theta})(R_{z}\xi_{z} - R_{0}\xi_{\theta})}{R_{z}R_{\theta}(R_{z} + 1 + R_{\theta})};$$

$$\sigma_{\theta} - \sigma_{\rho} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_{i}}{\xi_{i}} \frac{(R_{\theta}R_{z} + R_{z} + R_{\theta})(\xi_{\theta} - R_{z}\xi_{\rho})}{R_{z}(R_{z} + 1 + R_{\theta})};$$

$$\sigma_{\rho} - \sigma_{z} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_{i}}{\xi_{i}} \frac{(R_{\theta}R_{z} + R_{z} + R_{\theta})(R_{\theta}\xi_{\rho} - \xi_{z})}{R_{\theta}(R_{z} + 1 + R_{\theta})};$$

$$\tau_{\rho z} = \frac{1}{3} \frac{\sigma_{i}}{\xi_{i}} \frac{(R_{\theta}R_{z} + R_{z} + R_{\theta})}{R_{\theta z}R_{z}} \xi_{\rho z}$$

$$(4)$$

и уравнениями равновесия в цилиндрической системе координат:

$$\frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} + \frac{\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta}}{\rho} = 0; \quad \frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial \theta} = 0;$$

$$\frac{\partial \tau_{z\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \sigma_{z}}{\partial z} + \frac{\tau_{z\rho}}{\rho} = 0,$$
(5)

где  $\sigma_{\rho}, \, \sigma_{\theta}, \, \sigma_{z}, \, \tau_{\rho z}$  — нормальные и касательное напряжения, являющиеся функциями  $\rho$  и z.

Рассмотрим третье уравнение из системы (5). Использовав соотношения (4) и выражение для определения  $\xi_{\rho z}$ , получим:

$$\begin{split} \frac{\partial \sigma_{z}}{\partial z} + \frac{1}{3} \frac{\sigma_{icp}}{\xi_{icp}} \frac{R_{\theta}R_{z} + R_{z} + R_{\theta}}{R_{\rho z}R_{z}} \left[ F_{\rho z}(\rho, z) \right]_{\rho} + \\ + \frac{1}{3} \frac{\sigma_{icp}}{\xi_{icp}} \frac{R_{\theta}R_{z} + R_{z} + R_{\theta}}{R_{\rho z}R_{z}} \frac{F_{\rho z}(\rho, z)}{\rho} = 0, \end{split} \tag{6} \end{split}$$
 
$$\text{ГДЕ } F_{\rho z}(\rho, z) = \frac{1}{2} V_{0} \frac{U}{V}; \ \left[ F_{\rho z}(\rho, z) \right]_{\rho} = \frac{\partial}{\partial \rho} F_{\rho z}(\rho, z) = \\ = \frac{1}{2} V_{0} \frac{s_{0} t g^{2} \alpha [9 \rho^{2} \sigma_{0} - 8(l - z) \rho_{\Pi} \rho t g \alpha + 2 \rho_{\Pi} \rho s_{0} - 3 \rho_{\Pi}^{2} s_{0}]}{(\rho + \rho_{\Pi})^{2} [s_{0} - (l - z) t g \alpha]^{4}} - \\ - \frac{1}{2} V_{0} \frac{s_{0} t g^{2} \alpha (\rho^{2} - \rho_{\Pi}^{2}) [3 \rho s_{0} - 4(l - z) \rho_{\Pi} t g \alpha + \rho_{\Pi} s_{0}] - }{(\rho + \rho_{\Pi})^{4} [s_{0} - (l - z) t g \alpha]^{8}} \end{split}$$

 $-2s_0\rho_{\Pi}(l-z)tg\alpha[s_0-(l-z)tg\alpha]^22(\rho+\rho_{\Pi})[s_0-(l-z)tg\alpha]^4$ 

Представив уравнение (6) в виде конечных разностей и решив его относительно искомого напряжения, получим выражения для определения напряжения  $\sigma_z$ . Для интегрирования этого уравнения нужно сформулировать граничные условия. В соответствии с выбранной кинематикой течения на входе в очаге деформации и выходе из него направление течения изменяется от вертикального до наклонного под углом  $\beta$  к осевой, что связано с разрывом тангенциальной составляющей  $V_\rho$  скорости течения. Изменение направления течения учитывается путем коррекции осевого напряжения на границе очага деформации по методу баланса мощностей следующим образом [1, 2]:

$$\Delta \sigma_z = \tau_{soz} \sin \beta \cos \beta. \tag{7}$$

Заметим, что угол  $\beta$  на входе в очаг деформации определяется по формуле  $tg\beta = tg\alpha(\rho - \rho_{\Pi})/s_0$ , а при выходе — как  $tg\beta = tg\alpha(\rho - \rho_{\Pi})/s_1$ .

Соотношение (7) является граничным условием для уравнения (6) при z = l. Напряжения  $\sigma_{\rho}$ ,  $\sigma_{\theta}$  и  $\tau_{\rho z}$  определяются из уравнений (4).

Силовые режимы процесса вытяжки с утонением стенки толстостенных деталей определяются следующим образом.

Составляющая силы для преодоления трения на матрице находится по выражению  $P_{z1k} = \pi \mu_{\rm M} \sigma_{n{\rm MCp}} \left( \rho_{\rm \Pi} + \frac{s_0 + s_1}{2} \right) I$ .

Сила, разгружающая стенку изделия, определяется по формуле  $P_{z2k} = \pi \mu_\Pi \sigma_{n\Pi cp} \rho_\Pi l$ .

Сила, передающаяся на стенку изделия, вычис-

ляется как 
$$P_{\rm CT}=2\pi\int\limits_{\rho_{\Pi}}^{\rho_{\Pi}+s_{1}}\sigma_{z}(\rho)\rho{\rm d}\rho+P_{z1k}$$
, а сила опера-

ции вытяжки определяется как  $P=2\pi\int\limits_{\rho_\Pi}^{\rho_\Pi+s_1}\sigma_\zeta(\rho)\rho\mathrm{d}\rho+$ 

$$+ P_{z1k} + P_{z2k}$$
, где  $\sigma_{n_{\text{MCP}}} = \frac{1}{L} \int_{0}^{L} \sigma_{n_{\text{M}}}(L) dL$ ;  $L = l/\cos\alpha$ ;

$$\sigma_{\rho \,\Pi \,\mathrm{cp}} = \frac{1}{l} \int_{0}^{l} \sigma_{\rho \,\Pi}(l) \mathrm{d}l.$$

Величину  $\sigma_{n_{\rm M}}$  находим по формуле преобразования компонент напряжений при переходе от одной системы координат к другой:  $\sigma_{n_{\rm M}} = \sigma_{\rm p} {\rm cos}^2 \alpha + \sigma_{\rm z} {\rm sin}^2 \alpha - \tau_{\rm oz} {\rm sin} 2\alpha$ .

Приведенные выше соотношения позволили выявить влияние анизотропии механических свойств материала заготовки, технологических параметров, геометрических размеров заготовки и детали, степени деформации, угла конусности матрицы, условий трения контактных поверхностей инструмента и заготовки на кинематику течения материала, напряженное и деформированное состояния заготовки, силовые режимы и предельные возможности формоизменения.

Обсуждение результатов исследований. Расчеты выполнены для операции вытяжки с утонением стенки толстостенных цилиндрических заготовок из ряда материалов, механические свойства которых приведены в таблице [4], при следующих геометрических размерах заготовки:  $s_0 = 4$  мм;  $D_0 = 40$  мм.

Зависимости изменения относительных величин осевого напряжения  $\bar{\sigma}_z = P_{\rm cT}/[\pi(2\rho_{\rm \Pi} - s_1)s_1\sigma_{i0}]$  и силы процесса  $\bar{P} = P/[\pi(D_0 - s_0)s_0\sigma_{i0}]$  от угла  $\alpha$  конусности матрицы при вытяжке с утонением стенки полых цилиндрических заготовок из стали 11ЮА представлены на рис. 2 ( $D_0 = 2\rho_0$ ). Анализ графиков и результатов расчета показывает, что с увеличением угла  $\alpha$  конусности матрицы (см. рис. 2, a), уменьшением коэффициента  $m_s$  утонения и относительной величины  $D_0/s_0$ , увеличением коэффициентов трения на контактных поверхностях инструмента относительная величина осевого напряжения  $\bar{\sigma}_z$  возрастает. Установлено,

Мотопиот	Механические характеристики исследуемых материалов										
Материал	$σ_{i0}$ , ΜΠα	<i>A</i> , МПа	n	$R_z$	$R_{\theta}$	$R_{ ho z}$	Ω	U	$a_0$	$a_1$	$a_2$
Сталь 08 кп Сталь 11ЮА Латунь Л63 Алюминиевый сплав АМг6М	268,66 220,0 214,94 29,20	329,5 425,4 509,07 151,83	0,478 0,58 0,575 0,440	0,817 0,92 0,666 0,67	0,783 1,25 0,750 0,540	2,999 2,800 2,479 2,805	1,791 6,2 4,640 2,148	-0,946 -0,946 -0,769 -1,230	0,471 0,505 0,793 0,417	0,169 -0,132 -0,279 0,217	0,143 -0,145 -0,246 0,338

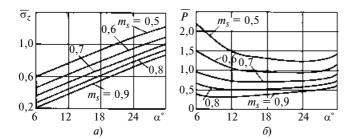


Рис. 2. Зависимости изменения параметров  $\overline{\sigma}_z$  (*a*) и  $\overline{P}$  (*б*) от угла  $\alpha$  ( $\mu_{\rm M}=0.05,\,\mu_{\rm H}=0.1$ )

что при вытяжке с утонением стенки толстостенных заготовок существуют оптимальные углы конусности матрицы в пределах  $12 \div 18^\circ$ , соответствующие наименьшей величине силы (см. рис. 2,  $\delta$ ). Показано, что с увеличением коэффициента  $m_s$  утонения и отношения  $D_0/s_0$ , уменьшением коэффициентов трения на контактной поверхности матрицы  $\mu_{\rm M}$  и пуансона  $\mu_{\rm \Pi}$  относительная величина силы P уменьшается.

Оценены величины неоднородности интенсивности деформации и механических свойств, а также накопленных микроповреждений  $\omega_e$  в стенке цилиндрической детали после операции вытяжки с утонением. Зависимости изменения относительной величины неоднородности интенсивности деформации  $\overline{\delta}_{\varepsilon} = (\varepsilon_{i\max} - \varepsilon_{i\min})/\varepsilon_{i\min}$  и сопротивления материала пластическому деформированию  $\delta_{\sigma} = (\sigma_{i \max} - \sigma_{i \min})/\sigma_{i \min}$  по толщине цилиндрической детали, изготовленной из латуни Л68, от угла а конусности матрицы представлены на рис. 3. Здесь  $\varepsilon_{i\max}$ ,  $\varepsilon_{i\min}$  и  $\sigma_{i\max}$ ,  $\sigma_{i\min}$  — максимальная и минимальная величины интенсивности деформации и напряжений по толщине стенки детали. Расчеты выполнены для геометрических параметров заготовок и рабочего инструмента, соответствующих предыдущим исследованиям.

Анализ зависимостей на рис. З показывает, что величина неоднородности интенсивности деформации  $\sigma_{\epsilon}$  в стенке детали с уменьшением угла  $\alpha$  конусности матрицы и коэффициента  $m_s$  утонения падает, что говорит о более благоприятных условиях формирования механических свойств материала стенки изделия. Установлено, что увеличение угла  $\alpha$  и уменьшение коэффициента  $m_s$  приводит к росту максимальной величины  $\omega_e$  на выходе из очага пластической деформации.

Предельные степени деформации вытяжки с утонением стенки определяли по максимальной величине растягивающего напряжения  $\sigma_{sz}^*$  с учетом упрочнения на выходе из очага пластической деформации (первый критерий)

$$\sigma_{\text{zcp}} \leq \sigma_{sz}^*$$
,  $\sigma_{\text{zcp}} = P_{\text{cT}}/[\pi s_1(s_1 + 2\rho_{\Pi})]$  (8)

и по величине ресурса пластичности (второй критерий) — накопленной повреждаемости

$$\omega_e = \int \frac{\mathrm{d}\varepsilon_i}{\varepsilon_{i\mathrm{mp}}(\sigma/\sigma_i)} \le \chi.$$
 (9)

В зависимости от условий эксплуатации или последующей обработки изделия уровень повреждаемости не должен превышать величины  $\chi$ . При назначении величины степени деформации в процессе пластического формоизменения следует учитывать рекомендации В. Л. Колмогорова и А. А. Богатова по запасу пластичности, согласно которым для ответственных деталей, работающих и подвергающихся после обработки давлением термической обработке (отжигу или закалке), допустимой величиной запаса пластичности следует считать  $\xi=0,25$ , а для неответственных деталей может быть принято  $\chi=0,65$ .

Предельные коэффициенты утонения  $m_{snp}$  определяли в зависимости от угла α конусности матрицы, относительной величины  $D_0/s_0$  и коэффициентов трения на контактных поверхностях рабочего инструмента и заготовки ( $\mu_{\rm M}$  и  $\mu_{\rm H}$ ). Зависимости предельного коэффициента утонения  $m_{sпp}$ , вычисленного по первому (8) и второму (9) критериям разрушения, от угла α конусности матрицы и отношения  $D_0/s_0$  для стали 11ЮА приведены на рис. 4: кривая 1 соответствует величине  $m_{snp}$ , определенной по максимальной величине осевого напряжения  $\sigma_7$  на выходе из очага пластической деформации (8); кривая 2 — величине  $m_{snp}$ , вычисленной по ресурсу пластичности (9) при  $\chi = 0.25$ ; кривая 3 — при  $\chi = 0.65$ ; кривая  $4 - \chi = 1.0$ . Расчеты выполнены при  $\mu_{\Pi}=0.1; \mu_{M}=0.05; s_{0}=4$  мм;  $D_0 = 40$  мм. Кривые  $1 \div 4$  определяют возможности деформирования заготовки в зависимости от технических требований на изделие.

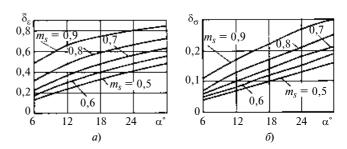


Рис. 3. Зависимости изменения параметров  $\bar{\delta}_{\epsilon}$  (a) и  $\delta_{\sigma}$  (б) от угла  $\alpha$ 

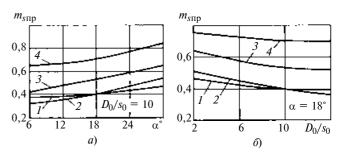


Рис. 4. Зависимости изменения коэффициента  $m_{\text{sup}}$  от угла  $\alpha$  (a) и отношения  $D_0/s_0$  (б)

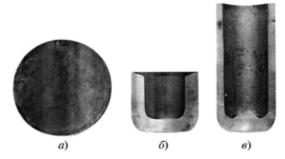


Рис. 5. Заготовка (a) и полуфабрикаты после комбинированной вытяжки ( $\delta$ ) и вытяжки с утонением (s)

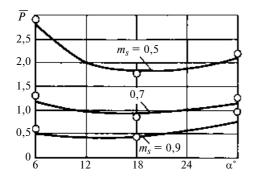


Рис. 6. Зависимости изменения сил  $ar{P}$  (линии) и  $ar{P}_{
m 9kcn}$  (точки) от угла lpha

Анализ графиков и результатов расчета показывает, что с увеличением угла α конусности матрицы и коэффициента µ<sub>м</sub> трения на контактной поверхности матрицы, уменьшением относительной величины  $D_0/s_0$  предельный коэффициент утонения  $m_{\rm snp}$  увеличивается. Так, увеличение угла  $\alpha$  с 6 до  $30^{\circ}$  сопровождается ростом  $m_{snp}$  на 45 %. Уменьшение относительной величины  $D_0/s_0$  с 14 до 2 приводит к увеличению коэффициента  $m_{\rm snn}$  на 30 %. Показано, что предельные возможности формоизменения операции вытяжки с утонением осесимметричных деталей ограничиваются как допустимой величиной накопленных микроповреждений, так и максимальной величиной осевого напряжения на выходе из очага пластической деформации, что зависит от механических свойств исходного материала и технологических параметров процесса деформирования.

Установлено, что предельные возможности деформирования операции вытяжки с утонением осесимметричных деталей из стали 11ЮА при  $\alpha < 18^\circ$  ограничиваются максимальной величиной осевого напряжения на выходе из очага пластической деформации (см. рис. 4), а при  $\alpha > 18^\circ$  — величиной накопленных микроповреждений  $\chi = 1$ . При вытяжке с утонением осесимметричных деталей из алюминиевого сплава АМг6М наблюдается обратная закономерность. Предельные возможности деформирования при  $\alpha < 18^\circ$  ограничиваются величиной накопленных микроповреждений

 $(\chi = 1)$ , а при  $\alpha > 18^{\circ}$  — максимальной величиной осевого напряжения на выходе из очага пластической деформации.

Полученные результаты качественно и количественно согласуются с экспериментальными данными других авторов.

Экспериментальные исследования. Выполнены экспериментальные исследования силовых режимов вытяжки с утонением стенки тонкостенных цилиндрических деталей из стали 11ЮА на гидравлическом прессе П459. В качестве смазки использовали фосфатирование заготовок с последующим их омыливанием. Силу деформирования фиксировали с помощью тензометрической аппаратуры. Для каждой группы фиксированных параметров проводили по шесть опытов и за основу брали среднеарифметическую величину максимальной силы. Полуфабрикаты вытяжки с утонением стенки представлены на рис. 5.

На рис. 6 приведены зависимости изменения относительных величин сил

$$ar{P} = P/[\pi(2
ho_{\Pi} - s_0)s_0\sigma_{i0}]$$
 и  $ar{P}_{
m SKC\Pi} = P_{
m SKC\Pi}/[\pi(2
ho_{\Pi} - s_0)s_0\sigma_{i0}]$ 

от угла  $\alpha$  конусности матрицы при фиксированных значениях коэффициента  $m_s$  утонения. Экспериментальные данные обозначены точками, сплошными линиями показаны результаты теоретических исследований. Механические свойства стали 11ЮА приведены в таблице. В расчетах силовых режимов принимали  $\mu_{\rm M}=0.05$ ;  $\mu_{\rm \Pi}=0.1$ . Сопоставление результатов теоретических расчетов и экспериментальных данных указывает на их удовлетворительное согласование. Максимальная величина расхождения теоретических и экспериментальных данных не превышает 10 %.

Результаты исследований использованы при разработке технологического процесса изготовления толстостенных цилиндрических полуфабрикатов для осесимметричных изделий ответственного назначения из стали 11ЮА.

Существующий технологический процесс включает шесть операций вытяжки. Изучение механических свойств исходного материала (характеристики анизотропии и пластичности) показало наличие значительных резервов интенсификации процесса. Использование разработанных рекомендаций по вытяжке анизотропных толстостенных заготовок позволило сократить число операций вытяжки до четырех, снизить на 30 % трудоемкость и на 15 % энергоемкость их изготовления уменьшением числа промежуточных термохимических операций по сравнению с существующим технологическим процессом. При этом достигаются необходимые требования к изделию по геометрическим и механическим характеристикам.

### ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

УДК 658.003

С. Ф. ТРИФОНОВ, канд. техн. наук, В. И. СИЛЮТИН (ОАО "Тяжмаш", г. Сызрань)

## Повышение эффективности работы предприятия на основе проектного подхода

В статье рассматриваются результаты работы по созданию основ эффективной системы управления исполнением контрактов на основе проектного подхода.

**Ключевые слова:** предприятие, эффективность системы управления, проектный подход, операционная функция, двухконтурное управление.

The effort results on developing of principles of effective management system of performance of contracts based on a project approach are considered.

**Keywords**: enterprise, management system effectiveness, project approach, operational function, double-loop control

В России экономическая ситуация, которую можно было определить как относительно благоприятную, за последний год в результате глобального экономического кризиса сменилась неблагоприятной. В системном виде ситуацию можно отобразить как

$$\Gamma = \{ Q_0; \ Q_s(t_0); \ \zeta(t_1) \}, \tag{1}$$

где  $Q_0$  — совокупность параметров надсистемы в момент t=0;  $Q_s(t_0)$  — закон возможных изменений показателей системы (система — организация);  $\zeta(t_1)$  — возможные результаты функционирования системы в момент  $t_1$  [1].

Используя традиционный набор показателей внешней среды, можно записать:

$$Q_0 = \{S; \ T; \ E; \ P\},\tag{2}$$

где S, T, E, P — социальный, технический, экономический и политический факторы.

В условиях экономического кризиса социальный фактор *S* относительно бизнес-процессов конкретного предприятия предположительно должен быть благоприятным, так как рынок труда пополняется свободными трудовыми ресурсами (ТР). Однако есть и сдерживающие факторы: предприятия в первую очередь избавились от неквалифицированных сотрудников; специалистам высокой квалификации предприятие в условиях кризиса не может предоставить высокую заработную плату.

Показатель T, как следствие влияния фактора E, не предполагает существенного использования новейших технологий. Показатель E в данный момент не создает новых возможностей на рынке, но указывает на свертывание в строительной, горнодобывающей, машиностроительной отраслях, которые остались без кредитных инвестиций.

Политический фактор P способствует активности в экономике. Предпринимаются действия по контролю инфляционных процессов, выравниванию стабильности банковской системы.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 63)

Таким образом, приведенные выше соотношения могут быть использованы для оценки кинематики течения материала, напряженного и деформированного состояний заготовки, силовых режимов и предельных возможностей формоизменения операции вытяжки с утонением стенки толстостенных анизотропных цилиндрических заготовок.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Попов Е. А. Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение, 1968. 283 с.

- 2. Сторожев М. В, Попов Е. А. Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
- 3. Гречников Ф. В. Деформирование анизотропных материалов. М.: Машиностроение, 1998. 446 с.
- 4. Яковлев С. П., Яковлев С. С., Андрейченко В. А. Обработка давлением анизотропных материалов. Кишинев: Квант. 1997. 331 с.
- 5. **Колмогоров В.** Л. Механика обработки металлов давлением. Екатеринбург: Уральский ГТУ (УПИ), 2001. 836 с.
- 6. **Богатов А. А., Мижирицкий О. И., Смирнов В. С.** Ресурс пластичности металлов при обработке давлением. М.: Металлургия, 1984. 144 с.
- 7. **Богатов А. А.** Механические свойства и модели разрушения металлов. Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ—УПИ, 2002. 329 с.

Таким образом, можно сделать вывод, что факторы внешней среды в целом оказывают неблагоприятное воздействие на предприятие.

Потребитель также испытывает воздействия тех же факторов надсистемы и сокращает свои расходы. В результате снижается объем новых контрактов, обусловливая снижение коэффициента рентабельности инвестиций (прибыльность) [2]:

$$ROI = B/A, (3)$$

где B — выгоды до уплаты налогов; A — используемые активы.

Производитель, оставляя закон  $Q_s(t_0)$  возможных изменений показателей таким же, как в момент  $t_0$  (время до кризиса), получает результаты  $\zeta(t_1)$  своей деятельности без учета изменившихся внешних условий. Эти результаты не удовлетворяют покупателя по таким параметрам, как цена и время изготовления (скорость создания продукта).

Для того чтобы решить главную задачу бизнеса — продать результаты деятельности предприятия потребителю, необходимо, чтобы привлекательность результатов  $\zeta(t_1)$ , включая их цену, была не хуже, чем привлекательность продукции конкурентов, что обусловливает необходимость развитых конкурентных преимуществ.

Перед предприятием стоит задача: сформировать такой закон  $Q_s(t_1)$ , который в условиях  $Q_0$  позволит получить результат  $\zeta(t_1)$ , обеспечивающий необходимую прибыльность ROI (отдача от используемого капитала) в условиях высокой конкуренции. Только после этого можно приступить к построению процессов, обеспечивающих реализацию их организационных структур.

Известны три стратегии лидирования на рынке, определяющие направления развития конкурентных преимуществ:

за счет товара — предполагает развитые возможности проведения НИОКР с соответствующими инвестициями;

за счет лояльных отношений клиентов — предполагает развитый маркетинг как философию предприятия и наличие персонала высокой квалификации;

за счет операционного совершенства.

Анализ ситуации позволяет сделать выбор в пользу последней стратегии лидирования, которая дает возможность при приемлемом качестве товара и лояльности клиентов иметь достаточно низкие издержки, обеспечивающие формирование конкурентной цены. Это может привести к некоторому снижению прибыльности ROI за счет уменьшения доли прибыли, планируемой в каждом контракте. Но это обеспечит конкурентную рыночную позицию, а, следовательно, и большую вероятность в условиях финансово-экономического кризиса наличия коммерческих контрактов в перспективе. Таким образом, приоритетной становится стратегия, основанная на совершенствовании функции оперирования (операционная функция).

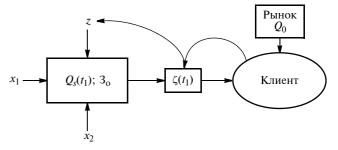


Рис. 1. Элементарная модель организационной деятельности:

 $x_1, x_2$  — преобразуемые и преобразующие ресурсы;  $3_{\rm o}$  — операционные затраты; Z — цели операционной функции

Отобразив операционную деятельность с учетом правил построения моделей в нотации IDEFO [3, 4], получили элементарную модель организационной деятельности (рис. 1).

Несложно показать, что цели Z для достижения успеха (прибыльности) должны быть рыночно ориентированы. Они должны иметь определенные значения как для клиента, так и для самой операционной функции — цели по созданию необходимого закона  $Q_s(t_1)$  и адекватного организационного построения.

Прибыльность ROI позволяет увидеть, как подсчитывается прибыльность, но не указывает пути получения необходимого значения, что определяется более сложной задачей — организационным управлением, приводящим в соответствие параметры  $x_1, x_2, 3_0$  процесса создания ценности, т. е. деятельности, и организационное устройство, позволяющее реализовать процесс с требуемыми показателями: затратами, качеством и временем изготовления. На данном этапе логического осмысления целесообразно закон  $Q_s(t_1)$  представить как

$$Q_{S}(t_{1}) = \{ Q_{S}^{3}(t_{1}); \ Q_{S}^{K}(t_{1}); \ Q_{S}^{\tau}(t_{1}) \}, \tag{4}$$

где  $Q_s^3(t_1)$  — совокупность показателей затрат (переменные —  $x_1$ , постоянные —  $x_2$ , сопутствующие —  $3_o$ );  $Q_s^{\rm K}(t_1)$  — совокупность показателей качества продукции (на всем жизненном цикле изделия, начиная с технического задания и заканчивая его утилизацией);  $Q_s^{\rm T}(t_1)$  — совокупность показателей скорости процесса (производительность).

Одним из важнейших объектов управления организационной деятельностью является процесс оперирования, т. е. операционная функция (см. рис. 1), представленная выражением (4). Цели для операционной функции можно определить понятиями: затраты, качество, обязательность, скорость изготовления, гибкость [5].

Значения целей операционной функции с позиций клиента и самого предприятия представлены в таблице [5].

В современном бизнесе такая составляющая, как цели Z, должна быть гибкой [6].

Уровень (характеристика) целей операционной функции

Цель	Для предприятия- изготовителя	Для потребителей
Затраты на создание	Минимальные	Минимальные (цена минимальная, ценность максимальная)
Качество продукции	Высокое	Высокое
Обязатель- ность	Согласованные процессы	Поставка в срок
Скорость из- готовления	Высокая	Высокая
Гибкость	Способность к изменениям	Усовершенствованные товары и услуги

Формальное отображение требований к целям зафиксировано в операционной функции (полное или частичное). Таким образом, контракт в сжатой форме содержит не просто коммерческие показатели, а требования к операционной функции.

Для того чтобы выполнить требования контракта (вызовы для операционной функции) с продолжительностью исполнения 1 год и более, необходим адекватный подход к управлению контрактом. Сегодня во множестве различных менеджерских инструментов особое место занимает проектный подход, который позволяет:

гармонично управлять исполнением контракта на всех этапах жизненного цикла на основе баланса главных характеристик проекта: бюджет (затраты), время (скорость и степень выполнения данных обещаний), качество (гибкость), которые должны обеспечивать интегральный успех результата  $\zeta(t_1)$  деятельности;

использовать процессный подход и вовлекать для достижения требуемых значений главных характеристик проекта всех участников бизнес-процесса, а также однозначно определять их ответственность в результатах его этапов;

выявлять возможные рассогласования в межфункциональных интересах, результатах функциональной деятельности и главных результатах проекта, а также между существующим организационным построением и способностями к управлению сквозным бизнес-процессом, существующей системой управления и требуемой эффективной системой управления с замыканием второго контура обратной связи на организационное развитие.

Интерпретация известного цикла Деминга "PDCA" в форме модели управления процессом преобразования (операционной функцией) с явно выраженной обратной связью представлена на рис. 2 [4]. Оперативное управление осуществляется с помощью первого контура, позволяющего воздействовать на появляющиеся отклонения от плановых значений параметров  $Q_s(t_1)$ . Второй контур позволяет учитывать требования рынка и  $Q_0$  к показате-

лям  $\zeta(t_1)$ . При этом управляющие воздействия носят стратегический характер. Они призваны изменить цели Z, а значит, и операционную систему через планирование и развитие новых организационных способностей.

Для практического использования проектного подхода в исполнении контрактов, а, следовательно, и бизнес-процесса, предполагается использовать паспорт контракта (ПК). Использование ПК направлено на достижение наивысшей экономической эффективности на основании создания четкого процесса управления контрактом и сформулированных правил и принятых норм по ответственности за результаты.

Главная цель достигается путем решения следующих частных задач:

документальное определение целесообразности проекта путем оценки экономических выгод, затрат и возможных рисков с последующей оценкой по времени жизненного цикла проекта;

создание карт ответственности за этапы контракта; разработка планов ключевых этапов контракта и рабочих графиков их осуществления;

определение контрольных точек и разработка схемы мониторинга;

определение показателей, отчетной документации и правил оценки результатов контракта (и промежуточных, и окончательных).

Разработанное содержание и сформированный на его основе ПК представляют собой совокупность знаний, своеобразный тезаурус по каждому значимому контракту. ПК может оставаться статичным хранилищем информации. В этом случае его ценность с учетом усилий, затраченных на его разработку и создание, невелика. Максимальный потенциал ПК заложен в возможностях, открывающихся при его активном использовании для оперативного управления контрактом и генерирования идей по организационному развитию, т. е.

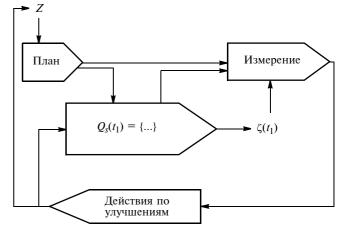


Рис. 2. Двухконтурное управление процессом с обратной связью

наполнению содержанием второго контура, (см. рис. 2). К ним относятся:

создание эффективной системы управления с двумя контурами обратной связи;

создание динамичного (активного) хранилища информации, позволяющего распознавать и оценивать ситуации путем отображения среды и самоотображения [1];

обеспечение организационного развития.

Формально систему управления можно представить в виде:

$$S_{v} = \{O_{v}; C_{v}; M_{v}\}.$$
 (5)

Здесь  $O_y = f\{Q_s(t_1)\} = f\{Q_s^3(t_1); Q_s^\kappa(t_1); Q_s^\tau(t_1)\}$  — объект управления, где критериями состояния служат значения параметров, находящихся в границах допустимых значений целей Z. Тогда

$$Q_s^3(t_1) \subset Z; \ Q_s^{\kappa}(t_1) \subset Z; \ Q_s^{\tau}(t_1) \subset Z;$$
 (6)

 $C_y$  — субъект управления, менеджер проекта с требуемыми способностями, отображаемыми в виде ключевых компетентностей  $K_i$ , входящих в состав национальных требований к компетентности K, разработанных в соответствии с базовым стандартом IPMA (International Project Management Association) и COBHET (Ассоциация управления проектами (Россия). Критериями состояния будет соответствие  $C_y$  требуемому уровню компетентности  $C_y = \Sigma K_i$ , тогда формальная запись будет иметь вид:

$$C_y = f\{\Sigma K_i\}$$
 при  $K_i \subset K;$  (7)

 ${\rm M_y-m}$  множество управленческих методов, позволяющих осуществить процесс управления: выбор необходимых (для контроля) категорий информации из множества (6), методы сбора данных, алгоритмы их обработки и оценки, методы принятия решений и распространения информации для наполнения обратной связи, включая второй контур. Уровнем полноты используемых методов как в количественной, так и в качественной оценке можно считать степень соответствия этапам процесса управления (пять шагов) и наличию актуальной базы знаний о среде и внутреннем состоянии (тезауруса).

Формально показатель  $M_v$  может иметь вид:

$$M_{y} = f\{M_{y}^{\Pi p}; M_{y}^{T}\},$$
 (8)

где  $M_y^{\pi p}$  — методы реализации процесса управления;  $M_y^{\tau}$  — методы реализации тезауруса.

Практическая реализация управления контрактом в настоящее время имеет вид базовой платформы, на которой можно строить дальнейшую работу по повышению эффективности и результативности бизнеса:

разработан основной комплекс ключевых показателей (самоотображение), отображающих состояние объекта управления  $\mathrm{O}_{\mathrm{V}}$ ;

разработан перечень ключевых компетентностей  $K_i$  для менеджеров проектов, а также положение по оценке уровня компетентности менеджеров проектов:

разработан необходимый инструментарий по управлению контрактом, который включает в себя следующие элементы: матрицы ответственности, обеспечивающие однозначную связь организационного устройства предприятия с видами работ по реализации контракта; графики ключевых событий и графики реализации контрактов; таблицы для учета движения денежных средств по контракту; алгоритм трехэтапного расчета эффективности контракта (подписание контракта, пуск в производство, завершение контракта);

разработана технология использования каждого вида управленческих инструментов для сбора данных;

разработан механизм мониторинга, сбор и анализ данных, представление отчетов с оценками достигнутых значений параметров, предложениями по улучшению.

Для изменения ситуации (1) в направлении повышения вероятности соблюдения условия

$$\zeta(t_1) \subset \mathbf{Z}$$
 (9)

(результаты должны принадлежать области допустимых значений цели) необходимо создать условия, позволяющие осуществить изменения в организационных способностях предприятия. Развитые организационные способности должны обеспечивать реализацию проектного подхода, а следовательно, и эффективное управление контрактом по трем главным характеристикам.

Физической формой организационных способностей должны стать структуры, приспособленные для осуществления проектного управления. Приоритетным направлением стало создание эффективной системы управления, представленной выражением (5) и его составляющими (6)—(8), которые могут использоваться в качестве формальных критериев при построении системы управления проектами. Наличие всех трех составляющих указывает на существование системы управления, совершенство которой оценивается качеством реализации каждой составляющей и эффективностью системы в целом. Последующие этапы развития организационных способностей должны обеспечивать создание ценности для потребителя в рамках проектных технологий.

Создание специальных структур связано с инвестициями, которые расходуются:

на заработную плату специалистов, участвующих в разработке ПК и методики его практического использования;

обучение менеджеров;

разработку свода ключевых компетентностей менеджеров проектов, адаптированных к специфике контрактов предприятия;

разработку положения по оценке уровня компетентности и технологии аттестации;

создание ПК, информационной архитектуры, поддержание системы управления проектом в рабочем эффективном состоянии.

Определить эффективность проектного подхода можно аналогично оценке показателя ROI. Опыт использования проектного подхода показал, что такое управление бизнесом возможно только при определенном организационном построении бизнеса, характеризуемом двумя факторами:

процессной упорядоченностью — адекватной структурой операционного процесса с ясным информационным отображением  $Q_s(t_1)$ , используемым для последующей оценки состояния результативности деятельности;

морфологической упорядоченностью, включающей организационные элементы, иерархию и конфигурацию отношений, ключевые компетентности, определяющие свойства организационнофункциональных элементов.

Для исследователя нахождение противоречий между морфологическим порядком и процессным порядком, определяемым показателями  $\zeta(t_1)$  и Z, открывает возможности к организационному развитию при использовании второго контура системы управления. Наличие указанных противоречий представляется одним из фундаментальных источников развития.

Сегодня реализация процесса управления контрактом для получения результата, соответствующего условию (9), осложняется существующей

функциональной организационной структурой. Процессы проектного управления с конкретной нацеленностью на конечный результат и наличием лиц, несущих полную ответственность за этот результат, наилучшим образом могут осуществляться предприятиями, структуры которых выстроены по матричному принципу. Поэтому следующим шагом по использованию проектного управления должны стать работы по изменению существующего организационного устройства.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. Дружинин В. В., Конторов Д. С. Проблемы системологии. М.: Советское радио, 1976. 296 с.
- 2. **Пирсон Б., Томас Н.** Магистр делового администрирования. Краткий курс: Пер. с англ. Изд-во "Альпина", 2001. 218 с.
- 3. Марка Д. А., МакГоуэн К. Методология структурного анализа и проектирования. М.: 1993. 240 с.
- 4. **Репин В. В., Елиферов В. Г.** Процессный подход к управлению. Моделирование бизнес-процессов. М.: РИА "Стандарты и качество", 2004. 408 с.
- 5. **BZR 700.** Учеб. курс программы "Профессиональный Диплом в области менеджмента". Блок 1. Кн. 4. МИМ ЛИНК, 2007.
- 6. **Друкер П.** Задачи менеджмента 21 века. Пер. с англ. М.: Изд-кий дом "Вильямс", 2004. 272 с.
- 7. **Управление** проектами. Основы профессиональных знаний. Национальные требования к компетентности специалистов / Под ред. В. И. Воропаева. www.sovnet.ru.

УДК 338.45:621

А. И. ШЕБАРОВ, канд. техн. наук

(ЗАО "Управление по развитию новых экономических форм производства", г. Москва)

# Концептуальные основы оценки инновационного потенциала и организации управления инновационным развитием промышленного производства

Рассматриваются концептуальные основы организации управления инновационным развитием промышленного производства. Дается авторское определение таких понятий, как инновационное развитие промышленного производства, управление им и организация управления. Предлагаются разработанные автором концептуальные схемы и модель организации управления инновационным развитием промышленного производства.

**Ключевые слова:** инновационное развитие, инновационный потенциал, промышленное производство, организация управления инновационным развитием.

Conceptual fundamentals of the management organization by innovation development of the industrial production are considered. The author's definition of such notions as the innovation development of industrial production, management, and control is given. The conceptual author's schemes and a management organization model by innovation development of industrial production are proposed.

**Keywords**: innovation development, innovation potential, industrial production, management organization by innovation development.

Признание в качестве доминирующей ценностной концепции управления предприятием существенно меняет подход к стратегическому управлению и инновационному развитию промышленного производства (ИР ППр), к обеспечению стратегической стабильности государства и заставляет по-иному осмыслить процесс организации управления инновационным развитием промышленного предприятия (ИР ПП) и сами категории ИР и инновационного потенциала (ИП) предприятия с позиций создания конкуренто-способной продукции и ценности предприятия.

Инновационные теории, созданные научные школы управления и организации формируют основную систе-

му понятий, необходимую для раскрытия процесса ИР и категорий ИР и ИП. В настоящее время отсутствуют единые понятия как инновационного потенциала, так и управления инновационным развитием. Поэтому необходимо уточнить определения этих понятий, основываясь на результатах проведенных исследований. Следует различать понятия инновационного развития промышленного предприятия и промышленного производства. Понятие ИР предприятия неправомочно считать аналогичным понятию его роста, так как оно связано в большей степени не с количественными преобразованиями, а с качественными изменениями в технологической, организационной, финансово-экономической и управленческой сферах деятельности предприятия. Инновационное развитие промышленного производства предусматривает наличие внешней правовой, организационной, финансово-экономической и интеллектуально-инновационной среды функционирования ПП, создающей условия для обеспечения его источниками, средствами и дополнительными возможностями.

Таким образом, под *инновационным развитием промышленного производства* будем понимать процесс систематического и непрерывного выявления и оценки, создания и накопления, а также эффективного использования ИППП, функционирующих в правовой, организационной, финансово-экономической и интеллектуально-инновационной среде, способствующих повышению конкурентоспособности российских промышленных предприятий и промышленному импортозамещению.

Под управлением инновационным развитием промышленного производства будем понимать совокупность управленческих процессов и форм их организации, направленных на развитие производства и достижение поставленных предприятием целей в результате целенаправленного комплексного воздействия на составляющие ИП предприятий, характеризуемого точкой приложения, силой и направлением управленческого воздействия.

Предлагаемые концептуальные основы организации управления ИР ППр рассматриваются как органическое объединение и взаимосвязь процесса управления, т. е. технологии управления, и организации управления ИР. Исходя из этого необходимо уточнить, что в рамках проводимого исследования понимается под организацией управления инновационным развитием.

По мнению автора, под *организацией управления инновационным развитием промышленного производства* следует подразумевать такую организацию, которая позволяет упорядочить процесс управления и соединить в единое целое его элементы, т. е. обеспечивает наиболее эффективное и адекватное ИР ПП. Инновационное развитие и, следовательно, управление им напрямую связаны с ИП ПП. Поэтому еще одним понятием аппарата методологии организации управления ИР ППр является понятие "инновационный потенциал".

Под инновационным потенциалом промышленного предприятия будем понимать совокупность предполагаемых или уже мобилизованных функциональных, ресурсных и системных возможностей получения инноваций, обеспечивающих конкурентоспособность конечной продукции и/или услуг в соответствии с инновационной целью предприятия и инновационной стратегией промышленного производства.

В связи с принятым определением ИП следует сделать несколько важных пояснений.

Во-первых, можно выделить три группы указанных возможностей промышленного предприятия: функциональная группа объединяет научно-технические, производственные, маркетинговые и другие возможности предприятия; ресурсная составляющая включает материально-технические, финансовые, информационные, технологические, организационно-структурные, кадровые и другие возможности предприятия; в третью группу входят системные возможности, предопределяемые миссией, целеполаганием и ценностными ориентациями предприятия, организационной и корпоративной культурами, опытом и компетентностью общего руководства предприятия и т. п.

Во-вторых, автор придерживается существующей точки зрения, что новации и инновации различаются конечной целью и их ролью в процессе ИР. Предприятия должны быть способны к созданию и развитию в своей системе новаций и далее — к внедрению и восприятию новаций, которые превращаются в инновации. Таким образом, процесс получения инновации (что отражено в определении) заключается в создании и развитии новаций, их внедрении и использовании в деятельности промышленного предприятия и производства.

Уточнив и определив необходимый аппарат понятий, продолжим формирование концептуальных основ ИР ППр.

Необходимость появления новых концептуальных основ организации управления ИР ППр, ориентированных на существенное повышение конкурентоспособности российских промышленных предприятий и промышленное импортозамещение, связана с признанием необходимости перехода экономики России к инновационному типу, с формулированием новой концепции развития Российской Федерации "Четыре И — институты, инфраструктура, инновации и инвестиции" и принятием Программы социально-экономического развития России до 2020 года.

Новизна разрабатываемых концептуальных основ организации управления ИР состоит в использовании следующих основополагающих гипотез и подходов:

гипотезы взаимосвязи устойчивого развития и стратегической стабильности экономики государства с устойчивым ИР ПП;

гипотезы единства, органической взаимосвязи и синергизма трех компонент управления ИР ППр: выявления и оценки, создания и накопления, а также эффективного использования ИП ПП;

концептуального подхода групп заинтересованных лиц; ценностного подхода к управлению.

Рассмотрим указанные гипотезы и подходы подробнее. Первая из гипотез позволяет реализовать комплексный подход к организации управления ИР, охватывая макро-, мезо- и микроэкономический уровни.

Стратегическая стабильность и устойчивое развитие экономики государства, а также обеспечение конкурентоспособности страны на глобальном рынке во многом зависят от инновационной научно-технической политики, в рамках которой на государственном уровне определяются темпы и направления ИР мезо- и микроуровней. Особенностью инновационного состояния РФ на современном этапе является то, что Россия одновременно функционирует как бы в двух инновационных средах — внутренней и внешней. Для внешней среды характерна ситуация "НИОКРовского оффшора", при которой российские ученые и специалисты, институты и предприятия осуществляют "дешевые" разработки, часто финансируемые из-за рубежа. Внутренняя среда характеризу-



Рис. 1. Концептуальная схема организации управления инновационным развитием промышленного производства

ется и оценивается ИП отечественных предприятий, которые ориентированы преимущественно на использование и внедрение новаций иностранного происхождения. В любом случае следует утверждать, и на это указывают современные экономические теории, что новации и инновации являются источником развития только при условии активного и эффективного их использования, а также при наличии благоприятной среды для их создания. Это в свою очередь означает, что инновационное развитие России и переход к инновационному типу экономики невозможны без ИР российских промышленных предприятий (прежде всего стратегически значимых), которым надо целенаправленно и эффективно управлять.

Вторая гипотеза предопределяет модульную структуру организационного механизма и системы организации управления инновационным развитием промышленного производства (СОУИР ПП), а также инструменты, модели и процедуры оценки и использования ИП предприятий.

Концептуальный подход групп заинтересованных лиц, являющийся в настоящее время одной из основ современного управления, предполагает достижение максимальной эффективности управления в том случае, если направления интересов заинтересованных лиц (стейкхолдеров) совпадают. Под стейкхолдерами понимаются экономические субъекты, оказывающие влияние на достижение предприятием целей инновационного развития, собственные цели которых, в свою очередь, зависят от эффективности и рациональной организации управления ИР ПП. Применительно к концепции управления ИР данный подход приобретает специфическую особенность, поскольку по уровням ИР заинтересованные лица четко

делятся на три группы: стейкхолдеры макро-, мезо- и микроуровня. В рамках указанного аспекта проявляется тесная взаимосвязь между данным подходом и первой гипотезой. Даже самый поверхностный анализ совпадения экономических интересов групп заинтересованных лиц позволяет утверждать, что интересы стейкхолдеров по вопросам управления и организации ИР ПП сонаправлены, при этом интересы каждой из трех групп заинтересованных лиц представляют собой множество интересов входящих в группу стейкхолдеров.

Концептуальная схема организации управления ИР ППр, разработанная автором на сформированных теоретических основах и рассмотренных основополагающих гипотезах и подходах, представлена на рис. 1.

Ценностный подход, который в теории и практике управления появился относительно недавно, основан на том, что в качестве главного стратегического критерия успешного развития предприятия принимается рост стоимости бизнеса. Важно отметить, что ценностный подход синтезирует в себе основные положения базовых и прикладных теорий, используемых в качестве теоретических основ методологии управления ИР ПП:

максимизация ценности предприятия является главной целью стратегического управления;

ценность в наибольшей степени связана с денежным потоком, который генерирует предприятие;

прирост ценности является главным критерием эффективности управления.

Ценностный подход к управлению, принятый в качестве основополагающего при разработке методологии

управления ИР ППр, позволяет установить ряд важнейших концептуально-методологических положений:

- 1. Организационно-экономическая сущность управления ИР ППр заключается в создании новой ценности и гарантированном увеличении ценности предприятия, из чего следует, что именно максимизацию прироста ценности предприятия следует рассматривать как основной аспект целеполагания управления ИР ППр на всех уровнях.
- 2. Организацию управления ИР можно считать эффективной в том случае, если она обеспечивает устойчивое стабильное конкурентное положение предприятия на рынке труда, капитала и товаров, что в свою очередь обеспечивается созданием и максимально полным использованием ИР ПП, его способностью ритмично создавать предложения на инновационном рынке.
- 3. Все бизнес-процессы, связанные с инновационной деятельностью и инновационным развитием предприятия, следует рассматривать в аспекте их влияния на ценность предприятия, а составляющие их элементы как факторы ценности предприятия.
- 4. Объекты управления направления ИР и компоненты инновационного потенциала следует классифицировать и рассматривать с позиции цепочки создания ценности, анализировать и оценивать в соответствии с воздействием на принятые показатели оценки ценности предприятия.
- 5. Организацию управления ИР ПП следует осуществлять на основе организационно-финансовой модели предприятия на базе центров формирования ценности.

При этом организационно управление ИР ПП должно быть встроено в модель управления ИР ППр, обеспечивающую формирование и функционирование институциональных структур инновационного развития и организационного механизма трансферта технологий и продвижения инновационных разработок.

Одним из наиболее значимых элементов исследования и концептуальной схемы управления инновационным развитием промышленного производства является СОУИР ПП. Предлагаемая автором концептуальная модель СОУИР ПП представлена на рис. 2. Рассмотрим важнейшие характеристики модели по четырем составляющим ее блокам (или этапам), последовательно следующим один за другим.

**Первый блок** отражает существующее положение промышленных предприятий на рынке с учетом достигнутого уровня их конкурентоспособности и инновационного развития, созданного инновационного потенциала и достигнутой ценности предприятия. Данные характеристики промышленного предприятия, а также функциональные, ресурсные и системные возможности его мезоуровня определяют уровень ИР ППр. При этом следует отметить, что речь, прежде всего, идет о стратегически значимых ПП.

Сущность данного блока заключается в определении целеполагания интегрированного процесса управления ИР промышленного предприятия и промышленности в целом с учетом интересов стейкхолдеров.

Представленные выше рассуждения и концептуальные основы управления ИР позволяют определить целеполагание как:

максимизацию уровня ИР предприятия (УИР  $\to$  max) и промышленного производства ( $\Sigma$ УИР $_i$   $\to$  max);

максимизацию ИП ПП (ИП  $\rightarrow$  max);

максимизацию прироста ценности предприятия ( $\Delta S \to \max$ ), что, естественно, невозможно без достижения первых двух целей.

Дополнительно следует отметить, что наличие в качестве целевых критериев  $VИP \to max$ ,  $И\Pi \to max$  и

 $\Delta S \to$  тах предполагает необходимость их количественного измерения, что в свою очередь предполагает обоснование выбора показателей оценки уровня ИР, показателей оценки ИП по его составляющим, показателей оценки эффективности использования ИП по организационной, технической и финансово-экономической составляющим, а также показателей оценки ценности предприятия. Определение целеполагания обеспечивает реализацию одного из основных принципов управления ИР — целенаправленности управления, и способствует обоснованному принятию стратегии ИР ПП.

Второй блок представляет собой процесс управления ИР ПП. Сущность данного этапа можно определить как декомпозицию технологии управления развитием в рамках целеполагания. В соответствии с предлагаемой концепцией в качестве векторов декомпозиции приняты объекты управления (ОУ), бизнес-процесс (БП) и горизонты управления (ГУ). Выделяются три горизонта управления: стратегическое управление (ГУ<sub>1</sub>), тактическое управление (ГУ<sub>2</sub>) и оперативное управление (ГУ<sub>3</sub>).

Первый декомпозиционный вектор позволяет детализировать объекты организационно-управленческих воздействий в соответствии с основными компонентами функционирования и возможностями ПП, существенными с позиции влияния на его ценность. В рассматриваемой модели в качестве объектов управления (ОУ) последовательно выделяются: продукция (ОУ<sub>1</sub>), текущий денежный поток и финансовые результаты (ОУ<sub>2</sub>) (как результирующие компоненты); активы (ОУ<sub>4</sub>), кадры (ОУ<sub>5</sub>) и источники финансирования (ОУ<sub>6</sub>); технологии (ОУ<sub>3</sub>) и информация (ОУ<sub>7</sub>) (как ресурсные компоненты).

Второй декомпозиционный вектор отражает основные БП, связанные с инновационной деятельностью и ИР ПП, рассматриваемые в аспекте их влияния на создание и увеличение ценности предприятия. Среди основных БП последовательно выделяются: производственно-технологический (БП $_1$ ), проектно-конструкторский (БП $_2$ ), организационный (БП $_3$ ), маркетинговый (БП $_4$ ) и финансово-экономический (БП $_5$ ). Специфика предметной области проводимого исследования отражается преимущественно в трех первых указанных БП.

В соответствии с принятым определением ИП ПП в рассмотренных декомпозиционных векторах учтены и отражены две из предложенных инновационных групп возможностей предприятия: функциональная и ресурсная; третья, системная, группа возможностей, напрямую учитывается в первом и косвенно в третьем блоках рассматриваемой концептуальной модели.

Третий декомпозиционный вектор позволяет в процессе управления ИР учесть различия и соподчиненность целей и задач управления рисками, а также различия в объектах и формах управления на стратегическом, тактическом и оперативном горизонтах. По мнению автора, необходимо рассматривать три горизонта в совокупности, потому что, вопервых, каждому из них соответствуют только им присущие функциональные задачи управления ИР, во-вторых, тактический горизонт, часто отсутствующий в предлагаемых разработках, является базовым и "наиболее работающим" горизонтом и, в-третьих, осуществление управления по трем горизонтам обеспечивает непрерывность управления ИР ППр. В соответствии с разрабатываемыми концептуальными основами данный декомпозиционный вектор отражает стратегические, тактические и оперативные решения, содержание которых заключается в конкретных организационно-управленческих воздействиях на ОУ и в выборе соответствующих БП в целях ИР ППр. Горизонты ОУ ИР являются тем декомпозиционным вектором, который связывает инновационное развитие ПП и ППр. В завершение описания третьего вектора следует провести организационную связь между ГУ ПП и ППр:

1) стратегический уровень управления инновационным развитием предприятия взаимосвязан с макроуровнем управления инновационным развитием промышленного производства;

- 2) тактический уровень управления ИР предприятия взаимосвязан с мезоуровнем управления ИР ППр;
- 3) оперативный уровень управления ИР присущ только  $\Pi\Pi$ .

Таким образом, процесс управления ИР ППр обеспечивает реализацию еще двух необходимых принципов управления — комплексности и непрерывности. Первый принцип реализуется за счет комплексного OУ, т. е. OУ =  $\{OY_1\} \cup \{OY_2\} \cup \{OY_3\} \cup \{OY_4\} \cup \{OY_5\} \cup \{OY_6\} \cup \{OY_7\}$ . Второй принцип реализуется за счет осуществления непре-

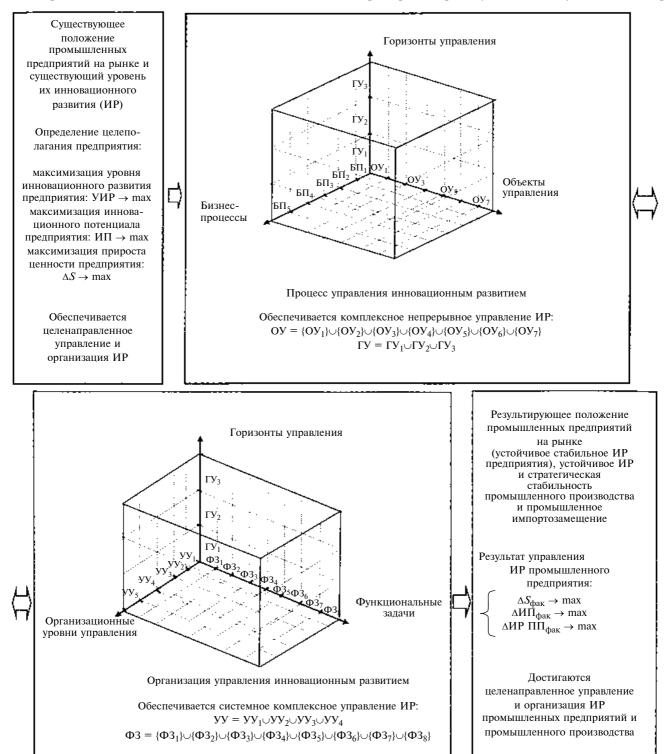


Рис. 2. Концептуальная модель организации управления инновационным развитием промышленного производства

рывного управления UP на всех временны́х интервалах ( $\Gamma Y$ ): стратегическом, тактическом и оперативном, т. е.  $\Gamma Y = \Gamma Y_1 \cup \Gamma Y_2 \cup \Gamma Y_3$ .

Рассмотрим **третий блок** концептуальной модели. Для осуществления целенаправленного и адекватного управления ИР ППр и эффективного использования ИП ПП необходимо не только разработать технологию управления, но и решить проблемы организации управления. Поэтому в третьем блоке рассматривается организация управления ИР и ее организационно-управленческая декомпозиция по трем векторам: функциональным задачам, уровням и горизонтам управления.

Первый декомпозиционный вектор позволяет детализировать организационно-функциональные задачи управления ИР. В рамках разработанных концептуальных основ предлагается учитывать следующие последовательно выполняемые функциональные задачи (Ф3):

принятие концепции и/или стратегии ИР ППр, региона, промышленного предприятия (O3<sub>1</sub>);

разработка исполнительных процедур (ФЗ2);

выявление и оценка ИП (ФЗ<sub>3</sub>);

создание и накопление ИП (ФЗ<sub>4</sub>);

оценка и анализ эффективности использования ИП ( $\Phi 3_5$ );

выбор форм и методов трансферта и продвижения инновационных разработок ( $\Phi 3_6$ );

мотивация к эффективному использованию ИП и управлению ИР ( $\Phi$ 3<sub>7</sub>);

контроль и корректировка результатов управления ИР ( $\Phi 3_8$ ).

Отмеченные задачи определены в соответствии с разработанной технологией управления рисками, вытекают из целей стейкхолдеров, четко закреплены за определенными горизонтами и уровнями управления, детализированными во втором векторе, и реализуются соответствующими субъектами управления. Особенность отмеченных задач состоит в том, что, во-первых, каждая из них является комплексной и состоит из нескольких частных задач и, во-вторых, организационно они распределяются по горизонтам и субъектам управления промышленного предприятия и промышленного преизводства в целом. Одни из них реализуются только в масштабах промышленного предприятия или промышленного производства, а другие одновременно и там, и там.

Организация управления ИР ППр в разрезе рассматриваемого вектора обеспечивает реализацию комплексного управления за счет объединения восьми комплексных задач, состоящих из множества частных, т. е.  $\Phi 3 = \{\Phi 3_1\} \cup \{\Phi 3_2\} \cup \{\Phi 3_3\} \cup \{\Phi 3_4\} \cup \{\Phi 3_5\} \cup \{\Phi 3_6\} \cup \{\Phi 3_7\} \cup \{\Phi 3_8\}.$ 

Высокоуровневая структура организации управления ИР, предлагаемая автором, предполагает четыре организационных уровня управления (УУ), детализируемые в рамках второго декомпозиционного вектора, каждый из которых представлен соответствующими органами и субъектами управления, а именно:

центр (центры) ИР (УУ $_1$ ), соответствующие стратегическому горизонту управления на макро- и/или мезоуровне;

правление (дирекция) (УУ $_2$ ) предприятия представляет высший уровень управления, соответствующий стратегическому горизонту управления ПП;

комитет (комитеты) ИР (УУ<sub>3</sub>) также представляет высший уровень ИР ПП, соответствующий стратегическому горизонту управления;

службы ИР (УУ<sub>4</sub>) — средний организационный уровень управления ИР ПП, соответствующий тактическому горизонту;

инновационные менеджеры и менеджеры (УУ $_5$ ) представляют низший уровень управления, соответствующий оперативному горизонту управления ИР ПП.

Учет всех уровней управления, начиная с высшего и заканчивая низшим, т. е.  $yy = yy_1 \cup yy_2 \cup yy_3 \cup yy_4 \cup \cup yy_5$ , обеспечивает системность управления и позволяет реализовать соответствующий первый принцип.

Обратимся к *третьему декомпозиционному вектору*. Не останавливаясь на рассмотрении горизонтов управления, подробно описанных во втором блоке, отметим лишь, что горизонты управления являются общим элементом для технологии и организации управления ИР, и их следует рассматривать как базовый элемент управления. Следовательно, можно утверждать, что напрямую или косвенно объекты организационно-управлениеского воздействия, функциональные задачи управления, организационные уровни управления и бизнес-процессы ИР зависят от горизонта управления (точнее сказать, распределяются по стратегическому, тактическому и оперативному горизонтам управления).

Четвертый блок концептуальной модели связан с отражением результата управления ИР ППр и фиксацией результирующего состояния предприятия после ИР. Функционирование СОУИР ПП и управление ИР ПП обеспечивают не только постоянное совершенствование технологии и выпуск нового инновационного и конкурентоспособного продукта, но и достижение устойчивого стабильного ИР ПП, а также устойчивого ИР и стратегической стабильности промышленного производства и промышленного импортозамещения в конечном счете. С позиций ценностного подхода результат управления ИР ППр выражается фактическим приростом  $\Delta S_{\text{фак}}$  ценности промышленного предприятия. Стремление прироста ценности предприятия к максимальному (реальному) значению невозможно без максимального увеличения уровня ИР ПП и прироста его ИП, т. е.  $\Delta S_{\rm фак} \to {\rm max}$ ;  $\Delta И\Pi_{\Phi aK} \rightarrow max; \Delta ИР\Pi\Pi_{\Phi aK} \rightarrow max.$ 

Управление ИР, включая сам процесс и его организацию, — это целенаправленное организационно-управленческое воздействие на составляющие ИР предприятия и на повышение эффективности его использования для достижения поставленных целей ИР ППр. Поэтому достижение в четвертом блоке целей, установленных в первом блоке, обеспечивает целенаправленное управление ИР ППр.

Таким образом, совокупность рассмотренных блоков отражает управление инновационным развитием промышленного предприятия в целом, включая как внешнюю, так и внутреннюю среду предприятия.

Разработка концептуальных основ оценки инновационного потенциала и организации управления инновационным развитием промышленного производства позволяет перейти к решению такой важной проблемы, как структуризация организационно-управленческой методологии управления инновационным развитием промышленного производства.

## ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

УДК 621.81:531.6.001.13

Ю. М. БУЗИН, канд. техн. наук (Воронежский государственный архитектурно-строительный университет)

# Энергетическая концепция оценки нагруженности элементов технической системы

В результате анализа энергетической основы функционирования технической системы предложен показатель оценки нагруженности ее элементов на основе мощности энергетического потока, проходящего через расчетный элемент.

**Ключевые слова:** энергия, плотность механической энергии, плотность потока механической энергии.

On the basis of analysis of the energy principle of functioning of a technical system a stress loading estimation index of its elements, based on the energy flow power passing through the calculated element has been proposed.

**Keywords:** energy, mechanical power density, mechanical energy flow density.

#### Введение

Современные методы расчетов на прочность деталей машин и строительных материалов, находящихся под их воздействием, основаны на силовом факторе — крутящем моменте энергетической установки  $M_{\rm K}$  (кН · м) и его производных — усилиях F (кН) и изгибающих моментах  $M_{\rm H}$  (кН · м). Крутящий момент как ведущий силовой параметр выделяют из показателя мощности энергетического потока N (кВт) путем исключения из него скоростного фактора — угловой скорости  $\omega$  (с $^{-1}$ ):  $M_{\rm K} = N/\omega$ , кН · м. Таким образом, скоростной фактор непосредственно в расчетах на прочность не участвует.

Основой функционирования любой материальной системы, в том числе и технической, является энергия. Энергия — общая количественная мера движения и взаимодействия всех видов материи [1], т. е. является однозначной функцией состояния материальной системы. Все элементы материальной системы функционируют в едином энергетическом потоке, а значит, их нагруженность будет определяться величиной передаваемой ими энергии.

Энергия системы однозначно зависит от характеризующих ее состояние параметров. В случае непрерывной материальной среды энергия характеризуется ее плотностью в единице объема среды и плотностью потока, равной произведению плотности энергии на скорость ее перемещения [1]. Теория относительности показала, что энергия E тела неразрывно связана с его массой m соотношением  $E=mc^2$ . В соответствии с различными формами движения материи рассматривают различные формами движения материи рассматривают различные фор

мы энергии: химическую, механическую, электромагнитную, ядерную и др.

Нагруженность элементов технической системы может быть рассмотрена только в процессе ее функционирования. Только познав физическую основу процесса функционирования технической системы, можно создать совершенные инженерные методы постановки и решения ее важных технических задач.

#### Функционирование технической системы

Рассмотрим процесс разработки (копания) грунта землеройно-транспортной машиной (ЗТМ). ЗТМ — это агрегат, состоящий из энергетической машины — генератора механической энергии (дизеля), передаточного механизма, рабочей машины, сочетающей одновременно функции технологической и транспортной машины (роющей землю и транспортирующей ее), а также контрольно-управляющих устройств. Передаточный механизм ЗТМ включает трансмиссию, движитель и раму (тяговую или толкающую), соединяющую движитель с отвальным или ковшовым рабочим органом технологической машины. Работа сгорающего в цилиндрах ДВС углеводородного топлива — единственный вид работы внешних сил, подпитывающий двигательно-трансмиссионную установку энергией [2].

ЗТМ осуществляет разработку (копание) грунта в процессе движения со скоростью  $v_{\rm I}(t)$  за счет силы тяги  $T_{\rm p}(t)$ , развиваемой на рабочем органе, т. е. за счет механической энергии с тяговой мощностью  $N_{\rm T,p}(t)=T_{\rm p}(t)v_{\rm I}(t)$ .

Таким образом, объектом функционирования — рабочей средой ЗТМ, служит грунт, а грунт, являясь внешней средой, тогда становится рабочей средой, когда на него воздействует ЗТМ. Следовательно, процесс копания грунта ЗТМ представляет собой замкнутую техническую систему "ЗТМ — грунт" [3], функционирование которой в данный момент времени *t* описывается энергетической моделью [4]:

$$m_{\rm T}(t) => E_{\rm M.JB}(t) => E_{\rm M.Tp}(t) => E_{\rm M.po}(t) => m_{\rm rp}(t), \quad (1)$$

где  $m_{\rm T}(t)$  — масса углеводородного топлива, сжигаемого в двигателе, кг;  $E_{\rm M, ZB}(t)$  — механическая энергия, развиваемая на валу двигателя, кДж;  $E_{\rm M, Tp}(t)$  — механическая энергия, передаваемая в трансмиссию передаточного механизма за вычетом механической энергии  $E_{\rm M, OTO}(t)$  на привод исполнительных механизмов управления рабо-

чим органом  $[E_{\text{м.им}}(t)]$  и вспомогательных механизмов  $[E_{\text{м.вм}}(t)]$ , кДж;  $E_{\text{м.рo}}(t)$  — механическая энергия, подведенная от двигателя через передаточный механизм к рабочему органу и расходуемая на копание грунта, кДж;  $m_{\text{гр}}(t)$  — масса грунта, разработанного в процессе копания.

Энергетический поток (1) проходит две преобразовательные стадии — в двигателе  $m_{\rm T}(t) => E_{\rm M, JB}(t)$ , при сгорании в котором углеводородного топлива массой  $m_{\rm T}(t)$  химическая энергия переходит в тепловую  $E_{\rm T}(t)$  и далее в механическую  $E_{\rm M, JB}(t)$ , и в технологической машине на рабочем органе  $E_{\rm M, po}(t) => m_{\rm Fp}(t)$ , где механическая энергия величиной  $E_{\rm M, po}(t)$  конвертируется в разработанный грунт массой  $m_{\rm Fp}(t)$ , и передаточную стадию в передаточном механизме, где  $E_{\rm M, Tp}(t) => E_{\rm M, po}(t)$ . Энергия — однозначная функция состояния системы, она может переходить из одной формы в другую. Для данной ЗТМ, режима ее работы и конкретного грунта все три компоненты  $m_{\rm T}$ ,  $E_{\rm M, i}$ ,  $m_{\rm Fp}$  энергетического потока (1) эквивалентны друг другу в соответствии с законом сохранения энергии  $E=mc^2$  и теорией относительности [1].

Как следует из абстрактно-математической теории ДВС [5], при полном сгорании на установившемся режиме углеводородного топлива массой  $m_{\rm T}$  его внутренняя химическая энергия переходит в тепловую

$$E_{\rm T} = H_{\rm H} m_{\rm T}, \tag{2}$$

где  $H_{\rm u}$  — удельная теплота сгорания топлива, кДж/кг.

Механическая энергия, развиваемая на валу двигателя на установившемся режиме работы,

$$E_{\text{M.IIB}} = \xi_{\text{IIB}} E_{\text{T}},\tag{3}$$

где  $\xi_{\rm ДB} = \eta_i \eta_{\rm M}$  — коэффициент, учитывающий "потери" тепловой энергии — индикаторные (тепловые) через КПД  $\eta_i$  и механические через КПД  $\eta_{\rm M}$ .

Показатель  $H_{\rm H}$  по физическому смыслу представляет собой квадрат скорости  $C_{\rm T}^2$  протекания теплового процесса в двигателе, связанного с преобразованием  $m_{\rm T}=>E_{\rm T}$ , так как  $H_{\rm H}\to {\rm Дж/кr}={\rm H\cdot m/kr}={\rm kr(m/c^2)m/kr}==({\rm M/c})^2\to C_{\rm T}^2$ . Таким образом, формула (2) после ее приведения к виду

$$E_{\rm T} = m_{\rm T} C_{\rm T}^2 \,, \tag{4}$$

где  $c_{\rm T}=\sqrt{H_{\rm M}}$  (м/c), по своей структуре представляет формулу А. Эйнштейна  $E=mc^2$ , отражающую взаимосвязь массы и энергии тела.

Выражение (3) с учетом равенства (4) примет вид:

$$E_{\rm M,JB} = m_{\rm T} C_{\rm JB}^2 \,, \tag{5}$$

где  $C_{\rm дB} = \sqrt{\xi_{\rm дB}} \; C_{\rm T}$  — скорость протекания в двигателе процесса преобразования  $m_{\rm T} => E_{\rm M. JB}$ .

Для неустановившегося режима работы двигателя выражения (4) и (5) запишем в виде:

$$E_{T}(t) = m_{T}(t) C_{T}^{2}(t);$$

$$E_{M.,JB}(t) = m_{T}(t) C_{T}^{2}(t),$$
(6)

где 
$$C_{\text{ДВ}}(t) = \sqrt{\xi_{\text{ЛВ}}} C_{\text{T}}(t)$$
.

По аналогии с выражениями (6) для процесса преобразования  $E_{\rm M,po}(t) => m_{\rm Tp}(t)$  запишем:

$$m_{\Gamma p}(t) = E_{\text{M.po}}(t) / C_{\Gamma p}^{2}(t), \qquad (7)$$

где  $C_{\rm TP}(t)$  — скорость протекания процесса преобразования  $E_{\rm M,po}(t) => m_{\rm TP}(t)$ .

Эффективность почвообрабатывающих машин и орудий авторы статьи [6] предлагают оценивать показателем  $\phi = \Delta A/\Delta m$ , где  $\Delta A$  — энергия, затраченная на деформацию массы  $\Delta m$  почвы в конкретных условиях ее залегания. По физической сути показатель  $\phi$  представляет собой выражение из формулы (7)  $C_{\rm rp}^2(t) = E_{\rm M.po}(t)/m_{\rm rp}(t)$ .

Формула  $E=mc^2$  является инвариантной к процессам преобразований m=>E, E=>m. Так, при сообщении массе m скорости v получаем кинематическую энергию величиной  $E_{\rm K}=mv^2/2$ . При сжигании энергоносителя (топлива) массой  $m_{\rm T}$  получаем тепловую энергию  $E_{\rm T}=m_{\rm T}\,C_{\rm T}^2$  (4). При ядерном распаде вещества массой m получаем ядерную энергию  $E_{\rm S}=m\,C_{\rm S}^2$ . При воздействии на строительный материал (например грунт) механической энергии  $E_{\rm M}$  получаем готовый продукт (разработанный грунт) массой  $m_{\rm Tp}=E_{\rm M}/C_{\rm Tp}^2$  (7).

Для установившегося процесса функционирования ЗТМ, когда  $C_{\rm T}={\rm const},\ C_{\rm rp}={\rm const},\ {\rm существующая}$  теория ДВС для дизельного топлива с плотностью тепловой энергии  $H_{\rm H}=42,5\cdot 10^6$  Дж/кг дает следующее обобщенное значение скорости  $C_{\rm T}=\sqrt{H_{\rm H}}=6,52\cdot 10^3$  м/с. Теория ЗТМ непрерывного действия при копании суглинистого грунта отвальным рабочим органом с удельным сопротивлением  $K_{\rm K}=300\,$  кПа и объемной массой  $\gamma_{\rm rp}=1,8\,$  т/м $^3$  дает значение скорости  $C_{\rm rp}=\sqrt{K_{\rm K}/\gamma_{\rm rp}}=13\,$  м/с. Физический процесс, протекающий на рабочем орга-

Физический процесс, протекающий на рабочем органе ЗТМ и определяемый выражением (7), является обратным процессу, протекающему в ДВС и описываемому выражением (6). Оба эти процесса являются преобразовательными, но протекают в обратных направлениях, что соответствует фундаментальному закону сохранения энергии, т. е. как масса  $m_{\rm T}$  топлива, реализуемая в двигателе, так и масса  $m_{\rm TP}$  разработанного грунта выступают как меры энергосодержания, являясь энергоносителями.

Тот факт, что механические явления протекают в пространстве и времени, находит свое отражение в любом механическом законе [7].

В механическом движении энергия E(t) характеризует силовое действие в пространстве (Дж =  $H \cdot M$ ). Мощность N(t), по физической сути являясь скоростью (интенсивностью) передачи энергии N(t) = dE(t)/dt, характеризует силовое действие в пространстве и времени  $(B_T = \prod_x/c = H \cdot M/c)$ , т. е. время надо считать мерой количества энергии, а под действием понимать относительное перемещение масс [8]. Так как копание грунта ЗТМ происходит в пространстве и времени, то оно представляет собой процесс и описать его можно только энергетическим процессом, где параметром является мощность потока энергии. Для этого необходимо энергетический поток (1) продифференцировать по текущему времени. Таким образом, энергетический процесс функционирования технической системы "ЗТМ-грунт" будет иметь вил:

$$G_{\rm T}(t) => N_{\rm JB}(t) => N_{\rm Tp}(t) => N_{\rm T.p}(t) => \Pi_{\rm T.K}(t),$$
 (8)

где  $G_{\rm T}(t)={\rm d}m_{\rm T}(t)/{\rm d}t$  — подача энергоносителя (углеводородного топлива) в двигатель, кг/ч;  $N_{\rm ДB}(t)={\rm d}E_{\rm M, ДB}(t)/{\rm d}t$  — эффективная мощность механической энергии, развиваемая двигателем на выходном валу, кВт;  $N_{\rm Tp}(t)={\rm d}E_{\rm M, Tp}(t)/{\rm d}t$  — мощность механической энергии, передаваемая от двигателя в трансмиссию передаточного механизма с учетом отбора ее части  $N_{\rm ZB, OTG}(t)={\rm d}E_{\rm M, OTG}(t)/{\rm d}t$ , кВт;  $N_{\rm T, p}(t)={\rm d}E_{\rm M, DO}(t)/{\rm d}t$  — тяговая мощность механической энергии, подведенная от двигателя к рабочему органу для копания грунта, кВт;  $\Pi_{\rm T, K}(t)={\rm d}m_{\rm Tp}(t)/{\rm d}t$  — техническая производительность ЗТМ при копании грунта, т/ч или  ${\rm M}^3/{\rm q}$  — количество грунта, разработанного в единицу времени.

#### Оценка нагруженности элементов технической системы

Элементами технической системы "ЗТМ—грунт" являются детали ЗТМ и разрабатываемый ею грунт. Функционирование такой системы представляется моделями (1) и (8).

Модель (1) отражает функционирование системы в пространстве и ее параметром является механическая энергия  $E_{\rm M}$  (Дж =  ${\rm H\cdot M}$ ). Нагруженность элементов системы для этой модели оценивается плотностью  ${\rm \rho}_E$  механической энергии, представляющей собой величину механической энергии  $E_{\rm M}$ , действующей в объеме V материального тела детали ЗТМ или разрабатываемого грунта:

$$ρ_E = E_{\rm M}/V(Дж/M^3 = H \cdot M/M^3 = H/M^2 = \Pi a) = M_{\rm K}/W_{\rm p};$$

$$M_{\rm W}/W(H \cdot M/M^3 = H/M^2); F/S(H/M^2) = τ,$$

$$σ(H/M^2 = \Pi a),$$
(9)

где  $M_{\rm K},~M_{\rm H}$  — крутящий и изгибающий моменты,  ${\rm H\cdot m},~W_{\rm p},~W$  — полярный момент сопротивления и момент сопротивления сечения элемента,  ${\rm m}^3;~\tau,~\sigma$  — касательное и нормальное напряжения, действующие в элементе системы,  ${\rm H/m}^2=\Pi{\rm a}$ .

Проанализировав размерность той или иной величины относительно основных единиц измерения, можно выйти на ее физическую сущность, так как производные единицы измерения устанавливаются посредством основных единиц на основании физических законов [9].

Для деталей машин плотность энергии характеризует удельную нагрузку — напряжение. Физический смысл критерия удельной нагрузочной способности механических передач — это средняя энергия упругой деформации нагруженных рабочих тел, приходящаяся на единицу объема рабочих тел и численно равная условному напряжению [10].

Удельное сопротивление резанию и копанию грунтов рабочими органами землеройных машин определяют не только удельные нагрузки ( $\kappa H/m^2$ ) на рабочие органы этих машин, отнесенные к площади поперечного сечения срезанного слоя грунта, но и энергоемкость этих процессов ( $\kappa Дж/m^3$ ), т. е. затраты энергии, отнесенные к объему разработанного грунта, что является адекватным [11].

В настоящее время нагруженность элементов технических систем (деталей машин [10] и рабочей среды [11]) рассчитывается по величине удельных нагрузок (напряжений) без непосредственного учета скоростного фактора их нагружений, т. е. по плотности энергии (9). Влия-

ние скоростного фактора учитывается опосредованно через специальные коэффициенты. Выражение (8) описывает энергетический поток в скоростном (динамическом) режиме, отражающем функционирование системы "ЗТМ—грунт" в пространстве и времени, т. е. в реальных координатах. Параметром его функционирования является мощность  $N_E$  (Вт = Дж/с = H · м/с) механической энергии в данном сечении энергетического потока. В связи с этим предлагается нагруженность элементов технической системы оценивать плотностью  $\rho_E$  потока механической энергии, равной произведению плотности  $\rho_E$  механической энергии на скорость  $v_E$  ее перемещения:

$$\rho_{\overline{E}} = \rho_E v_E \left( \frac{\underline{\Pi}_{\mathbf{M}}}{\mathbf{M}^3} \cdot \frac{\mathbf{M}}{\mathbf{c}} = \frac{\mathbf{H}}{\mathbf{M}^2} \cdot \frac{\mathbf{M}}{\mathbf{c}} = \frac{\mathbf{B}_{\mathbf{T}}}{\mathbf{M}^2} \right) = \frac{H_E}{S} \left( \frac{\mathbf{B}_{\mathbf{T}}}{\mathbf{M}^2} \right), \quad (10)$$

где  $N_E$  — мощность потока механической энергии, проходящего со скоростью  $v_E$  через поперечное сечение плошалью S элемента системы.

При превышении в процессе функционирования технической системы допустимых значений показателей  $\rho_E$  и  $\rho_E$  происходит разрушение соответствующего элемента системы.

Одним из основных принципов системотехники является принцип [12] — всякой системе присущи физические законы, включая постулат целостности: сложная система должна рассматриваться как единое целое. А это значит, что подход к оценке функционирования системы должен быть единым. Приняв энергетический процесс (8) за модель функционирования системы "ЗТМ—грунт", параметром которого является скорость (интенсивность) передачи энергии — мощность  $N_E(t)$ , необходимо и нагруженность элементов этой системы оценивать по этому параметру, что и отражает предлагаемый показатель  $\rho_F$  (10).

#### Выводы

- 1. Энергия, сосредоточенная в определенном объеме материальной среды, характеризуется ее плотностью  $\rho_E$  (9). В непрерывной материальной среде энергия передается с плотностью  $\rho_{\overline{E}}$  потока (10), которая представляет собой удельную мощность потока энергии.
- 2. Современные методы расчетов на прочность элементов технических систем основаны на их удельной нагруженности напряжениях. Физический смысл этого показателя затраты механической энергии, отнесенные к нагруженному объему элемента, т. е. плотность  $\rho_E$  механической энергии. Она является статическим показателем и не учитывает скорость  $v_E$  прохождения механической энергии через расчетный элемент.
- 3. Предлагается оценивать нагруженность элементов функционирующей технической системы показателем плотности  $\rho_E$  потока механической энергии, который в отличие от показателя  $\rho_E$  непосредственно использует мощность  $N_E$  энергетического потока, проходящего через расчетный элемент. Для этого потребуется разработка новых методик расчетов.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Физический энциклопедический словарь / Гл. ред. акад. А. М. Прохоров. М.: Сов. энциклопедия, 1984. 949 с.

А. А. РЫКОВ, В. П. ТИТОРЕНКО, кандидаты технических наук, А. Д. ДЕГТЯРЕВ (Новосибирский ГТУ)

# Центробежный ударный стенд с кинематическим возбуждением ударной нагрузки

Центробежный ударный стенд с инерционно-импульсным механизмом с поступательным движением стола-носителя сравнен с трансмиссионными и ротационными стендами. Приведены результаты расчета параметров такого стенда и импульса ускорения. Инерционно-импульсный механизм стенда позволяет размещать на столе-носителе изделия больших габаритных размеров, обеспечивает однородное поле ускорений на столе-носителе и на изделии, обеспечивает воспроизведение ускорений повышенной интенсивности при большой длительности действия.

**Ключевые слова:** центробежный ударный стенд, инерционно-импульсный механизм, импульс ускорения, поле ускорений.

A comparison of centrifugal shock table with inertial-pulse mechanism and linear motion of supporting table with transmission and rotary test benches has been made. Calculation parameters of such shock table and of acceleration pulse are presented. Inertial-pulse mechanism of the shock table allows to arrange the bigvolume items on the supporting table, provides uniform acceleration field both on the supporting table and on the item, and reproduces enhanced accelerations at large action time.

**Keywords:** centrifugal shock table, inertial-pulse mechanism, acceleration pulse, acceleration field.

Анализ эффективности применения ударных стендов, использующих энергию вращающихся масс, проведенный в работе [1], показывает, что центробежные стенды по сравнению с трансмиссионными и ротационными обладают лучшими характеристиками. Так, при одних и тех же массогабаритных характеристиках, центробежные ударные стенды позволяют получить предударную скорость и, следовательно, параметры ударной нагрузки выше, чем у трансмиссионных стендов, в 1,4 раза и чем у рота-

ционных — в 1,7 раза. В этом случае можно говорить о том, что эффективность перехода кинетической энергии вращающегося маховика в энергию ударного импульса у центробежных ударных стендов также окажется выше.

Если рассматривать центробежные стенды в зависимости от принципа формирования ударных нагрузок, то стенды, основанные на принципе соударения тел, обеспечивают воспроизведение ударных ускорений с амплитудой до  $10^6$  м/с<sup>2</sup> с диапазоном

длительности действия  $50 \div 100$  мкс. Вместе с тем возможность воспроизведения ударных нагрузок большой длительности действия  $(5 \div 15 \text{ мc})$  при амплитудах до  $5 \cdot 10^5 \text{ м/c}^2$  обеспечивается при реализации кинематического принципа формирования ударной нагрузки на инерционномпульсных механизмах.

Конструкция центробежного ударного стенда с инерционно-импульсным механизмом [2] представлена на рис. 1. В рассматриваемой конструкции функции инерционного накопителя энергии выполняют роторы 1 и 2 — массивные зубчатые колеса, кинематически связанные через шестерню-синхронизатор 3 с приводом вращения 4. На роторах 1 и 2 на равных радиусах от осей их вращения установлены оси 5, на которых шарнирно подвешены маятники 7. На свободных концах маятников посредством осей 8 шарнирно закреплена платформа 10. Оси 8 установлены с небольшим эксцентриситетом относительно продольной оси маятника, создающим его дисбаланс. На платформе закреплено испытуемое изделие 6. Конструкция шарнирных узлов крепления платформы обеспечивает возможность фиксации платформы и маятников на осях вращения роторов. Для этого оси 8 маятников на концах, обращенных к ротору, имеют продольные отверстия с одинаково ориентирорадиальными (см. рис. 1, выносной элемент A). Фиксатор состоит из двух штоков 11, жестко связанных через балку 12 с электромагнитом 9. Штоки 11 фиксатора проходят через продольные осевые отверстия в роторах 1 и 2 и

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 79)

- 2. **Блинов Е. И.** Энергетическая оценка работы фрикционного сцепления. // Изв. вузов. Машиностроение. 2002. № 5. С. 41—52.
- 3. **Бузин Ю. М.** Системный подход основа анализа и синтеза рабочего процесса землеройно-транспортной машины. // Строительные и дорожные машины. 2002. № 10. С. 36—41.
- 4. **Бузин Ю. М.** Энергетическая основа рабочего процесса землеройно-транспортной машины. // Строительные и дорожные машины. 2002. № 4. С. 32—35.
- 5. **Двигатели** внутреннего сгорания: Учеб. для вузов / А. С. Хачиян, К. А. Морозов, В. И. Трусов и др. М.: Высшая школа, 1978. 280 с.
- 6. **Максимов В. И., Максимов И. И.** Энергетический подход к оценке почвообрабатывающих машин и орудий. // Тракторы и сельскохозяйственные машины. 2008. № 5. С. 25—28.

- 7. **Иродов И. Е.** Механика. Основные законы: Учеб. пособие для вузов. М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2007. 309 с.
- 8. **Смирнов В. И.** Энергосредство общего назначения. // Тракторы и сельскохозяйственные машины. 2004. № 7. С. 24—26.
- 9. **Веников В. А., Веников Г. В.** Теория подобия и моделирования: Учеб. для вузов. М.: Высшая школа, 1984. 439 с.
- 10. **Андриенко Л. А., Петровский А. Н.** Удельная нагрузочная способность критерий сравнения и подбора механических передач. // Изв. вузов. Машиностроение. 2008. № 4. С. 22—32.
- 11. **Недорезов И. А.** Прогнозирование трудности разработки грунтов землеройными машинами // Строительные и дорожные машины. 2008. № 4. С. 43, 44.
- 12. **Дружинин В. В., Конторов Д. С.** Системотехника. М.: Радио и связь, 1985. 200 с.

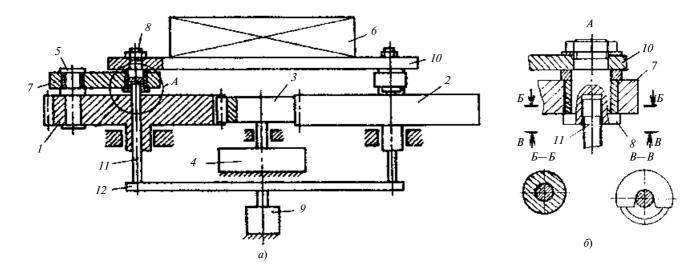


Рис. 1

имеют возможность входить в продольные отверстия осей  $\delta$ , соединяющих платформу с маятниками.

Стенд работает следующим образом. В исходном положении платформа 10 с закрепленным на ней испытуемым изделием 6 фиксируется на осях вращения роторов. При этом штоки 11 входят в продольные отверстия осей 8 и фиксируют платформу в неподвижном состоянии. Затем включается привод 4. который через шестерню 3 приводит в синхронное вращение в одном направлении роторы 1 и 2. Вместе с роторами осуществляют вращательное движение вокруг осей 8 маятники 7. Во время вращения из-за наличия дисбаланса на маятники действует центробежная сила, стремящаяся повернуть их относительно осей 5. Этому движению маятников препятствуют штоки 11, вставленные в отверстия осей 8. При этом вектор центробежных сил, возникающих из-за наличия дисбаланса маятников, также совершает вращательное движение относительно осей 8.

При достижении роторами заданной угловой скорости включается электромагнит 9, который выдвигает штоки 11 из отверстий в осях 8 до уровня радиальных окон в них. При этом платформа 10 под действием центробежных сил, действующих на маятники, получает возможность выйти из зацепления со штоками 11 фиксатора, но только при условии совпадения вектора центробежных сил с направлением окон в осях 8.

При совпадении вектора центробежных сил маятников с окнами в осях 8 маятники с платформой сходят со штоков 11 и начинают движение в поле центробежных сил. При этом

маятники совершают сложное плоскопараллельное движение, а платформа с испытуемым изделием совершает поступательное движение по криволинейной траектории, подвергаясь при этом кинематически обусловленному инерционно-импульсному нагружению. Затем привод переходит в режим торможения.

Численные значения динамических параметров нагружения могут быть получены расчетным путем.

Инерционно-импульсный механизм с поступательным движением стола-носителя рассматриваем как консервативную систему с двумя степенями свободы. Расчетная схема такого механизма (рис. 2) включает: два маховика 1 — накопителя энергии, кинематически связанных между собой шестерней-синхронизатором 2, два маятника-водила 3, присоединенных к маховикам близко к их контурам, стола-носителя 4 с испытуемым изделием 5. Механизм расположен в горизонтальной плоскости.

В качестве обобщенных координат, определяющих положение механизма, примем угол ф поворота маховика и угол α поворота маятника. Выбранное положительное направление угла α достигается соответствующим дисбалансом маятника, обеспечивающим наличие малого начального угла  $\alpha_0$ . Уравнения движения данной механической системы запишем в безразмерном виде:

$$\ddot{\Psi}_{0} = \frac{\dot{\Psi}_{0}^{2}(1 - A\cos\alpha) + 2\dot{\Psi}_{1}\dot{\Psi}_{0} + \dot{\Psi}_{1}^{2}}{A(\cos^{2}\alpha - C)}\sin\alpha;$$

$$\ddot{\Psi}_{1} = A\dot{\Psi}_{0}^{2}\sin\alpha - \ddot{\Psi}_{0}(1 - A\cos\alpha),$$
(1)

где 
$$A=rac{2m_3Rl_3+m_4R^2}{2I_3+m_4R^2}\,;$$
 
$$C_1=rac{2I_0+(m_4+I_{02}/r_2^2+2m_3)R^2}{2I_3+m_4R^2}\,;$$

 $C=C_1/A^2$ . Здесь  $\dot{\Psi}_0=\dot{\phi}/\omega_0;~\dot{\Psi}_1=\dot{\alpha}/\omega_0; \\ \ddot{\Psi}_0=\ddot{\phi}/\omega_0^2;~\ddot{\Psi}_1=\ddot{\alpha}/\omega_0^2$  — безразмерные угловые скорости и ускорения маховиков и маятников,  $\omega_0$  — угловая скорость маховиков в начальный момент времени,  $\tau = \omega_0 t$ ;  $m_3$ ,  $m_4$  соответственно массы маятника и стола с изделием;  $I_0$ ,  $I_3$ ,  $I_{02}$  — моменты инерции соответственно маховика, маятника и шестерни-синхронизатора относительно своих осей вращения;  $l_3$ , R,  $r_2$  — соответственно расстояние от оси крепления маятника до его центра масс, расстояние от оси маховика до оси крепления маятника, радиус шестерни-синхро-

Система уравнений (1) решается при следующих начальных условиях:

низатора.

$$\tau = 0; \ \varphi = 0; \ \alpha = \alpha_0;$$

$$\dot{\Psi}_0 = 1; \ \dot{\Psi}_1 = 0. \tag{2}$$

Абсолютное ускорение  $\tilde{a}$  изделия 5 разложим на две составляющие -

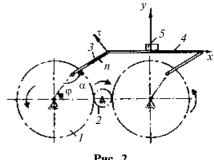


Рис. 2

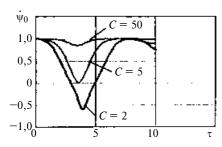


Рис. 3

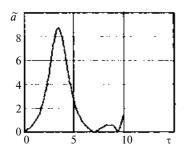
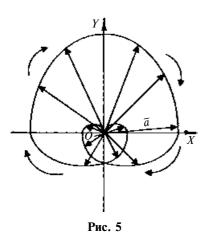


Рис. 4



нормальную  $\tilde{a}^n$ , направленную по маятнику к его оси вращения, и касательную  $\tilde{a}^{\tau}$ , направленную перпендикулярно к нормальной в сторону углового ускорения маятника:

$$\tilde{a}^{n} = (\dot{\Psi}_{1} + \dot{\Psi}_{0})^{2} - \dot{\Psi}_{0}^{2} \cos \alpha + + \ddot{\Psi}_{0} \sin \alpha;$$
 (3)

$$\tilde{a}^{\tau} = (A - 1)(\ddot{\Psi}_0 \cos \alpha + \dot{\Psi}_0^2 \sin \alpha). \tag{4}$$

Здесь 
$$\tilde{a}^n = a^n/\omega_0^2 R$$
;  $\tilde{a}^{\tau} = a^{\tau}/\omega_0^2 R$ .

Расчет параметра А для маятников различных конфигураций показал, что A < 2. Поэтому при дальнейшем исследовании динамики инерционно-импульсного механизма можно положить A = 1, причем если A = 1, то согласно формуле (4)  $a^{\tau} = 0$ . В этом случае направление вектора ускорения любой точки изделия будет всегда совпадать с направлением нормали маятника, т. е. абсолютное ускорение изделия будет равно  $\tilde{a}^n$ . Проинтегрировав систему (1), можно получить зависимость максимальной угловой скорости маятника (при  $\alpha = \pi$ ) от констант  $C_1$  и A:

$$\dot{\alpha}_{\pi} = \sqrt{\frac{4A(C_1 + 1 - 2A)}{C_1 - A^2}} \,. \tag{5}$$

Из выражения (5) видно, что при A=1 максимальная угловая скорость маятника независимо от параметров маховика будет постоянна и равна двум.

На рис. 3 приведены графики изменения угловой скорости маховика во времени в зависимости от параметра C. Видно, что уменьшение параметра C приводит к падению угловой скорости  $\Psi_0$  маховика, а при C < 5 маховик вообще меняет направление вращения. Чтобы потеря угловой скорости маховика при максимальном угле поворота маятника ( $\alpha = \pi$ ) не превышала 15%, достаточно положить C = 50.

Зависимость ускорения  $\tilde{a}$ , которое получает изделие, от  $\tau$ , рассчитанное по формулам (1)—(4) при выбранных константах A и C, показана

на рис. 4. Пусть необходимо воспроизвести ускорение  $\tilde{a}$  с максимальной амплитудой  $20\cdot 10^4$  м/с $^2$  при длительности процесса  $21\cdot 10^{-3}$  с. Из рис. 4 следует, что в этом случае достаточно разогнать маховики до начальной частоты вращения n=3185 мин $^{-1}$ , а расстояние R от оси вращения маховика до места крепления маятника взять равным 0,2 м.

На рис. 5 показано, как изменяется направление вектора ускорения во времени в системе координат *XOY* в любой точке изделия.

#### Выводы

Рассматриваемый инерционноимпульсный механизм позволяет размещать на столе-носителе изделия достаточно больших габаритных размеров в результате выноса столаносителя за пределы маховика; обеспечивает однородное поле ускорений на столе-носителе и на изделии вследствие использования свойств поступательного движения тела; обеспечивает воспроизведение ускорений повышенной интенсивности при большой длительности действия.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. Инерционно-импульсный механизм для ударных машин и испытательных стендов с поступательным движением носителя / В. П. Городецкий, А. Д. Дегтярев, В. Н. Евграфов и др. // Повышение эффективности испытаний приборных устройств. Материалы Всесоюз. науч.техн. семинара (май 1989 г., г. Суздаль). М.: Изд-во ЦНИИИ, 1989. С. 16—19.
- 2. **А. с. 977973 СССР:** Стенд для испытания изделий на воздействие импульса ускорения.

#### ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

"Роспечать" — индекс **70120**;

"Пресса России" — индекс **27841**; "Почта России" — индекс **60264**.



### Выставка "Высокие технологии XXI века — 2009"



Под таким названием с 21 по 24 апреля 2009 г. на территории ЦВК "Экспоцентр" (павильон Форум) проходила десятая международная выставка, показавшая возможности предприятий по разработке и производству наукоемкой продукции, а также панораму состояния дел не только в отдельных отраслях промышленности, но и в стране в целом. В этом году в выставке площадью  $3000 \, \text{M}^2$  приняли участие ведущие разработчики из России и других стран.

В статье приведено краткое описание некоторых экспонатов, демонстрировавшихся на выставке, и предложений предприятий-разработчиков и сбытовых организаций, вызвавших наибольший интерес у специалистов машиностроительных предприятий, посетивших выставку.

**НПО "Гидромаш" (г. Москва)** демонстрировало на выставке насосы различного назначения.

Электронасосный агрегат мод. К150/500 — центробежный консольный одноступенчатый с односторонним подводом жидкости к рабочему колесу, с приводом от двигателя через упорную муфту для перекачивания чистой воды (кроме морской) с pH 6÷9 и температурой 0 ÷ 105 °С и других жидкостей, сходных с водой по плотности, вязкости и химической активности, содержащих твердые включения размером до 0,2 мм, объемная концентрация которых не превышает 0,1 %. Наибольшее допустимое избыточное давление на входе в насос 0,6 МПа. Корпус насоса имеет лапы, которыми крепится к фундаментной плите. Рабочее колесо закрытого типа. Уплотнение вала — одинарное или двойное сальниковое. Одинарное сальниковое уплотнение применяется при перекачивании жидкости температурой 85 °C, двойное — при перекачивании жидкостей температурой до 105 °C. Ротор насоса вращается в двух подшипниковых опорах с частотой  $24 c^{-1}$ , смазываемых консистентной смазкой. Материал деталей проточной части — серый чугун. Подача насоса (агрегата) 315  $\text{м}^3/\text{ч}$ , масса 2,1 т.

Электронасосный агрегат мод. Х200-150-315 — центробежный горизонтальный одноступенчатый для перекачивания химически активных жидкостей плотностью не более 1850 кг/м<sup>3</sup>, содержащих твердые включения размером до 0,2 мм, объемная концентрация которых не превышает 0,1 %. Температура перекачиваемой жидкости -40 ÷ +120 °C. Насос изготовлен в общепромышленном и взрывопожаробезопасном исполнениях. Рабочее колесо — закрытого типа. Уплотнение вала — двойное торцевое или сальниковое. Материал деталей проточной части: хромоникелевая сталь 12Х18Н9ТЛ-"К"; хромоникельмолибденовая сталь 12Х18Н12М3ТЛ-"Е"; хромоникельмолибденомедистая сталь 07ХН25МДТЛ-"И". Подача агрегата 315 м<sup>3</sup>/ч, частота вращения рабочего колеса  $24 c^{-1}$ . Мощность двигателя 75 кВт. Его габаритные размеры  $2115 \times 730 \times 903$  мм, масса 245 кг.

Центробежный моноблочный насос мод. XM6/20K-5 — горизонтальный одноступенчатый с рабочим колесом открытого типа и спиральным корпусом для перекачивания химических растворов кислотностью  $1,5 \div 3,5$  рН для кислых растворов  $8,5 \div 11$  рН при температуре  $0 \div 70$  °C. Агрегат представляет собой моноблок, состоящий из асинхронного трехфазного электродвигателя и собственно насоса, смонтированного на валу электродвигателя и соединенного с электродвигателем фонарем. Уплотнение вала торцевое. Материал деталей проточной

части — коррозионно-стойкая сталь. Подача насоса 6 м $^3$ /ч. Частота вращения рабочего колеса 48 с $^{-1}$ . Масса насоса 32 кг.

Центробежный герметичный электронасос мод. 1TT63/10 с рабочим колесом закрытого типа для перекачивания трансформаторного масла температурой  $-15 \div +105$  °C в системах охлаждения силовых трансформаторов стационарных и передвижных установок. Насос может устанавливаться в горизонтальном и вертикальном положениях. Рабочее колесо и подшипниковые щиты насоса выполнены из углеродистой стали, что исключает разрушение деталей и попадание металлических частиц в перекачиваемое масло. Подача насоса  $63 \text{ m}^3/\text{ч}$ , частота вращения рабочего колеса  $24 \text{ c}^{-1}$ , его масса 115 кг.

Малогабаритный герметичный насос мод. ЦНГ-1,6/20 с магнитной муфтой для перекачивания агрессивных, взрывоопасных, пожароопасных, радиоактивных жидкостей. Может использоваться в различных системах охлаждения приборов и аппаратуры, для перекачивания воды, бензина, керосина, различных растворителей, кислот и щелочей без механических примесей с температурой перекачиваемой жидкости до 100 °C. Агрегат состоит из приводного электродвигателя, центробежного насоса и магнитной муфты на постоянных магнитах. Материал проточной части — коррозионно-стойкая сталь, композиционные материалы на основе графита и фторопласта. В насосе отсутствует подвижное уплотнение выходного вала, что обеспечивает полную герметизацию проточных полостей насоса от окружающей среды и приводного электродвигателя. Передача вращающего момента от вала электродвигателя к валу насоса осуществляется бесконтактным способом с помощью магнитных связей. Подача насоса 0,16 м<sup>3</sup>/ч, питающее напряжение 380 В, мощность 370 Вт, масса 21 кг.

**Калужский филиал МГТУ им. Н. Э. Баумана** предложил свои новые разработки, вот только некоторые из них.

Технологические процессы обработки на станках с ЧПУ и станках типа "обрабатывающий центр", реализующие: отработку конструкции изделий машины и приборостроения на технологичность с учетом требований, предъявляемых к деталям, изготовляемым на станках с ЧПУ; разработку маршрутной и операционной технологии изготовления деталей; разработку, проектирование и производство средств технологического оснащения изготовления деталей на станках с ЧПУ; выбор инструмента и назначения режимов обработки на станках с ЧПУ; разработку управляющих программ для обработки деталей с учетом модели станка, конструкции и материала детали, инструментального обеспечения, условий обработки, требований по производительности и т. п.; производство опытных партий изделий; технико-экономическое обоснование применения станков с ЧПУ для производства различных изделий; обучение технологов и операторов станков с ЧПУ для машино- и приборостроительных предприятий по методам подготовки управляющих программ.

Технология восстановления сложных механических узлов и деталей отечественного и зарубежного технологического оборудования машиностроительной промышленности на основе разработки высокотехнологичных процессов индивидуального восстановления деталей. Технология индивидуального восстановления состоит из лаборатор-

ного анализа конструкции и материала детали, разработки процессов восстановления, подбора специальной оснастки и проверки качества восстановленных деталей и узлов.

Система автоматизированного проектирования режущего инструмента (САПР-РИ) для проектирования нестандартных инструментов для обработки изделий, имеющих сложные поверхности. На входные данные не накладывается никаких ограничений. Чертежи выдаются в форме САПР "KOMAC-3D" ЗАО "Ласкон", DXF или в растровых форматах. Развитая система 2D- и 3D-визуализации позволяет быстро и качественно проверять полученные решения. Трехмерные модели инструментов строятся в формате системы "КОМПАС-3D" ЗАО "АСКОН" и с помощью библиотеки 3D графики Open GL. Эти возможности позволяют специалистам-инструментальщикам быстрее и качественнее решать вопросы проектирования сложных режущих инструментов. Имеется возможность моделирования процесса затылования, цель которого — обеспечение сохранения точности фрезы после каждой переточки. Рассчитываются профили и установки шлифовальных кругов, необходимых для изготовления фрезы. Автоматизированное проектирование резцов с использованием такой программы снимает трудности, связанные с выбором любого варианта конструкции резца в соответствии с особенностями детали и профиля ее фасонной поверхности. Для фасонных резцов находится его профиль и проводится анализ кинематических передних и задних углов, определяются параметры заточки и установки резца относительно детали. Разработан пакет программ, выполняющий расчеты и создающий чертежи, необходимые для изготовления инструментов.

Организационно-технологическая система мониторинга и диагностики сложных грузоподъемных механизмов, состоящая из двух подсистем: измерительного блока и компьютерной программы обработки результатов диагностики и мониторинга. Измерительный блок разработан и укомплектован на основе перспективного метода неразрушающего контроля — магнитной памяти металла. При диагностировании проводятся исследования закономерностей магнитоупорного эффекта и формирования магнитных диполей в сварных швах и в несущих элементах металлоконструкций грузоподъемных механизмов с целью определения предельного состояния и оценки ресурса по магнитным диагностическим параметрам. Для мониторинга конкретных подъемных механизмов создана компьютерная программа с базой данных, предназначенная для работы с результатами технического диагностирования. Автоматизация системы исключает субъективизм, связанный с человеческим фактором, снижает затраты труда.

Муфта вязкостного трения для автоматического включения и выключения привода и передачи крутящего момента на различные кинематические устройства. Муфта обеспечивает автоматическое включение и выключение привода по заданному температурному режиму посредством биметаллической пластины. Муфта обладает большой универсальностью применения и повышенной кинематической защищенностью. В автоматическом режиме муфта поддерживает заданный оптимальный тепловой режим работы двигателей внутреннего сгорания. Предлагаемая муфта обладает рядом преимуществ перед зарубежными аналогами: упрощенная технология механической обработки, не требующая высокоточного литья; лучшие показатели эффективности работы муфты в выключенном и включенном состояниях — с быстрым срабатыванием, повышенная стойкость к вибрациям и износу.

ОАО "Завод "Электроприбор" (г. Алатырь, Чувашская Республика), специализирующийся на выпуске электромагнитных слаботочных реле для коммутационной аппаратуры, предложил потребителям свою продукцию.

Электромагнитное герконовое реле мод. РЭС-93 постоянного тока с двумя замыкающими контактами для коммутации электрических цепей постоянного и переменного тока с частотой до 10 кГц. Рабочее номинальное напряжение реле 5; 12,6; 27 В, время срабатывания не более 1 мс. Напряжение, выдерживаемое изоляцией между токоведущими цепями и корпусом: в нормальных климатических условиях — 200 В; в условиях повышенной влажности — 120 В; при пониженном атмосферном давлении — 150 В. Сопротивление изоляции между токоведущими цепями и корпусом: в нормальных климатических условиях — 1000 МОм; в условиях повышенной влажности — 5 МОм; при максимальной температуре — 20 МОм. Реле работает при температуре окружающей среды -60÷+85 °C и относительной влажности воздуха 98 % при температуре +35 °C. Частота вибрационных нагрузок до 3 кГц.

Устройство мод. УСЛН250МБ для сигнализации о критическом состоянии никелево-кадмиевой батареи, связанном с ее нагревом до  $+65\,^{\circ}$ С, измеряемым термодатчиком, или дисбалансом напряжения между двумя группами аккумуляторов (по 10 шт. в каждой) из-за внутреннего замыкания отдельных аккумуляторов или недопустимого повышения напряжения при заряде. Напряжение питания устройства постоянным током от аккумуляторной батареи  $24 \div 29,4\,$  В, потребляемый ток не более  $50\,$  мА. Сигнал о критическом состоянии батареи выдается сигнальной лампой, напряжением  $1,5\,$  В и силой тока  $250\,$  мА. Режим работы устройства продолжительный, его масса  $0,45\,$  кг.

Московское машиностроительное производственное предприятие "Салют" показало на выставке новые оригинальные разработки.

Измерительный комплекс "Форсаж", позволяющий выявить разницу между видимой поверхностью реальной детали и ее математической моделью или другой аналогичной деталью, принятой за образец для сравнения. Полученная в цифровом виде информация может быть использована для выполнения различных задач: доводки геометрии наружного профиля детали по результатам измерений в производственных условиях; контроля геометрических параметров детали (например, профиля пера лопаток компрессора, турбины по всей видимой поверхности, а не только в некоторых сечениях); выдачи заключений о годности детали или оснастки; накопления статических данных по обмерам партий деталей для принятия решений по оптимизации технологических процессов (например, при изготовлении керамических стержней, моделей лопаток); измерения площадей поверхностей любых объектов, например, при нанесении гальванических покрытий или покраске; выполнения других задач с использованием 3D моделей, например изготовления копий реальных объектов в масштабе. Размеры измеряемых объектов от 60 мм до 1 м. Точность измерения  $0.02 \div 0.1$  мм в зависимости от исполнения комплекса, состояния и размеров поверхности объекта измерения. Работа комплекса сопровождается звуковой и цветовой сигнализацией. Преимущества измерительного комплекса "Форсаж": высокая производительность (цикл обмера поверхности детали с одной позиции не более 20 с); оператором комплекса может быть рабочий без опыта общения с ПК; быстрая перенастройка комплекса на новые детали и типы деталей; возможность встраивания в технологический процесс благодаря открытости программного обеспечения.

Прецизионный инструмент для авиационной промышленности и общего машиностроения.

Долбяки, изготовленные на высокоточных станках с ЧПУ, из высококачественных быстрорежущих сталей отечественного и импортного производства в сочетании с однослойными или комплексными покрытиями. Типоразмер долбяков  $0.8 \div 5$  мм.

Червячные фрезы, изготовленные на высокоточных станках с ЧПУ, из высококачественных быстрорежущих сталей в сочетании с однослойными или комплексными покрытиями. Типоразмер червячных фрез  $0.8 \div 5$  мм.

Калибры, изготовленные из высококачественных инструментальных сталей. По согласованию возможно изготовление с оксидированием или хромированием.

Концевой осевой режущий инструмент из высококачественной быстрорежущей стали и твердых сплавов с однослойными или комплексными покрытиями. Его типоразмеры: зенкеры диаметром  $2\div32$  мм, развертки диаметром  $2\div32$  мм, сверла диаметром  $2\div32$  мм, концевые фрезы со сферическим торцом  $R1\div R12$  мм, концевые конические фрезы с плоским торцом  $R1\div R12$  мм, концевые цилиндрические фрезы с осферическим торцом  $R1\div R12$  мм, концевые цилиндрические фрезы с плоским торцом  $R1\div R12$  мм. Изготовление инструмента осуществляется на высокоточных станках с ЧПУ.

Специальные резцы из высококачественных быстрорежущих сталей и твердых сплавов с однослойным или комплексным покрытием, а также державки под сменные многогранные пластины (по согласованию возможно изготовление державок с защитным покрытием).

Профильные плоские протяжки, изготовленные из высококачественных быстрорежущих сталей в сочетании с однослойным или комплексным покрытием. Термическая обработка протяжек производится в горизонтальной вакуумной печи.

Протяжки круглые диаметром  $4 \div 100$  мм и шлицевые с  $m = 0.5 \div 5$  мм, изготовленные из того же материала и по той же технологии.

Также демонстрировался резьбонарезной инструмент диаметром  $2 \div 25$  мм с шагом резьбы  $0,75 \div 2$  мм.

Физико-энергетический институт им. академика А. И. Лейрунского (г. Обнинск Калужской обл.) предложил для специалистов свою новую продукцию — бессепараторные аэрозольные фильтры нового поколения для высокоэффективной очистки воздуха (газов) производственных помещений, а также предотвращения выбросов в атмосферу радиоактивных и токсичных аэрозолей различного происхождения. Фильтроэлемент секции тонкой очистки фильтра оснащен фильтрующим материалом класса H13 с V-образной формой укладки, собранным в виде пакетов с непараллельными складками без разделительных перегородок. Такая форма укладки позволяет увеличить поверхность фильтрации до 30 м<sup>2</sup> и более, что снижает исходное сопротивление фильтра, повышает его емкость по улавливаемым аэрозолям и, как следствие, увеличивает ресурс работы. Номинальная производительность по воздуху (газу) 3500 м<sup>3</sup>/ч, эффективность очистки (частицы диаметром 0,3 мкм) 99,97 %, термостойкость 150 °С.

Российский федеральный ядерный центр (г. Саров Нижегородской обл.) предложил свои разработки для различных отраслей промышленности.

Экологически чистый негорючий теплоизоляционный материал "Сферолит" на основе микросфер, полученных из зол уноса тепловых электростанций и неорганического связующего. Его плотность  $500 \div 600$  кг/м³, коэффициент теплопроводности  $0.093 \div 0.171$  Вт/м, предел прочности при сжатии  $6 \div 8$  МПа, водопоглощение по массе  $18 \div 31$  %, температура начала плавления 1100 °C. Технология изготовления теплоизоляционного материала обеспечивает его конструкционную прочность в сочетании с теплоизоляционными свойствами и негорючестью.

Экологически чистый процесс — альтернатива гальваническим покрытиям, позволяет наносить беспористое прецизионное покрытие тонким  $(3 \div 10 \text{ мкм})$  равномерным слоем на сложнопрофильные стальные детали с узкими и глухими отверстиями. Такое антикоррозионное покрытие (диффузионное цинкование) эффективно защищает от атмосферной и морской коррозии. Стойкость в соляном тумане более 2000 ч. Процесс диффузионного цинкования можно организовать на любом производстве при наличии печи с температурой  $350 \div 370$  °C, инертного газа и цинкового порошка.

**Казанский государственный технологический университет** предложил потребителям свои оригинальные разработки.

Технологию получения композиционных наноконструктурированных металлических и металлооксидных порошков элементного железа и его композиций с другими металлами на основе бинарной системы Fe—Al и более сложных (Fe—Al—Ni, Fe—Al—Co, Fe—Al—Co—Ni), обладающих особыми повышенными прочностными, коррозионными свойствами, из водных растворов. На их основе методами порошковой металлургии можно создать новые композиционные материалы и сплавы для различных отраслей промышленности.

Также разработана технология извлечения металлов из технологических растворов, предназначенных к утилизации, и техногенных отходов металлургического производства с высоким содержанием железа и других металлов. Для получения интерметаллов использовался ВЧ-разряд (аргоновая плазма). Состав покрытий существенно отличается от состава обработанных порошков большим содержанием Fe Al, Co Fe, Co Al (5:2). Преимущества технологий: снижение энергозатрат на осуществление процесса получения композиционных и металлических порошков; возможность выделения металлов подсемейства железа из широкого спектра техногенных сред.

Технологию и композиционный материал нового поколения "Полиэтиленпластик" на основе высокопрочных полиэтиленовых волокон, прочностными свойствами превосходящий существующие композиционные материалы. Полиэтиленпластик рекомендован к применению: при изготовлении деталей беспилотных летательных аппаратов; лопастей воздушных винтов и других элементов авиационной техники; системы безопасности, обеспечивающей сохранность агрегатов автомашины при малых скоростях столкновения и сохранение жизненного пространства пассажиров при больших скоростях столкновения. Полиэтиленпластик резко снижает массу деталей и многократно улучшает их защитные функции. Также он может применяться для изготовления композиционной противопульной брони и экранов и для защиты трущихся поверхностей от абразивного и химического износа, налипания сыпучих материалов, защиты от ударов и взрывного разрушения.

**НПП "Циклон-Тест" (г. Москва)** разработало и предложило потребителям новые устройства сертификации и контроля.

Комплект приборов "Циклон-04" для сертификации компьютерной техники на безопасность. Комплект осуществляет измерение низкочастотных электрических и магнитных полей от компьютерной техники при ее сертификации в соответствии с российскими и международными требованиями по электромагнитной безопасности. Комплект состоит из двух частей — измерителя переменных электрических полей ИЭП-04, укомплектованного съемной дисковой антенной для сертификации дисплеев ПЭВМ и съемной дипольной антенной для измерения полей в свободном пространстве, и измерителя переменных магнитных полей ИМП-04, укомплектованного съемными антеннами с тремя датчиками каждая, контролирующими пространственное распределение магнитного поля (пространственную ориентацию вектора магнитной индукции). Приборы в пределах частотного диапазона от 5 Гц до 400 кГц используются для измерений среднеквадратических значений магнитной индукции и напряженности электрических полей независимо от природы их возникновения.

Индикатор ИСЭР-01 состояния электророзеток, позволяющий осуществлять оперативный контроль состояния электророзеток сети общего назначения напряжением 220 В и частотой 50 или 60 Гц, в том числе: контролировать наличие или отсутствие напряжения в сети, индикацию пространственной ориентации "фазы" и "нуля", наличие напряжения на "фазном" проводе при аварийном обрыве "нулевого" провода; проверять наличие или отсутствие заземления на заземляющем контакте трехконтактных розеток без их демонтажа и вскрытия; выявлять недопустимую деформацию заземляющих лепестков трехконтактных розеток, приводящую к потере фактического заземления приборов, питающихся через трехпроводный шнур питания с "евровилкой".

ЗАО "МЦСТ" (г. Москва) показало на выставке новые образцы вычислительной техники для различных отраслей промышленности. Приведем краткое описание лишь одного образца.

Вычислительный комплекс "Эльбрус-90микро" в составе автоматизированного рабочего места оператора (АРМ) является высокопроизводительной вычислительной системой, обеспечивающей многопользовательский, многозадачный режим вычислений в реальном времени. Аппаратура вычислительного комплекса имеет сетевое оборудование для обменов с другими вычислительными комплексами аналогичного типа или с другими вычислительными комплексами и ЭВМ, а также ряд интерфейсов параллельного и последовательного типов. В качестве периферийной в комплексе использована шина SB us. Комплекс оснащен четырьмя центральными процессорами МЦСТ-R500 с тактовой частотой 500 МГц. Объем его оперативной памяти составляет 256 Мбайт, объем дисковой памяти — 36 Гбайт. Время реакции на прерывание 13 мс. Средняя наработка на отказ 10 000 ч. Энергопотребление системного блока не более 100 Вт. Габаритные размеры корпуса системного блока 422 × 418 × × 78,5 мм, масса 13 кг. Вычислительный комплекс предназначен для использования: в качестве рабочего места оператора в высокопроизводительных информационновычислительных и управляющих системах, в том числе в системах непрерывного действия, работающих в реальном масштабе времени; для комплектования стендов по разработке функционального программного обеспечения; в качестве рабочих мест программистов и т. п.

Деловая программа выставки была ориентирована на решение практических задач, стоящих перед высокотехнологичным комплексом и научным сектором, как инструмент маркетинга научно-технических и инновационных разработок, продвигающего на рынок высокие технологии отечественной наукоемкой индустрии.

А. Н. ИВАНОВ, чл.-корр. АПК

IKB Leasing



### Компания ИКБ Лизинг открыла веб-сайт

ИКБ Лизинг открыла корпоративный сайт — www.ikbleasing.ru. Его создание обусловлено расширением деятельности компании и стремлением предоставить аудитории глобальной сети, в первую очередь представителям предпринимательских кругов реального сектора экономики, более подробную информацию об ИКБ Лизинг.

Посетители сайта могут ознакомиться с услугами компании, узнать об условиях финансирования лизинговых сделок и преимуществах партнерского сотрудничества с ИКБ Лизинг. Сайт предоставляет возможность заинтересованным в приобретении промышленных машин и оборудования в лизинг направить электронный запрос и получить на него оперативный ответ. Ссылка на интернет-страницы IKB Leasing позволяет быть в курсе событий группы в Германии, а также ее дочерних компаний в европейских странах.

"Открытие сайта — важный шаг нашей компании в совершенствовании взаимоотношений с лизингополучателями и поставщиками оборудования, — отметил Сергей Иванов, генеральный директор ЗАО "ИКБ Лизинг". — Наши потенциальные и существующие клиенты получают возможность более оперативно знакомиться с услугами нашей компании и согласовывать условия договоров лизинга".

ИКБ Лизинг активно работает на российском рынке с 2007 года. Устойчивое финансовое положение, привлекательные условия финансирования, концентрация на целевых отраслях, использование best practices группы IKB Leasing, сотрудничество с мировыми производителями и взаимодействие с широким кругом поставщиков, компетентность команды позволили компании за короткий период занять прочные позиции в сфере финансовой аренды промышленных машин и оборудования.

ЗАО "ИКБ Лизинг" входит в международную лизинговую группу IKB Leasing, лидера в области финансовой аренды промышленных машин и оборудования в Европе, дочернюю структуру IKB Deutsche Industriebank AG. Сфера деятельности — лизинг машин и оборудования для российской промышленности. Компания работает в таких отраслях, как производство продуктов питания, машиностроение, металло- и деревообработка, упаковка, полиграфия, производство изделий из искусственных материалов и других. Более подробная информация по адресу: www.ikb-leasing.ru. Контакты для СМИ: Мария Кривых, тел.: +7 (495) 651 68 20, e-mail: marie.krivih@ikb-leasing.ru.