ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

9

2013

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 "Белый ветер",
115407, г. Москва, Нагатинская наб., д. 54, пом. 4

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Афонин С. М. — Характеристики шагового пьезоактюатора нано- и микроперемещений . . . 3

Щербаков В. И., Аксенов Д. В. — Выбор конструктивных параметров механической части инспекционного снаряда для нефтегазовых магистралей . . . 9

Кошин А. А., Юсубов Н. Д. — Элементы матричной теории точности многоинструментной обработки в пространственных наладках . . . 13

Буланов В. Б., Семенов-Ежов И. Е., Ширшов А. А. — Концентрация напряжений в симметричном двуплечем рычаге при поперечном изгибе . . . 18

Галкин М. Г., Репецкий В. В. — Размерный анализ при обработке основных отверстий корпусных деталей с ориентацией по трем плоскостям . . . 21

Никишин В. Н., Павленко А. П., Светличный К. Н., Гольмаков В. С. — Анализ крутильных колебаний коленчатого вала автомобильного дизеля по вибрациям блока цилиндров . . . 27

Оленев Е. А. — Определение параметров водяного пара в радиационном пароперегревателе паровоза . . . 31

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Максимченко Н. Н. — Исследование фрикционного плакирования гибким инструментом с использованием некомпозиционных планов второго порядка . . . 38

Садыхов А. И., Ширзадов Ф. М. — Улучшение триботехнических свойств чугунных поверхностей легированием методом TIG . . . 43

Онищенко Д. В., Чаков В. В., Петров В. В. — Механохимическое формирование карбида вольфрама с использованием модификаций углерода, полученных из растительного сырья . . . 47

Долгих А. С., Еременко А. Ю., Макаров А. В.,. Сергиев А. П., Секирин Р. Ю. — Оптимизация технологических параметров отделочной обработки в абразивных средах . . . 51

Ванчиков А. В., Ванчиков В. Ц., Хомяков Г. К., Истомина Л. М. — Определение сопротивления граничного слоя вязкой несжимаемой жидкости сдвиговым усилиям в капиллярах гидросистем . . . 56

Цикл статей "Проблемы теории механической обработки"

Воронцов А. Л. — Теоретическое обеспечение технологической механики. 7. Осесимметричная задача теории пластичности. Часть 1 . . . 59

Серия статей "Проблемы теории и практики резания материалов"

Красильников А. Я., Кравченко К. Ю. — Исследование устойчивости систем с запаздыванием, описывающих процесс фрезерования, в случае с одной степенью свободы . . . 67

Обработка материалов без снятия стружки

Додин Ю. С. — Расчет температуры и усилия прессования алюминиевых баллонов . . . 76

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

Омельченко И. Н., Лазарев С. В. — Модель системы управления качеством производства на основе принципов производственной системы Тойота и учения Деминга . . . 79

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Выставка "Высокие технологии XXI века — 2013" . . . 85

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Afonin S. M. — Characteristics of step piezoactuators of nano- and microdisplacements 3

Shcherbakov V. I., Aksenov D. V. — Selection of structural parameters of inspection defectoscope mechanical components for oil-gas ducts 9

Koshin A. A., Yusubov N. D. — Elements of matrix theory of multitool processing accuracy in three-dimensional setups 13

Bulanov V. B., Semenov-Ezhov I. E., Shirshov A. A. — Stress concentration in symmetrical two-arm lever at lateral bending 18

Galkin M. G., Repetskiy V. V. — Dimensional analysis in processing of main holes of box-type parts with three-plane orientation 21

Nikishin V. N., Pavlenko A. P., Svetlichnyi K. N., Gol'makov V. S. — Analysis of torsional vibrations of an automobile diesel crankshaft by cylinder block vibration 27

Olenev E. A. — Determination of parameters of water steam in radiation steam superheater of a locomotive 31

MANUFACTURING ENGINEERING

Maksimchenko N. N. — Research of frictional cladding by flexible tool using non-composite second-order designs 38

Sadykhov A. I., Shirzadov F. M. — Improvement of tribotechnical properties of cast iron surfaces by TIG method alloying 43

Onishchenko D. V., Chakov V. V., Petrov V. V. — Mechanochemical formation of tungsten carbide using carbon modifications, obtained from vegetal raw materials 47

Dolgikh A. S., Eremenko A. Yu., Makarov A. V., Sergiev A. P., Sekirin R. Yu. — Optimization of technological parameters of finishing machining in abrasive mediums 51

Vanchikov A. V., Vanchikov V. Ts., Khomyakov G. K., Istomina L. M. — Determination of shear load resistance of incompressible liquid boundary layer in hydraulic system capillaries 56

A series of articles "Problems of theory of machining work"

Vorontsov A. L. — Theoretical support of technological mechanics 7. Axisymmetrical problem in the theory of plasticity. Part 1 59

A series of articles "Problems of theory and practice of materials cutting"

Krasil'nikov A. Ya., Kravchenko K. Yu. — Research of stability of delayed systems, describing milling process, in case of one degree of freedom 67

Chipless processing of materials

Dodin Yu. S. — Calculation of temperature and pressing load of aluminum vessels 76

ORGANIZATION AND ECONOMICS OF PRODUCTION

Omel'chenko I. N., Lazarev S. V. — Production quality management system model, basing on Toyota production system principles and Deming theory 79

TECHNICAL INFORMATION

Exhibition "Hightechnologies of XXI century — 2013" 85

Технический редактор *Т. А. Шацкая*
Корректор *Т. В. Пчелкина*

Сдано в набор 02.07.2013. Подписано в печать 13.08.2013.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

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

© ООО "Издательство Машиностроение", "Вестник машиностроения", 2013

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 621.3.082.73

С. М. АФОНИН, канд. техн. наук [МГИЭТ (ТУ)], тел.: (499) 710-66-74

Характеристики шагового пьезоактюатора нано- и микроперемещений

Исследованы статистические и динамические характеристики шагового пьезоактюатора. Получены характеристики составного пьезофиксатора и центрального составного пьезообразователя. Определено влияние геометрических и физических параметров составного пьезопреобразователя и внешней нагрузки на его статические и динамические характеристики. Найдены передаточные функции составного пьезопреобразователя как электромеханической системы с распределенными или сосредоточенными параметрами.

Ключевые слова: шаговый пьезоактюатор, нано- и микроперемещения, центральный составной пьезопреобразователь, пьезофиксатор, передаточные функции, статические и динамические характеристики.

The static and dynamic characteristics of a step piezoactuator are investigated. The characteristics of the compound piezoclamper and central compound piezoelectric transducer are obtained. The influence of geometrical and physical parameters of a compound piezoelectric transducer and external load on its static and dynamic characteristics is determined. The transfer functions of a compound piezoelectric transducer as electromechanical system with distributed or lumped parameters are obtained.

Keywords: step piezoactuator, nano- and microdisplacements, central compound piezoelectric transducer, piezoclamper, transfer functions, static and dynamic characteristics.

Пьезоактюаторы (ПА) наноперемещений используют для прецизионного совмещения в микроэлектронике и нанотехнологиях, для компенсации температурных и гравитационных деформаций и т. д. [1—6]. Работа пьезоактюатора (пьезодвигателя, пьезопреобразователя) основана на обратном пьезоэффекте; перемещение осуществляется в результате деформации пьезодвигателя в диапазоне от единиц нанометров до единиц микрометров с погрешностью до десятых долей нанометра под действием внешнего электрического напряжения. Увеличение диапазона перемещения пьезопривода до десятков микрометров достигается использованием составного (многослойного) ПА, а до миллиметров с погрешностью позиционирования порядка десятых долей нанометра — применением шагового ПА.

Рассмотрим использование структурно-параметрических моделей и параметрических структурных схем пьезопреобразователей (ПП) при расчете шаговых ПА, которые широко применяются в точном машиностроении, энергетическом, микроэлектронном, нанотехнологическом и нанобиологическом оборудовании для прецизионного перемещения объектов управления с шагом от нанометров до десятков микрометров в диапазоне от нанометров до миллиметров. При разработке механической части данного оборудования необходимы расчет деформации исполнительного составного пьезообразователя (СПП) (многослойного ПП) и определение статических и динамических характеристик шагового ПА, представляющего собой электромеханическую систему с сосредоточенными или распределенными параметрами [6—9] в зависимости от характеристик ПА и нагрузки.

На рис. 1 представлены кинематические схемы шаговых ПА при продольном пьезоэффекте, когда направление деформации совпадает с направлением напряженности электрического поля, при симметричном и одностороннем расположениях пьезофиксаторов относительно оси центрального ПП. Оси 3 перемещений по направлению совпадают с центральной осью, а оси 1 — перпендикулярны к ней. На рис. 2 приведена кинематическая схема шагового ПП при поперечном пьезоэффекте, когда направление деформации перпендикулярно направлению напряженности электрического поля. Ось 1 совпадает с центральной осью ПП, а ось 3 — перпендикулярна к ней.

Центральный ПП *1* шагового ПА при циклическом изменении полярности напряжения, соответственно, расширяется или сжимается. При этом торцы ПП *1* в соответствии с рабочей циклограммой удерживаются силами трения, создаваемыми пьезофиксаторами *2*. Шаговый ПА реверсирует в результате изменения полярности напряжения, подаваемого на ПП *1*. При фиксировании одного торца ПП *1* его деформация зависит от величины на-

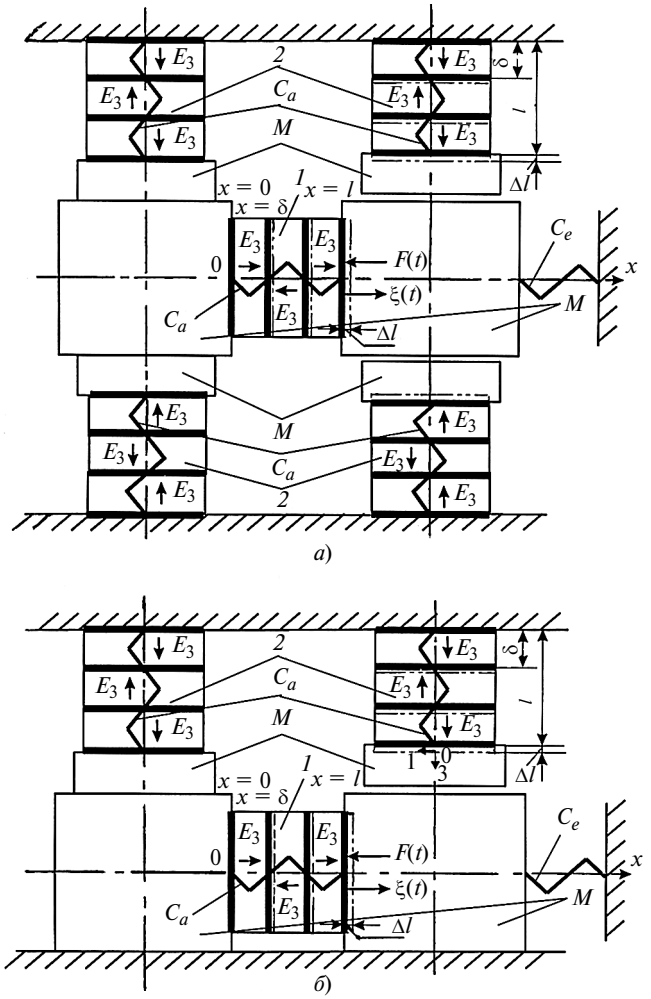


Рис. 1. Кинематические схемы шаговых ПА при продольном пьезоэффекте с симметричным (*а*) или односторонним (*б*) расположением пьезофиксаторов относительно оси центрального ПП:
M — перемещаемая масса; C_a и C_e — жесткости соответственно армирующего элемента и упругой нагрузки; *F* — сила

пряжения, механической нагрузки, геометрических и физических параметров самого ПП.

Для прецизионного позиционирования используют как одношаговые, так и многошаговые ПА. В первом случае осуществляется единичное перемещение объекта, находящегося под нагрузкой, т. е. при $t \to \infty$ и единичном шаге получаем статическое позиционирование центрального ПП *1* и удержание его пьезофиксатором *2*, который располагается перпендикулярно к оси направляющих и ПП *1* шагового ПА. Диапазон перемещения пьезофиксатора *2* превышает зазор между ним и направляющей.

Характеристики центрального СПП и составного пьезофиксатора [1—3] получим соответственно из уравнений:

обратного продольного пьезоэффекта:

$$S_3 = d_{33}E_3 + s_{33}^E T_3 \qquad (1)$$

и обратного поперечного пьезоэффекта:

$$S_1 = d_{31}E_3 + s_{11}^E T_1, \qquad (2)$$

где S_3, S_1 — относительные деформации СПП по осям 3 и 1; d_{33}, d_{31} — пьезомодули при продольном и поперечном пьезоэффектах; $E_3 = U/\delta$ — напряженность электрического поля по оси 3; U — напряжение на СПП; δ, h — толщина и высота пьезопластины в СПП; s_{33}^E, s_{11}^E — упругие податливости по осям 3 и 1 при замкнутых электродах или $E = \text{const}$; $T_3 = F/S_0$, T_1 — механические напряжения по осям 3 и 1; S_0 — поперечное сечение ПП; F — сила.

Согласно формулам (1) и (2) получим следующие уравнения статических характеристик составного пьезофиксатора и центрального СПП:

при продольном пьезоэффекте (см. рис. 1):

$$\Delta l = d_{33}nU + s_{33}^E Fl/S_0, \quad l = n\delta; \qquad (3)$$

при поперечном пьезоэффекте (см. рис. 2):

$$\Delta l = d_{31}(l/\delta)U + s_{11}^E Fl/S_0, \quad l = nh, \qquad (4)$$

где Δl и l — перемещение и длина СПП; n — число пьезопластин в СПП.

Рассмотрим различные режимы работы центрального СПП и составного пьезофиксатора шагового ПА. При расчете ПП используем волновое уравнение [1—5]:

$$[1/(c^E)^2]\partial^2\xi(x, t)/\partial t^2 + (2\alpha/c^E)\partial\xi(x, t)/\partial t + \\ + \alpha^2\xi(x, t) = \partial^2\xi(x, t)/\partial x^2, \qquad (5)$$

где $\xi(x, t)$ — смещение сечения ПП; x — координата; t — время; c^E — скорость звука при $E = \text{const}$;

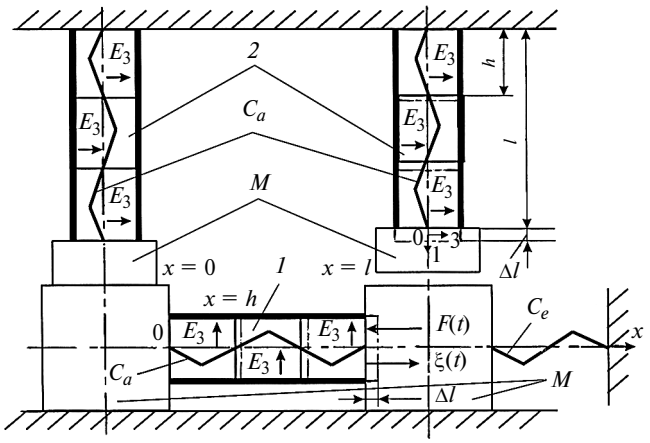


Рис. 2. Кинематическая схема шагового ПА при поперечном пьезоэффекте и одностороннем расположении пьезофиксаторов относительно оси центрального ПП

α — коэффициент затухания волны, учитывающий затухание колебаний вследствие рассеяния энергии из-за тепловых потерь при распространении волны в ПП.

Для ПП с закрепленным торцом при продольном пьезоэффекте при $x = 0$ имеем $\xi(x, t) = 0$, а при инерционной нагрузке на ПП и $x = l$ получим уравнение сил, действующих на его торце:

$$T_3 S_0 = -M\partial^2\xi(x, t)/\partial t^2.$$

Используем преобразование Лапласа перемещения торца ПП:

$$\Xi(x, p) = L\{\xi(x, t\} = \int_0^\infty \xi(x, t)\mathrm{e}^{-pt}\mathrm{d}t,$$

где p — оператор Лапласа.

При $x = l$ получим:

$$\Xi(p) = L\{\xi(t)\} = \int_0^\infty \xi(t)\mathrm{e}^{-pt}\mathrm{d}t.$$

В результате преобразования волнового уравнения (5) получим линейное дифференциальное уравнение второго порядка с параметром p:

$$\frac{\mathrm{d}^2\Xi(x, p)}{\mathrm{d}x^2} - \left[\frac{1}{(c^E)^2}p^2 + \frac{2\alpha}{c^E}p + \alpha^2\right]\Xi(x, p) = 0.$$

Из уравнения обратного пьезоэффекта с учетом сил, действующих на торец ПП, получим:

$$\left.\frac{\mathrm{d}\Xi(x, p)}{\mathrm{d}x}\right|_{x = l} = d_{33}E_3(p) - \frac{s_{33}^E Mp^2\Xi(p)}{S_0},$$

где $\Xi(p)$, $\Xi(x, p)$ — преобразования Лапласа перемещений торца ПП и сечения ПП при нулевых начальных условиях.

Учитывая, что один торец ПП жестко закреплен при $x = 0$, получим:

$$\Xi(x, p) = \frac{\Xi(p)\mathrm{sh}(x\gamma)}{\mathrm{sh}(l\gamma)};$$

$$\left.\frac{\mathrm{d}\Xi(x, p)}{\mathrm{d}x}\right|_{x = l} = \frac{\Xi(p)\gamma}{\mathrm{th}(l\gamma)},$$

где $\gamma = \dfrac{p}{c^E} + \alpha$.

Тогда для СПП, закрепленного одним торцом, при продольном пьезоэффекте и инерционной нагрузке получим:

$$\frac{\Xi(p)\gamma}{\mathrm{th}(l\gamma)} + \frac{\Xi(p)s_{33}^E Mp^2}{S_0} = d_{33}E_3(p).$$

Из этого выражения определяем передаточную функцию составного СПП:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{33}}{\dfrac{s_{33}^E Mp^2}{S_0} + \dfrac{\gamma}{\mathrm{th}(l\gamma)}}.$$

С учетом того, что $\dfrac{m(c^E)^2}{l} = \dfrac{S_0}{s_{33}^E}$, представим передаточные функции [3, 5] следующим образом:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{33}l\mathrm{th}(l\gamma)}{\dfrac{Ml^2}{m(c^E)^2}\mathrm{th}(l\gamma)p^2 + l\gamma}; \qquad (6)$$

$$W_{23}(p) = \frac{\Xi(p)}{F(p)} = -\frac{l^2\mathrm{th}(l\gamma)/\left(m(c^E)^2\right)}{\dfrac{Ml^2}{m(c^E)^2}\mathrm{th}(l\gamma)p^2 + l\gamma}, \qquad (7)$$

где $E_3(p)$ и $F(p)$ — соответственно преобразования Лапласа напряженности электрического поля в СПП и силы при нулевых начальных условиях; m — масса СПП.

Уравнениям (6) и (7) соответствует параметрическая структурная схема, представленная на рис. 3, *а*.

Приняв за входную величину изображение Лапласа для напряжения $U_0(p)$ источника питания, получим:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{nd_{33}\mathrm{th}(l\gamma)}{(T_a p + 1)\left[\dfrac{Ml^2}{m(c^E)^2}\mathrm{th}(l\gamma)p^2 + l\gamma\right]},$$

где $T_a = RnC_0$ — постоянная времени апериодического звена (R — сопротивление согласующих цепей; C_0 — емкость пьезопластины в составном СПП).

При поперечном пьезоэффекте и жестко закрепленной при $x = 0$ одной из граней ПП получим передаточную функцию:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{31}l\mathrm{th}(l\gamma)}{\dfrac{Ml^2}{m(c^E)^2}\mathrm{th}(l\gamma)p^2 + l\gamma}.$$

Приняв за входную величину изображение Лапласа для напряжения $U_0(p)$ источника питания, получим:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{nhd_{31}\mathrm{th}(l\gamma)/\delta}{(T_a p + 1)\left[\dfrac{Ml^2}{m(c^E)^2}\mathrm{th}(l\gamma)p^2 + l\gamma\right]}.$$

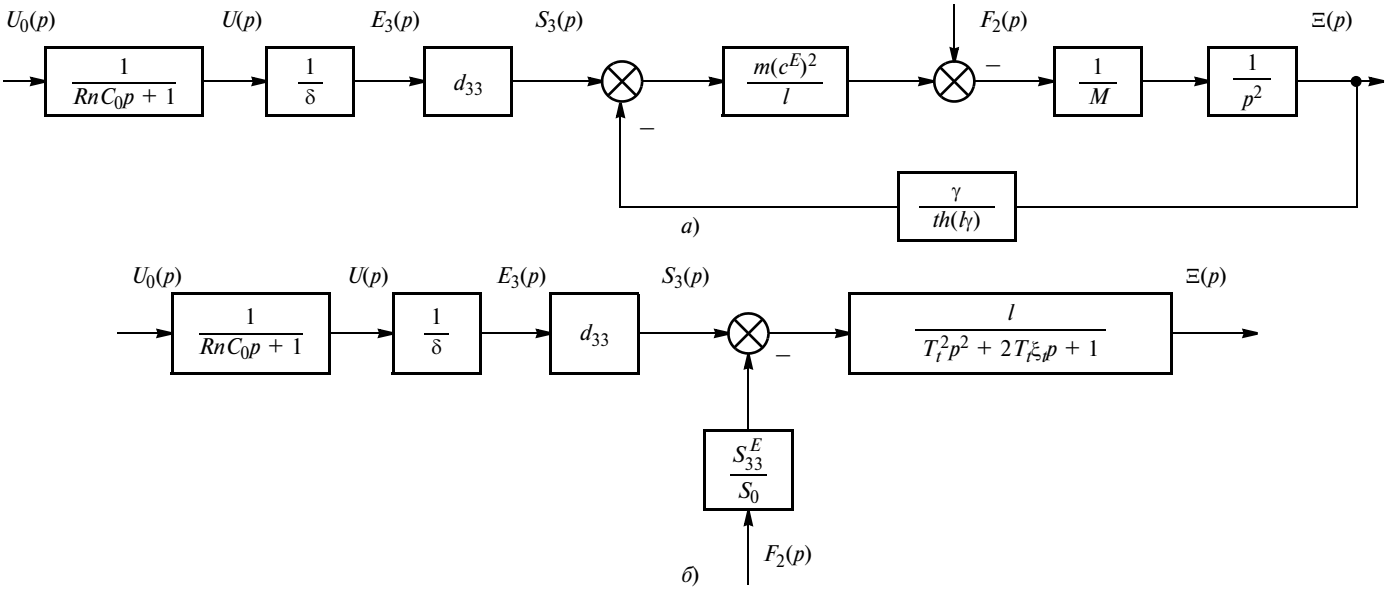


Рис. 3. Параметрические схемы составных ПП при продольном пьезоэффекте:
а — с закрепленным торцом; *б* — при массе нагрузки, существенно превышающей массу ПП

Рассмотрим работу ПП при жестко закрепленной одной его грани при $M/m \gg 1$. Представим выражения (6) и (7) в удобном для преобразования виде:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{33}l}{\frac{Ml^2}{m(c^E)^2}p^2 + l\gamma\,\mathrm{cth}(l\gamma)}; \qquad (8)$$

$$W_{23}(p) = \frac{\Xi(p)}{F(p)} = -\frac{l^2/\left(m(c^E)^2\right)}{\frac{Ml^2}{m(c^E)^2}p^2 + l\gamma\,\mathrm{cth}(l\gamma)}. \qquad (9)$$

Используя аппроксимацию гиперболического котангенса двумя членами степенно́го ряда, в диапазоне частот $0 < \omega < 0{,}01c^E/l$ получим выражения:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{33}l}{T_t^2p^2 + 2T_t\xi_tp + 1}; \qquad (10)$$

$$W_{23}(p) = \frac{\Xi(p)}{F(p)} = -\frac{s_{33}^El/S_0}{T_t^2p^2 + 2T_t\xi_tp + 1}; \qquad (11)$$

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{nd_{33}}{(T_ap+1)(T_t^2p^2 + 2T_t\xi_tp + 1)}, \qquad (12)$$

где $T_t = l\sqrt{M/m}/c^E$ и $\xi_t = \alpha l\sqrt{m/M}/3$ — соответственно постоянная времени и коэффициент затухания колебательного звена для СПИ при продольном пьезоэффекте.

Передаточным функциям (10)—(12) соответствует параметрическая структурная схема, представленная на рис. 3, *б*.

Следовательно, передаточные функции СПП, закрепленного одной гранью, при $M/m \gg 1$ и поперечном пьезоэффекте имеют вид:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{nd_{31}h}{T_t^2p^2 + 2T_t\xi_tp + 1}; \qquad (13)$$

$$W_{23}(p) = \frac{\Xi(p)}{F(p)} = -\frac{s_{11}^El/S_0}{T_t^2p^2 + 2T_t\xi_tp + 1}; \qquad (14)$$

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{nhd_{31}/\delta}{(T_ap+1)(T_t^2p^2 + 2T_t\xi_tp + 1)}, \qquad (15)$$

где $T_t = nh\sqrt{M/m}/c^E$ и $\xi_t = \alpha nh\sqrt{m/M}/3$ — соответственно постоянная времени и коэффициент затухания колебательного звена СПП при поперечном пьезоэффекте.

Аналогично при закрепленном торце ПП, продольном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке при $x = l$ имеем уравнение сил, действующих на торце ПП:

$$T_3S_0 = -M\partial^2\xi(x, t)/\partial t^2 - (C_a + C_e)\xi(x, t).$$

Из уравнения обратного пьезоэффекта с учетом сил, действующих на торец ПП, получим:

$$\left.\frac{\mathrm{d}\Xi(x, p)}{\mathrm{d}x}\right|_{x=l} =$$

$$= d_{33}E_3(p) - \frac{s_{33}^EMp^2\Xi(p)}{S_0} - \frac{s_{33}^E(C_a + C_e)\Xi(p)}{S_0}.$$

Тогда окончательное выражение для ПП с закрепленным торцом при продольном пьезоэффекте и упруго инерционной нагрузке примет вид:

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

Из последнего выражения определим передаточную функцию СПП:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{33}}{\dfrac{s_{33}^{E}Mp^2}{S_0} + \dfrac{\gamma}{\mathrm{th}(l\gamma)} + \dfrac{s_{33}^{E}(C_a + C_e)}{S_0}}.$$

Введем обозначение $C_c = S_0/s_{33}^{E}\,l$ — жесткость СПП при продольном пьезоэффекте. Тогда передаточная функция ПП с закрепленным торцом при продольном пьезоэффекте и упруго инерционной нагрузке будет иметь вид:

$$W_{21}(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{33}l}{\dfrac{Mp^2}{C_c} + l\gamma\,\mathrm{cth}(l\gamma) + \dfrac{(C_a + C_e)}{C_c}}.$$

Соответственно, получим:

$$W_1(p) = \Xi(p)/U(p) = d_{33}n/\{Mp^2/C_c + l\gamma\,\mathrm{cth}(l\gamma) + (C_a + C_e)/C_c\}, \quad (16)$$

где $\Xi(p)$ — преобразование Лапласа перемещения торца СПП по оси 3; $U(p)$ — преобразование Лапласа напряжения на обкладках СПП при нулевых начальных условиях.

Следовательно, выражение статического перемещения $\xi(l, \infty)$ для армированного СПП в установившемся режиме при напряжении $U(t) = U_m \cdot 1(t)$. При упруго инерционной нагрузке (U_m — амплитуда напряжения) имеет вид:

$$\xi(l, \infty) = \lim_{t \to \infty} \xi(l, t) = \lim_{p \to 0} pW(p)U_m/p.$$

Отсюда:

$$\xi(l, \infty) = \lim_{\substack{p \to 0 \\ \alpha \to 0}} d_{33}nU_m/\{l(p/c^E + \alpha)/\mathrm{th}[l(p/c^E + \alpha)] + (C_a + C_e)/C_c\}.$$

Следовательно,

$$\xi(l, \infty) = d_{33}nU_m/[1 + (C_a + C_e)/C_c]. \quad (17)$$

Соответственно, передаточная функция $W_1(p)$ СПП при упруго инерционной нагрузке в диапазоне рабочих частот $0 < \omega < 0{,}01c^E/l$ примет вид:

$$W_1(p) = \Xi(p)/U(p) = \{d_{33}n/[1 + (C_a + C_e)/C_c]\}/(T_t^2 p + 2T_t\xi_t p + 1),$$

где $T_t = \sqrt{M/(C_a + C_e + C_c)}$, $\xi_t = \alpha l^2 C_c/[3c^E \times \sqrt{M(C_a + C_e + C_c)}]$ — соответственно постоянная времени и коэффициент затухания колебательного звена при продольном пьезоэффекте и упруго инерционной нагрузке.

Рассмотрим различные режимы работы шагового ПА. За период T тактовых импульсов торец центрального электромеханического ПА перемещается в течение рабочего времени шага $T_s = \gamma_s T$, где γ_s — скважность, т. е. отношение рабочего времени шага к периоду тактовых импульсов, а во время паузы продолжительностью $T(1 - \gamma_s)$ удерживается пьезоэлектрическим фиксатором; при этом рабочее время составит εT при $0 \leqslant \gamma_s \leqslant 1$ и $0 \leqslant \varepsilon \leqslant 1$.

Для расчета динамических характеристик используем схему импульсной электромеханической системы [10] шагового ПА с передаточными функциями: $W_f(p)$ — фиксирующего элемента, $W(p)$ — центрального составного ПП и эквивалентной передаточной функцией $W_e(p)$ шагового пьезодвигателя:

$$W_f(p) = \frac{1 - \mathrm{e}^{-p\gamma_s T}}{p};$$

$$W_e(p) = W_f(p)W(p) = \frac{1 - \mathrm{e}^{-p\gamma_s T}}{p}W(p).$$

Тогда модифицированное Z-преобразование эквивалентной передаточной функции шагового ПА:

$$W_e(z, \varepsilon) = Z_\varepsilon\left\{\frac{1 - \mathrm{e}^{-p\gamma_s T}}{p}W(p)\right\} = Z_\varepsilon\left\{\frac{W(p)}{p}\right\} - Z_\varepsilon\left\{\frac{\mathrm{e}^{-p\gamma_s T}W(p)}{p}\right\}. \quad (18)$$

Из выражения (18) в зависимости от условий работы центрального составного ПА, определяемых электрической схемой его включения и внешней механической нагрузкой, получим расчетные временные характеристики шагового ПА, учитывающие электрическую и механическую нагрузки центрального составного ПА.

При работе центрального СПП в режиме интегратора (центральный ПП — элемент отрицательной обратной связи) и условии $T_i \gg T_t \gg T_a$ или $T_i \gg T_a \gg T_t$, где $T_a = RnC_0$ — постоянная времени апериодического звена, передаточная функция центрального СПП имеет вид:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{k_c}{T_i p}. \quad (19)$$

Коэффициент k_c передачи СПП в формуле (19) определяется выражениями:

при продольном пьезоэффекте:

$$k_c = nd_{33}/[1 + (C_a + C_e)/C_c];$$

при поперечном пьезоэффекте:

$$k_c = nhd_{31}/\delta[1 + (C_a + C_e)/C_c].$$

Получим временну́ю характеристику шагового ПА с линейно увеличивающимся рабочим перемещением центрального СПП при продолжительности T_s шага перемещения.

Если с учетом емкости центрального ПП и сопротивления согласующей цепи импульсной системы управления постоянная времени апериодического звена $T_a \gg T_t$, то передаточная функция центрального составного ПП в режиме апериодического звена имеет вид:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{k_c}{T_a p + 1}. \qquad (20)$$

Таким образом, имеем временну́ю характеристику шагового ПА с экспоненциально увеличивающимся рабочим перемещением центрального СПП и максимальным шагом при условии $T_s = \gamma_s T \geqslant 3T_a$.

При работе центрального СПП в режиме колебательного звена при малом сопротивлении согласующей цепи, $T_t \gg T_a$ и $M \gg m$ его передаточная функция имеет вид:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{k_c}{T_t^2 p^2 + 2T_t\xi_t p + 1}. \qquad (21)$$

Временна́я характеристика шагового ПА отражает происходящее регулирование шага шагового ПА.

Для центрального СПП из пьезокерамики ЦТС при продольном пьезоэффекте с параметрами $n = 22$, $d_{33} = 4 \cdot 10^{-10}$ м/В, $C_c = 5 \cdot 10^7$ Н/м, $C_a = 4 \cdot 10^6$ Н/м, $C_e = 1 \cdot 10^6$ Н/м коэффициент передачи $k_c = 8$ нм/В. При поперечном пьезоэффекте с параметрами $n = 4$, $h = 1 \cdot 10^{-2}$ м, $d_{31} = 2{,}5 \cdot 10^{-10}$ м/В, $\delta = 2 \cdot 10^{-3}$ м, $C_c = 2 \cdot 10^6$ Н/м, $C_a = 1{,}5 \cdot 10^5$ Н/м, $C_e = 0{,}5 \cdot 10^5$ Н/м коэффициент $k_c = 4{,}5$ нм/В.

Найдем выражения для предельных значений перемещений торца центрального СПП как электромеханической системы с сосредоточенными параметрами [8, 10] на k-м шаге при условиях: $T_s = \gamma_s T$; время от начала последнего шага $0 \leqslant \tau \leqslant T_s$ жесткое удержание пьезофиксатором торца центрального СПП.

Соответственно, для центрального СПП, работающего в режиме интегратора, при $T_s \gg T_i \gg T_t \gg T_a$ или $T_s \gg T_i \gg T_a \gg T_t$ и коэффициенте $k_m = \beta_m/T_s$ (β_m — шаг шагового ПП) на k-м шаге перемещение ПА составит:

$$\xi(\tau) = \beta_m(k - 1) + k_m\tau = \beta_m(k - 1 + \tau/T_s), \qquad (22)$$

$$\text{где } \beta_m = \begin{cases} nd_{33}U_m/[1 + (C_a + C_e)/C_c] \\ \text{при продольном пьезоэффекте,} \\ (nhd_{31}U_m/\delta)/[1 + (C_a + C_e)/C_c] \\ \text{при поперечном пьезоэффекте.} \end{cases}$$

Для шагового ПА с центральным СПП из пьезокерамики ЦТС, работающем в режиме интегратора, при $n = 60$, $d_{33} = 4 \cdot 10^{-10}$ м/В, $U_m = 200$ В, $C_c = 2 \cdot 10^7$ Н/м, $C_a = 2 \cdot 10^6$ Н/м, $C_e = 2 \cdot 10^6$ Н/м имеем: $\beta_m = 4$ мкм, $k_m = 10$ мкм/с.

Для центрального ПП в режиме апериодического звена при $T_s \gg T_a \gg T_t$ перемещение шагового ПА составит:

$$\xi(\tau) = \beta_m\{k - 1 + (1 - e^{-\tau/T_a})\}. \qquad (23)$$

Для шагового ПА с центральным СПП из пьезокерамики ЦТС, работающего в режиме апериодического звена, при $n = 50$, $d_{33} = 4 \cdot 10^{-10}$ м/В, $U_m = 100$ В, емкости центрального СПП $C = 0{,}5$ мкФ, сопротивлении согласующих цепей $R = 20$ кОм, $C_c = 6 \cdot 10^7$ Н/м, $C_a = 5 \cdot 10^6$ Н/м, $C_e = 1 \cdot 10^6$ Н/м имеем: $\beta_m = 1{,}8$ мкм, $T_a = 10$ мс.

Для центрального СПП, работающего в режиме колебательного звена, при $T_s \gg T_t \gg T_a$, $M \gg m$ и электромеханической системе с сосредоточенными параметрами перемещение шагового ПА определяется выражением:

$$\xi(\tau) = \beta_m\left\{k - 1 + \right.$$
$$\left. + \left[1 - \left(e^{-\xi_t\tau/T_t}/\sqrt{1 - \xi_t^2}\right)\sin(\omega_t\tau + \varphi_t)\right]\right\}, \qquad (24)$$

где $\omega_t = \sqrt{1 - \xi_t^2}/T_t$; $\varphi_t = \mathrm{arctg}\left(\sqrt{1 - \xi_t^2}/\xi_t\right)$.

Для шагового ПА с центральным СПП из пьезокерамики ЦТС, работающего в режиме колебательного звена, при $n = 36$, $d_{33} = 4 \cdot 10^{-10}$ м/В, $U_m = 300$ В, $M = 10$ кг, $C_c = 3 \cdot 10^7$ Н/м, $C_a = 4 \cdot 10^6$ Н/м, $C_e = 2 \cdot 10^6$ Н/м имеем: $\beta_m = 3{,}6$ мкм, $T_t = 0{,}5$ мс, $\xi_t = 0{,}1$.

Полученные передаточные функции учитывают свойства СПП при продольном и поперечном пьезоэффектах и позволяют определить электромеханическую деформацию, статические и динамические характеристики шаговых ПА с учетом физических параметров ПП, внешней нагрузки и электрических сопротивлений согласующих цепей.

УДК 621.643.03;534.1

В. И. ЩЕРБАКОВ, канд. техн. наук, Д. В. АКСЕНОВ (Университет машиностроения, г. Москва),
e-mail: sopr@mami.ru

Выбор конструктивных параметров механической части инспекционного снаряда для нефтегазовых магистралей

Разработаны рекомендации по выбору инерционных, жесткостных и демпфирующих параметров инспекционного снаряда-дефектоскопа для нефтегазовых магистралей, позволяющие уменьшить его колебания при движении по трубе.

Ключевые слова: механическая система, колебания, виброзащита, диагностика, снаряд-дефектоскоп, нефтегазовая магистраль.

The guidelines on selection of inertial, stiffness and damping parameters of an inspection defectoscope for oil-gas ducts, which allow reducing defectoscope vibrations during travel along the duct, are developed.

Keywords: mechanical system, vibrations, vibration protection, diagnostics, defectoscope, oil-gas duct.

Практика обеспечения надежности и безопасности трубопроводного транспорта свидетельствует, что наиболее эффективным методом диагностики технического состояния нефтяных и газовых магистралей является внутритрубная инспекция снарядами (аппаратами) — дефектоскопами [1]. В настоящее время ведется разработка аппаратов нового поколения с учетом недостатков существующих конструкций. Установлено, что качество регистрируемой информации зависит не только от системы диагностики, но и от конструктивных параметров и характеристик узлов механической части аппарата, в частности от его динамических свойств [1, 2].

В работе приведены результаты аналитического исследования по обоснованию ряда рекомендаций, которых следует придерживаться при выборе инерционных и жесткостных параметров инспекционного аппарата нефтегазовых магистралей с целью снижения его колебаний при движении по трубе. Исследование основано на условии разделения вынужденных и собственных колебаний аппарата на независимые колебания по отдельным координатам.

Динамическая схема и математическая модель инспекционного снаряда

Общий вид инспекционного снаряда и его динамическая схема показаны на рис. 1, *а* и *б* [3]. Ходовая часть аппарата состоит из переднего и заднего опорных поясов, представляющих собой резиновые кольцевые манжеты. На схеме они моделируются упругими безынерционными элементами (пружинами) *1* и элементами *2* вязкого сопротивления.

Герметичный отсек *3* аппарата и труба *4* считаются абсолютно жесткими. Снаряд и транспортируемый продукт (нефть, газ) движутся по трубе с постоянной скоростью $\vec{v}$. При этом аппарат может совершать вертикальные линейные и угловые колебания в продольной плоскости симметрии *xy* от проезда неровностей *5* (сварных швов, вмятин и т. п.). Влияние нефти (газа) на вышеуказанные колебания аппарата можно учесть через вязкое сопротивление.

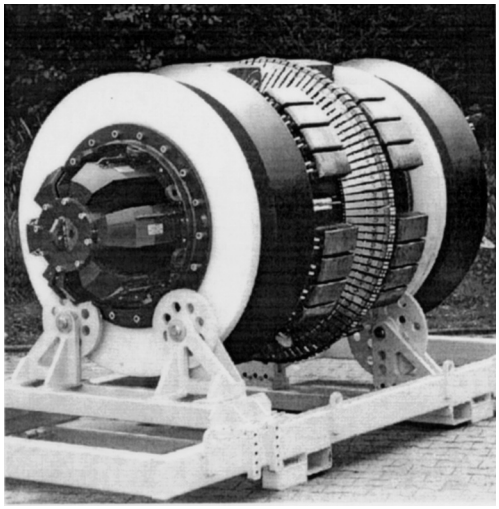
(Окончание статьи. Начало см. на стр. 3)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

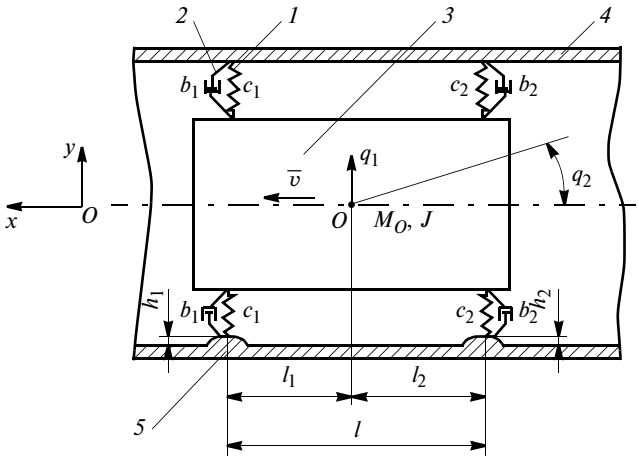
1. **Физическая** акустика. Т. 1. Ч. А. Методы и приборы ультразвуковых исследований/ Под ред. У. Мэзона. Пер. с англ. под ред. Л. Д. Розенберга. М.: Мир, 1966. 592 с.
2. **Казаков Л. А.** Электромагнитные устройства РАЭ: Справочник. М.: Радио и связь. 352 с.
3. **Афонин С. М.** Пьезопреобразователи для приводов микроперемещений // Приборы и системы управления. 1998. № 2. С. 41, 42.
4. **Афонин С. М.** Структурно-параметрическая модель пьезодвигателя наноперемещений // Вестник машиностроения. 2001. № 5. С. 29—33.
5. **Афонин С. М.** Статические и динамические характеристики многослойного электромагнитоупругого преобразователя привода нано- и микроперемещений // Вестник машиностроения. 2009. № 10. С. 3—13.
6. **Дорф Р., Бишоп Р.** Современные системы управления. М.: Лаборатория базовых знаний, 2004. 832 с.
7. **Миронов В. Л.** Основы сканирующей зондовой микроскопии. М.: Техносфера, 2004. 144 с.
8. **Ленк А.** Электромеханические системы. Системы с сосредоточенными параметрами. М.: Мир, 1978. 285 с.
9. **Ленк А.** Электромеханические системы. Системы с распределенными параметрами. М.: Энергоиздат, 1982. 472 с.
10. **Бесекерский В. А., Попов Е. П.** Теория систем автоматического регулирования. М.: Профессия, 2004. 752 с.

Задаем параметры (см. рис. 1, *б*): O — центр масс аппарата; M_O, J — масса и момент инерции массы аппарата относительно главной центральной оси (точки O), перпендикулярной плоскости схемы; c_1, c_2, b_1, b_2 — половинные жесткости и половинные коэффициенты вязкого трения опорных поясов резиновых манжет (индексы "1" и "2" соответствуют переднему и заднему поясам); l_1, l_2 — координаты центра масс аппарата; l — расстояние (база) между опорными поясами.

Принимаем, что характеристики жесткости и трения — линейные, а резиновые манжеты опорных поясов имеют непрерывные точечные контакты с поверхностью трубы. Последнее условие обеспечивается установкой аппарата в трубе с начальным поджатием манжет. Высоты неровностей под передней и задней манжетами — соответственно $h_1(x)$ и $h_2(x)$, где x — длина пути вдоль трубы. С учетом $x = vt$ зависимости $h_1(x)$ и $h_2(x)$ могут быть пересчитаны в зависимости $h_1(t)$ и $h_2(t)$, где t — время.



а)



б)

Рис. 1. Общий вид (*а*) и динамическая схема (*б*) инспекционного снаряда:
1 — упругий элемент; *2* — элемент вязкого сопротивления; *3* — герметичный отсек бортовой аппаратуры; *4* — труба; *5* — неровность

Рассматриваем аппарат как динамическую систему с двумя степенями свободы [4, 5]. В качестве обобщенных координат выберем вертикальное перемещение q_1 центра масс и угловое перемещение q_2 относительно главной центральной оси (см. рис. 1, *б*). Выведем механическую систему из положения статического равновесия, придав снаряду малые положительные линейное q_1 и угловое q_2 перемещения, скорости $\dot{q}_1$, $\dot{q}_2$ и ускорения $\ddot{q}_1$, $\ddot{q}_2$.

Составим выражения для кинетической (Т) и потенциальной (П) энергий и диссипативной функции Релея (Ф):

$$\mathrm{T} = \frac{1}{2}(M_O\dot{q}_1^2 + J\dot{q}_2^2);$$

$$\Pi = \frac{1}{2}[c_1(q_1 - q_2l_1 - h_1)^2 + c_1(q_1 - q_2l_1)^2 + \\ + c_2(q_1 + q_2l_2 - h_2)^2 + c_2(q_1 + q_2l_2)^2];$$

$$\Phi = \frac{1}{2}[b_1(\dot{q}_1 - \dot{q}_2l_1 - \dot{h}_1)^2 + b_1(\dot{q}_1 - \dot{q}_2l_1)^2 + \\ + b_2(\dot{q}_1 + \dot{q}_2l_2 - \dot{h}_2)^2 + b_2(\dot{q}_1 + \dot{q}_2l_2)^2],$$

где точки над параметрами означают производные по времени t.

Подставив выражения Т, П и Ф в уравнение Лагранжа II рода [4, 5]

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\left(\frac{\partial \mathrm{T}}{\partial \dot{q}_i}\right) - \frac{\partial \mathrm{T}}{\partial q_i} + \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{q}_i} + \frac{\partial \Pi}{\partial q_i} = Q_i, \quad i \in (1, 2),$$

получим математическую модель движения снаряда в векторно-матричном виде:

$$\mathrm{M}\ddot{\vec{q}} + \mathrm{B}\dot{\vec{q}} + \mathrm{C}\vec{q} = \mathrm{D}_1\dot{\vec{h}} + \mathrm{D}_2\vec{h}, \qquad (1)$$

где $\mathrm{M} = \begin{pmatrix} M & 0 \\ 0 & J \end{pmatrix}$ — матрица инерции;

$\mathrm{B} = \begin{pmatrix} 2(b_1 + b_2) & 2(b_2l_2 - b_1l_1) \\ 2(b_2l_2 - b_1l_1) & 2(b_1l_1^2 + b_2l_2^2) \end{pmatrix}$ — матрица демпфирования;

$\mathrm{C} = \begin{pmatrix} 2(c_1 + c_2) & 2(c_2l_2 - c_1l_1) \\ 2(c_2l_2 - c_1l_1) & 2(c_1l_1^2 + c_2l_2^2) \end{pmatrix}$ — матрица жесткостей;

$D_1 = \begin{pmatrix} b_1 & b_2 \\ -b_1 l_1 & b_2 l_2 \end{pmatrix}$, $D_2 = \begin{pmatrix} c_1 & c_2 \\ -c_1 l_1 & c_2 l_2 \end{pmatrix}$ — матрицы преобразования внешних воздействий;

$\vec{q} = \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \end{pmatrix}$, $\dot{\vec{q}} = \begin{pmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \end{pmatrix}$, $\ddot{\vec{q}} = \begin{pmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \end{pmatrix}$ — векторы обобщенных координат, скоростей и ускорений;

$\vec{h} = \begin{pmatrix} h_1 \\ h_2 \end{pmatrix}$, $\dot{\vec{h}} = \begin{pmatrix} \dot{h}_1 \\ \dot{h}_2 \end{pmatrix}$ — векторы внешних кинематических воздействий и их скоростей.

Условие независимости вертикальных линейных и угловых колебаний инспекционного снаряда в его продольной вертикальной плоскости симметрии

Важной характеристикой любой подвески, в частности транспортных средств, является степень связанности собственных колебаний. Для снижения колебаний следует проектировать подвески с полной развязкой частот, тогда возмущение по любой из обобщенных координат вызывает колебания лишь по ней. При невозможности полной развязки следует стремиться к развязке частичной [6]. В рассматриваемом случае разделения собственных колебаний по координатам q_1 и q_2 можно достичь, если обратить в ноль все недиагональные элементы матриц жесткости C и демпфирования B, т. е.

$$c_2 l_2 = c_1 l_1; \tag{2}$$

$$b_2 l_2 = b_1 l_1. \tag{3}$$

Если использовать понятия "центр жесткости" и "центр демпфирования", то при выполнении условий (2) и (3) эти центры должны совпадать с центром O масс аппарата. Таким образом, при проектировании снаряда нужно стремиться к совмещению центра жесткости и центра демпфирования с центром масс аппарата. Эту рекомендацию следует применять и к аналогичным центрам по другим возможным направлениям колебаний.

В вертикальной продольной плоскости симметрии при выполнении условия (2) получим следующие собственные частоты, Гц, свободных колебаний аппарата:

вертикальных линейных $\vartheta_в = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{2(c_1 + c_2)}{M_O}}$;

угловых $\vartheta_у = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{2(c_1 l_1^2 + c_2 l_2^2)}{J}}$.

Из условий лучшей виброзащиты желательно, чтобы эти частоты были одинаковыми [6]. Это возможно при выполнении следующего условия:

$$J(c_1 + c_2) = M_O(c_1 l_1^2 + c_2 l_2^2). \tag{4}$$

Определение соотношения конструктивных параметров инспекционного аппарата, обеспечивающего независимость колебаний переднего и заднего опорных поясов

Рассмотрим перемещения переднего ($y_1 = q_1 - q_2 l_1$) и заднего ($y_1 = q_1 + q_2 l_2$) опорных поясов. Обозначим силы взаимодействия опорных поясов аппарата с трубой через F_1 и F_2:

$$b_1(\dot{q}_1 - \dot{q}_2 l_1 - \dot{h}_1) + b_1(\dot{q}_1 - \dot{q}_2 l_1) + \\ + c_1(q_1 - q_2 l_1 - h_1) + c_1(q_1 - q_2 l_1) = F_1;$$

$$b_2(\dot{q}_1 + \dot{q}_2 l_2 - \dot{h}_2) + b_2(\dot{q}_1 + \dot{q}_2 l_2) + \\ + c_1(q_1 + q_2 l_2 - h_2) + c_2(q_1 + q_2 l_2) = F_2.$$

Решив уравнение (1) относительно F_1 и F_2, получим:

$$\begin{cases} F_1 = -\ddot{y}_1\left(\dfrac{M_O l_2^2 + J}{l^2}\right) + \ddot{y}_2\left(\dfrac{J - M_O l_1 l_2}{l^2}\right); \\ F_2 = -\ddot{y}_2\left(\dfrac{M_O l_1^2 + J}{l^2}\right) + \ddot{y}_1\left(\dfrac{J - M_O l_1 l_2}{l^2}\right). \end{cases}$$

Вторые члены правых частей этих выражений характеризуют связь между колебаниями переднего и заднего опорных поясов аппарата. При условии

$$J \approx M_O l_1 l_2 \tag{5}$$

колебания передней части, определяемой координатой y_1, и колебания задней части, определяемой координатой y_2, будут протекать независимо друг от друга, вследствие чего колебания аппарата будут уменьшаться. При аналитических расчетах можно исходить из того, что динамическая схема аппарата представляет собой две динамические системы — массой M_1 и массой M_2 (рис. 2, индексы "1" и "2" опущены). Части подрессоренной массы, приходящиеся на упругие элементы опорных поясов, определяются соответственно по формулам:

$$M_1 = \frac{M_O l_2^2 + J}{l^2} \approx \frac{M_O l_2^2 + M_O l_1 l_2}{l^2} = M_O \frac{l_2}{l};$$

$$M_2 = \frac{M_O l_1^2 + J}{l^2} \approx \frac{M_O l_1^2 + M_O l_1 l_2}{l^2} = M_O \frac{l_1}{l}.$$

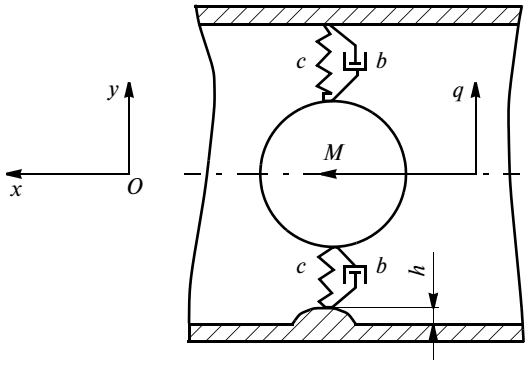


Рис. 2. Одномассовая динамическая схема

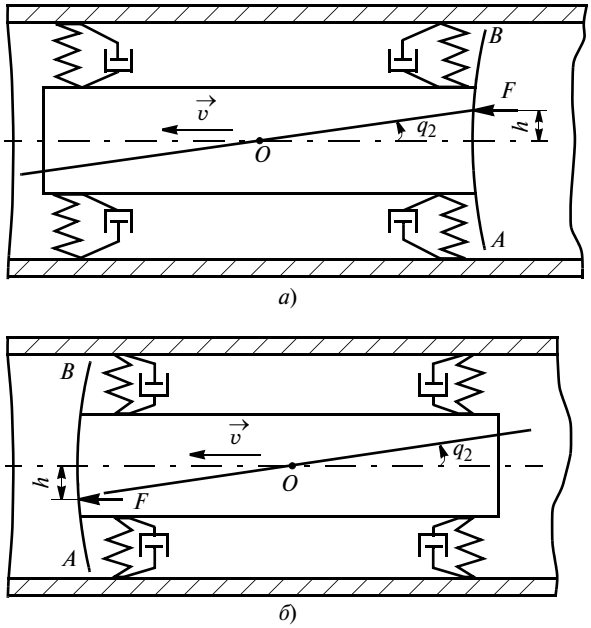


Рис. 3. Варианты расположения тягового динамического устройства

Уравнение движения одномассовой системы (см. рис. 2) имеет вид: $M\ddot{q} + b(\dot{q} - \dot{h}) + b\dot{q} + c(q - h) + cq = 0$. Собственные частоты свободных колебаний аппарата при выполнении условия (5) определяются по формулам:

передней части $\vartheta_1 = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{2c_1}{M_1}} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{2c_1 l}{M_O l_2}}$;

задней части $\vartheta_2 = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{2c_2}{M_2}} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{2c_2 l}{M_O l_1}}$.

Для обеспечения лучшей виброзащиты желательно, чтобы $\vartheta_1 = \vartheta_2$, что выполнимо при $c_1 l_1 = c_2 l_2$, т. е. при условии (2). Отметим, что при практической реализации требования (5) основные массы узлов аппарата нужно размещать вблизи опорных поясов, что бывает трудно выполнить по условиям компоновки. В этом случае рекомендуется ограничиться выполнением условий (2) и (3) или только условия (2).

Рекомендация по размещению динамического тягового устройства

Для создания тяговых сил и регулирования скорости движения снаряда его можно оснастить гидро- или аэродинамическим байпасным устройством, которое по конструктивным соображениям можно расположить в передней или задней части снаряда, так как в центральной части снаряда размещается диагностическая аппаратура. Лучшее расположение устройства можно определить, рассмотрев устойчивость возмущенного движения аппарата. Если тяговое устройство *AB* расположено сзади аппарата (рис. 3, *а*), то при случайном отклонении на небольшой угол q_2 равнодействующая *F* движущих сил на плече *h* относительно центральной оси (точки *O*) будет создавать момент $M = Fh$, увеличивающий отклонение аппарата и, следовательно, неустойчивость движения. При размещении устройства перед аппаратом (рис. 3, *б*) возникающий момент *M* будет направлен уже против углового возмущения q_2, т. е. движение стабилизируется.

Таким образом, для повышения качества регистрируемой диагностической информации нужно принять меры по снижению колебаний инспекционного снаряда. Частично это можно сделать на стадии проектирования, используя предлагаемые рекомендации, которые при выполнении условий (2)—(5) или некоторых из них позволят обеспечить полное или частичное разделение колебаний аппарата на независимые колебания по отдельным координатам и, следовательно, снизить вибрации аппарата при движении по трубе. При оснащении аппарата гидро- или аэродинамическим тяговым устройством его рекомендуется устанавливать в передней части аппарата, что повышает устойчивость движения последнего.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **16-я Международная** деловая встреча "Диагностика-2006". В 2 т. Т. 1. М.: ООО "ИРЦ Газпром", 2006. 408 с.

2. **Аксенов Д. В., Щербаков В. И., Лещенко В. В.** Исследование автоколебаний аппарата-дефектоскопа газовых магистралей // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2012. № 6. С. 25—29.

3. **Технический** паспорт. Коррозионный поршень CDP 20" (530 мм). ООО "НТЦ "Нефтегаздиагностика", 2011. 3 с.

4. **Теория** колебаний в автомобиле- и тракторостроении / А. С. Гусев, А. Л. Карунин, Н. А. Крамской и др. М.: МГТУ "МАМИ", 2007. 336 с.

5. **Щербаков В. И., Чабунин И. С.** Избранные задачи по динамике механических конструкций. М.: МГТУ "МАМИ", 2011. 288 с.

6. **Вибрации** в технике: Справочник в 6 т. Т. 6. / Под ред. К. В. Фролова. М.: Машиностроение, 1995. 456 с.

УДК. 621.941.01.001.57

А. А. КОШИН, д-р техн. наук (Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск),
Н. Д. ЮСУБОВ, д-р техн. наук (Азербайджанский технический университет, г. Баку, Азербайджан),
e-mail: Nizami_Yusubov@mail.ru

Элементы матричной теории точности многоинструментной обработки в пространственных наладках

Разработаны и классифицированы модели погрешностей многоинструментной обработки. Установлено влияние на точность обработки структуры многоинструментной наладки, деформационных свойств технологических систем, режимов резания. На базе разработанной теории точности показаны пути управления многоинструментной обработкой.

Ключевые слова: многоинструментная обработка, наладка, структура, технологическая подсистема, деформационные свойства, режим резания, матричная теория резания.

The processing errors models of multitool cutting are developed and classified. The influence of multitool setup structure, deformation properties of technological systems and cutting modes on processing accuracy is established. The ways of multitool cutting control are shown, basing on the developed theory of accuracy.

Keywords: multitool cutting, setup, structure, technological subsystem, deformation properties, cutting mode, matrix theory of cutting.

В технологии машиностроения многоинструментная обработка занимает важное место. Многоинструментные наладки благодаря концентрации технологических переходов для большой номенклатуры деталей позволяют выполнять на одной токарно-автоматной операции весь формообразующий технологический передел вплоть до термической обработки и даже полную обработку: от заготовки до готовой детали.

Номенклатура токарных станков, работающих с многоинструментными наладками, достаточно велика. Гамма традиционных многоинструментных токарных станков-автоматов с управлением кулачковым командоаппаратом составляет более 220 моделей. Еще больше расширяют эту номенклатуру современные станки с ЧПУ. К настоящему времени выпускаются более 50 моделей станков с ЧПУ, предусматривающих работу с многоинструментными наладками. Небольшими сериями выпускаются многошпиндельные токарные станки с ЧПУ с возможностью совмещения переходов, что свойственно многошпиндельным автоматам, и гибкого управления, что свойственно станкам с ЧПУ.

Анализ заводских технологий показал, что переход от универсальных станков к простейшим одноинструментным станкам с ЧПУ повышает производительность в среднем в 2,3 раза, а переход к многоинструментным токарным автоматам — в 3,9 раза. Применение многоинструментных совмещенных наладок на многошпиндельных станках-автоматах повышает их производительность до 6 раз.

Токарные автоматы и полуавтоматы и особенно современные станки с ЧПУ имеют большой потенциал и по концентрации переходов, и по обеспечению точности обработки. Станки с револьверной головкой или с магазином инструментов позволяют сконцентрировать на одной токарно-автоматной операции до 20 переходов, а многошпиндельные станки — до 30 переходов. Современные станки с ЧПУ при использовании многоинструментных наладок обеспечивают точность обработки до 8-го квалитета.

Однако анализ востребованности широких технологических возможностей многоинструментных токарных автоматов показал, что возможности по концентрации переходов используются на 63 %, по точности обработки ограничиваются 14-м—12-м квалитетами, а число инструментов в многоинструментных наладках на предприятиях не превышает 4. Еще хуже обстоит дело с использованием современных станков с ЧПУ: многоинструментная обработка предусмотрена лишь в наладках, спроектированных заводом-изготовителем.

Следовательно, повышение эффективности использования технологических возможностей многоинструментной обработки на современных многосуппортных и многошпиндельных станках с ЧПУ токарной группы является актуальной проблемой современного машиностроения.

Причина крайне низкого уровня использования технологических возможностей современного оборудования с ЧПУ кроется в полном отсутствии нормативных рекомендаций по проектированию многоинструментных наладок и назначению режимов резания для данного оборудования. Нормативный справочник [1] режимов резания для многоинструментной токарной обработки, разработанный под руководством А. А. Кошина (1989 г.), охватывает только традиционные кулачковые автоматы. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для станков с ЧПУ (1990 г.), разра-

ботанные под руководством В. И. Гузеева, рассматривают лишь одноинструментные наладки [2].

Для многоинструментной обработки на станках с ЧПУ нормативные рекомендации отсутствуют. Проектирование такой обработки основано на квалификации наладчика, технологи зачастую избегают таких сложных наладок, и большой технологический потенциал современных станков с ЧПУ не используется. Чтобы изменить создавшуюся ситуацию, необходимо разработать теорию проектирования многоинструментной обработки с учетом возможностей современных станков с ЧПУ.

Основы теории проектирования и оптимизации многоинструментной обработки, изложенные в работе [3], базируются на учете силового взаимовлияния всех инструментов многоинструментной наладки. Однако были рассмотрены лишь простейшие плоские многоинструментные наладки для станков-автоматов с кулачковым управлением.

Вопросы проектирования контурной обработки на станках с ЧПУ, рассмотренные в работах В. И. Гузеева [4 и др.], посвящены лишь одноинструментной обработке.

Теория проектирования многоинструментной обработки на современных многосуппортных и многошпиндельных станках с ЧПУ также должна базироваться на балансе силового взаимодействия инструментов наладки, но при этом учитывать возможность движения инструментов по криволинейной траектории и их произвольное пространственное расположение. Поэтому для разработки теории в первую очередь необходима модель погрешностей обработки в многоинструментных наладках с пространственным расположением инструментов с учетом одновременного воздействия всех составляющих сил резания от всех инструментов наладки и упругих перемещений технологической системы по всем координатам. Для создания модели удобен аппарат аналитической механики, описывающий силовое упругое взаимодействие системы тел в пространстве, который базируется на теории матриц, т. е. необходимо создать матричную теорию точности многоинструментной обработки.

Принципы и структура теории

На базе анализа многоинструментных наладок и способов их реализации создан комплекс математических моделей погрешностей выполняемых размеров [5—10]. На рис. 1 представлена систематика разработанных моделей погрешностей обра-

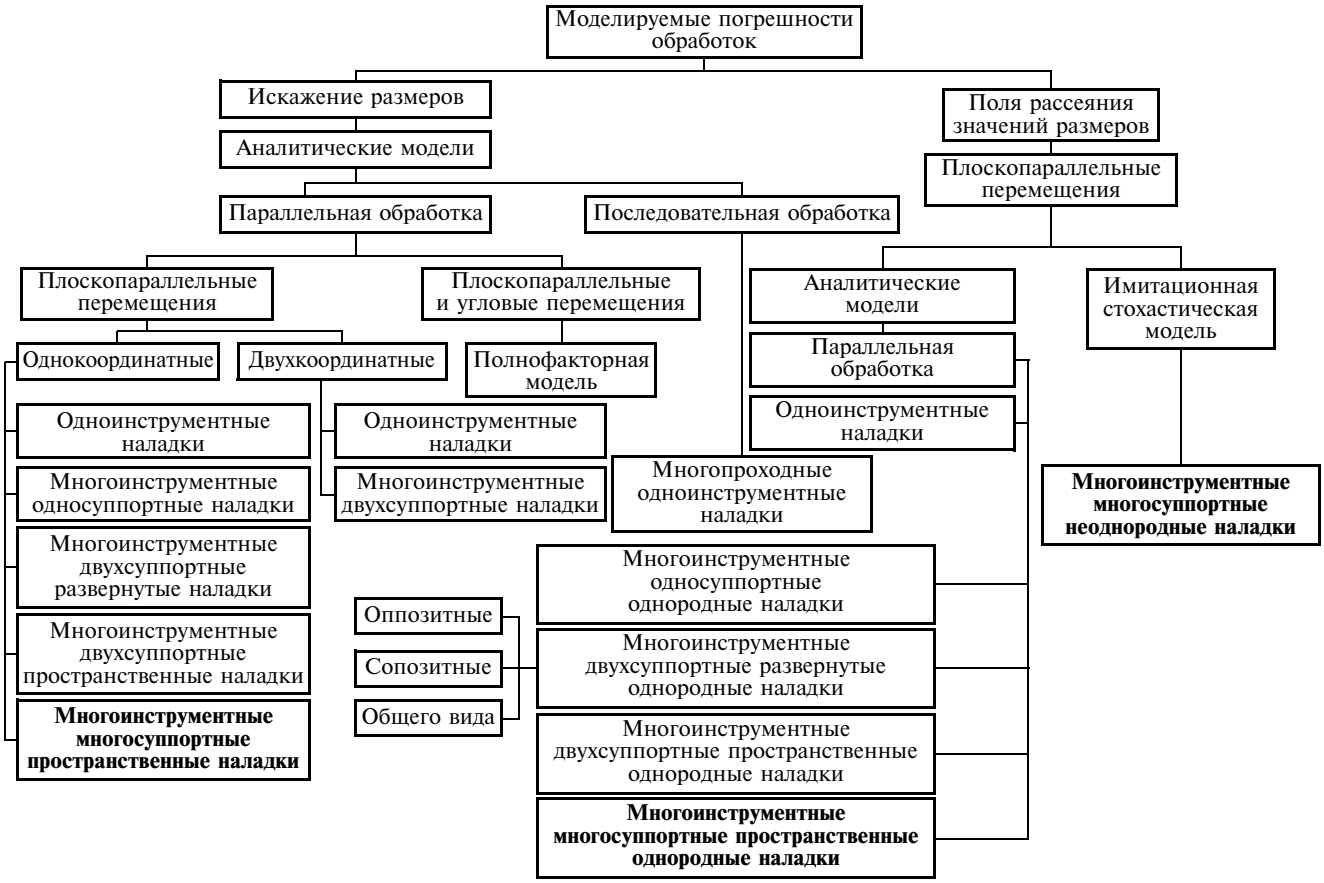


Рис. 1. Систематика моделей погрешностей обработки

боток по шести основным признакам, к которым относятся:

1) моделируемые погрешности (искажение выполняемого размера и его поле рассеяния);

2) организация работы при многоинструментной обработке (параллельная, последовательная);

3) число управляемых координат (однокоординатная и двухкоординатная обработки);

4) структура многоинструментной наладки (20 типовых классов наладок);

5) категория модели (аналитическая и имитационная стохастическая модели);

6) виды упругих перемещений (плоскопараллельные, плоскопараллельные и угловые).

Этот комплекс математических моделей охватывает практически все виды наладок и способов реализации многоинструментной обработки как на традиционных токарных автоматах и полуавтоматах с кулачковым командоаппаратом, так и на многоцелевых станках с ЧПУ токарной группы.

Для каждой модели существует область эффективного применения. Так, для более простых по механизму формирования погрешностей в виде искажения выполняемых размеров разработаны типовые аналитические модели для основных классов многоинструментных наладок, ориентированных на разные группы токарно-автоматного оборудования.

Математические модели искажения размера и полей рассеяния его значений учитывают основные факторы погрешности обработки, к которым относятся:

припуск (глубина t резания) и его колебания Δt;

жесткость технологической системы [e_0, e_i, e_{0i}, $i = 1, ..., n$] и ее разброс [Δe_0, Δe_i, Δe_{0i}, $i = 1, ..., n$];

прочностные свойства обрабатываемого материала (параметры C_i, входящие в степенные зависимости для составляющих силы резания [11]: $p_i = C_i t^{x_i} S^{y_i} v^{z_i}$, где $i = x; y; z$) и их нестабильность ν;

режимы резания: подача S, скорость v резания;

геометрия режущего инструмента (поправочные коэффициенты $K_{\gamma p_i}$, $K_{\alpha p_i}$, $K_{\varphi p_i}$, $K_{\varphi_1 p_i}$, K_{rp_i}, где $i = x; y; z$);

виды режущего и обрабатываемого материалов (коэффициенты C_{p_i}, где $i = x; y; z$);

твердость обрабатываемого материала (коэффициенты $K_{\text{м}p_i}$, где $i = x; y; z$) и вид обработки.

В справочной литературе (например, [11]) приведены таблицы значений указанных параметров, показателей степеней x_i, y_i, z_i и поправочных коэффициентов для традиционных и хорошо изученных условий резания.

Множество факторов, учитываемых при создании моделей, обеспечивают эффективность их использования для анализа и прогнозирования точности обработки. Разработанный комплекс математических моделей погрешностей выполняемых размеров в многоинструментных наладках разных видов составляет базу теории точности многоинструментной обработки. Создаваемые на этой базе методы позволяют получить решения прямой и обратной задач.

Прямая задача — прогнозирование точностных параметров всех выполняемых размеров для заданной структуры многоинструментной наладки и ее параметров (геометрия режущих инструментов, режимы резания).

Обратная задача может быть двух видов:

определение допустимых режимов резания для заданной структуры многоинструментной наладки и заданных точностных показателей всех выполняемых размеров — задача управления многоинструментной обработкой;

проектирование эффективной структуры многоинструментной наладки для заданной схемы обработки и точностных показателей всех выполняемых размеров — задача формирования структуры наладки.

Ввиду существенной разницы уровней сложности разработанных моделей погрешности целесообразно следующее их использование при решении перечисленных задач теории точности обработки:

простые типовые модели погрешности обработки, ориентированные на отдельные классы многоинструментных наладок применительно к определенным группам станков, используют при разработке норм режимов резания;

сложные обобщенные аналитические модели (особенно имитационную стохастическую модель) используют в качестве базы в САПР соответствующих операций с многоинструментными наладками общего вида.

Управление процессом обработки при многоинструментной двухсуппортной наладке

Имеем два основных параметра управления — подача S_1 продольного и подача S_2 поперечного суппортов. Область подач, допустимых по точности выполнения размеров, в этом случае будет многомерной. Аналитически такая область может быть задана в виде неравенства, которое ограничивает параметры управления и формируется из соответствующей модели точности обработки. Для диаметральных размеров, выполняемых инструментом

продольного суппорта, получим выражения (модель) для области допустимых подач S_1 и S_2:

$$\Delta g_1 \geqslant$$

$$\geqslant \begin{cases} \omega\left[e^{01} t_1 \overline{p_t^1} - e^0 t_2 \overline{p_t^2}\right] + \left[e^{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} + e^0 \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2}\right] \\ \text{при } e^{01} t_1 \overline{p_t^1} - e^0 t_2 \overline{p_t^2} \le -\dfrac{e^{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} + e^0 \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2}}{2}; \\ \left(1 + \dfrac{\omega}{2}\right)\left[e^{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} + e^0 \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2}\right] \\ \text{при } e^{01} t_1 \overline{p_t^1} - e^0 t_2 \overline{p_t^2} \le \dfrac{e^{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} + e^0 \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2}}{2}; \\ -\omega\left[e^{01} t_1 \overline{p_t^1} - e^0 t_2 \overline{p_t^2}\right] + \left[e^{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} + e^0 \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2}\right] \\ \text{при } \dfrac{e^{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} + e^0 \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2}}{2} \le e^{01} t_1 \overline{p_t^1} - e^0 t_2 \overline{p_t^2}. \end{cases} \quad (1)$$

Здесь Δg_1 — заданная величина, т. е. часть поля допуска на выполняемый размер, которую выделяют для динамических составляющих погрешности обработки; $\overline{p_t^i}$ и $\overline{p_{\Delta t}^i}$ — векторы, характеризующие влияние соответственно глубин t_1 и t_2 резания на продольном и поперечном суппортах и колебаний Δt_1 и Δt_2 припусков; $\omega = \Delta e + \nu$ — величина, характеризующая суммарный разброс свойств технологической системы.

Для линейных размеров, выполняемых инструментами поперечного суппорта, при их разностороннем расположении получим соответствующее ограничение по точности подачи:

$$\Delta g_2 \geqslant$$

$$\geqslant \begin{cases} \omega\left[e^{02} t_2 \overline{p_t^2} - e^0 t_1 \overline{p_t^1}\right] + \left[e^{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}\right] \\ \text{при } e^{02} t_2 \overline{p_t^2} - e^0 t_1 \overline{p_t^1} \le -\dfrac{e^{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2}; \\ \left(1 + \dfrac{\omega}{2}\right)\left[e^{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}\right] \\ \text{при } e^{02} t_2 \overline{p_t^2} - e^0 t_1 \overline{p_t^1} \le \dfrac{e^{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2}; \\ -\omega\left[e^{02} t_2 \overline{p_t^2} - e^0 t_1 \overline{p_t^1}\right] + \left[e^{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}\right] \\ \text{при } \dfrac{e^{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2} \le e^{02} t_2 \overline{p_t^2} - e^0 t_1 \overline{p_t^1}. \end{cases} \quad (2)$$

При одностороннем расположении инструментов имеем:

$$\Delta g_2 \geqslant \omega[e^{02} t_2 \overline{p_t^2} + e^0 t_1 \overline{p_t^1}] + [e^{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}]. \quad (3)$$

Поскольку подачи продольного (S_1) и поперечного (S_2) суппортов являются основными параметрами управления, наибольший интерес в модели управления представляют области допустимых изменений именно этих параметров.

На рис. 2 представлены области диаметральных размеров, описываемые моделью (1). Область допустимых подач формируется линиями *1*, *2* и *3*, каждая из которых описана отдельным уравнением модели (1) и соответствует случаю, когда выражение положительно [первое уравнение модели (1)], отрицательно [третье уравнение] или описывает зону сбалансированности наладки [второе уравнение].

Из возможных областей допустимых значений подач S_1 и S_2 предпочтителен вариант, когда силовое взаимовлияние инструментов продольного и поперечного суппортов позволяет увеличивать подачи по сравнению с одноинструментной обработкой (см. рис. 2, *а*, *б*). В зависимости от соотношения глубин резания инструментом продольного и поперечного суппортов область значений S_1 и S_2 может быть вытянута либо по вертикали, либо по горизонтали. Возможны варианты, когда силовое взаимовлияние инструментов таково, что по одной оси область возрастает, а по другой — убывает (см. рис. 2, *в*, *г*), а также возможно от-

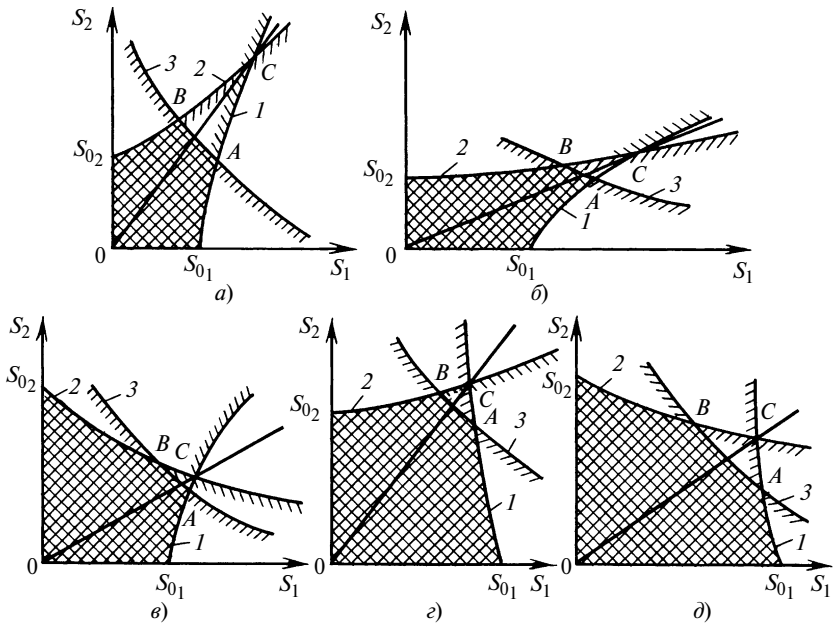


Рис. 2. Области подач S_1 и S_2, допустимых по точности диаметральных размеров, выполняемых инструментом продольного суппорта при многоинструментной двухсуппортной обработке:
а — увеличение S_1 и S_2 при $t_1 \gg t_2$; *б* — увеличение S_1 и S_2 при $t_1 \ll t_2$; *в* — увеличение S_1, убывание S_2; *г* — убывание S_1, увеличение S_2; *д* — убывание S_1 и S_2

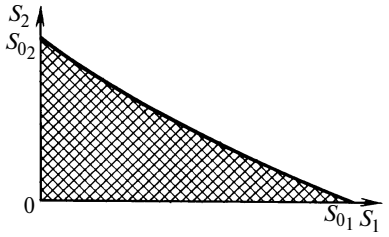


Рис. 3. Область подач, допустимых по точностьи линейных размеров, выполняемых инструментом поперечного суппорта

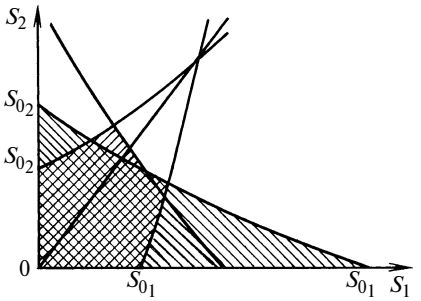


Рис. 4. Формирование области подач, допустимых при одновременном учете двух ограничений по точности выполняемых размеров

рицательное взаимовлияние инструментов, когда область значений S_1 и S_2 убывает по обеим координатам (см. рис. 2, *д*).

Для линейных размеров, выполняемых инструментами поперечного суппорта, при их разностороннем расположении, для которых ограничения по точности описываются моделью (2), формирование области допустимых значений аналогично формированию области диаметральных размеров. Поэтому область допустимых подач будет иметь такой же вид (см. рис. 2).

Для линейных размеров, выполняемых инструментами поперечного суппорта при их одностороннем расположении, ограничения по точности описываются одним уравнением (3), не содержащим знака абсолютной величины, поэтому область допустимых подач имеет простую форму (рис. 3).

В двухинструментной двухсуппортной наладке формируются два размера: диаметральный — инструментом продольного суппорта; линейный — инструментом поперечного суппорта. Поэтому при двухсуппортной обработке необходимо учитывать одновременно два ограничения по подачам.

Область допустимых подач при одновременном учете двух ограничений можно получить наложением двух допустимых областей, т. е. получаем область, где одновременно выполняются оба ограничения.

Наложение областей (рис. 4) параметров, допустимых по точности диаметрального размера, выполняемого инструментом продольного суппорта, и линейного, выполняемого инструментом поперечного суппорта, получено для наладки $Y0C_10(y)S_1(x)[u1(y)] \cup Y0C_21(y)S_2(y)[u9(-y)]$ (см. работу [12]): заготовка — сталь 45, квалитет точности по Z_1 и Z_2 — $IT12$; продольный суппорт — проходной резец Р6М5, $\varphi_1 = 60°$, $\gamma_1 = 15°$, $r_1 = 2$ мм, $S_1 = 0{,}3$ мм/об; поперечный суппорт — подрезной резец Р6М5, $\varphi_2 = 60°$, $\gamma_2 = 15°$, $r_2 = 2$ мм, $S_2 = 0{,}3$ мм/об; нестабильность технологической системы $\omega = 0{,}2$.

Очевидно, что для разных точностей линейного и диаметрального размеров и условий их выполнения области отдельных допустимых значений могут частично перекрываться. В этом случае итоговая область совпадет с одной из областей, которая и определит лимитирующий переход.

Таким образом, разработанная теория позволяет прогнозировать точность обработки для заданных условий (структура наладки, свойства технологической системы, условия обработки), что можно использовать в САПР многоинструментной токарной обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Общемашиностроительные** нормативы времени и режимов резания на токарно-автоматные работы. ЦБНТ. М.: Экономика, 1989. Ч. 1, 284 с. Ч. 2, 301 с.
2. **Гузеев В. И., Батуев В. А., Сурков И. В.** Режимы резания для токарных и сверлильно-фрезерно-расточных станков с числовым программным управлением: Справочник. М.: Машиностроение, 2005. 363 с.
3. **Кошин А. А.** Теория точности и оптимизация многоинструментной токарной обработки: Дис. ... д-ра техн. наук. Челябинск, 1997. 290 с. Машинопись.
4. **Гузеев В. И.** Теория и методика расчета производительности контурной обработки деталей разной точности на токарных и фрезерных станках с ЧПУ: Автореф. дис. ... д-ра. техн. наук. Челябинск, 1994. 517 с. Машинопись.
5. **Кошин А. А., Юсубов Н. Д.** Аналитические основы моделей силового взаимодействия подсистем технологической системы в процессах обработки резанием // Современные проблемы машиностроения и приборостроения. Докл. междунар. науч.-техн. конф. Баку: АзТУ, 2005. С. 67—70.
6. **Юсубов Н. Д.** Обобщение теории точности многоинструментной токарной обработки. Баку: Наука, 2007. 362 с.
7. **Юсубов Н. Д.** Матричная полнофакторная модель искажения размеров, выполняемых в многоинструментных наладках // Техника машиностроения. 2008. № 1 (65). С. 36—39.
8. **Юсубов Н. Д.** Матричные модели точности обработки в одноинструментной токарной обработке // Технология машиностроения. 2009. № 1. С. 41—45.
9. **Юсубов Н. Д.** Алгоритмизация аналитической модели полей рассеяния размеров, выполняемых в многоинструментных многосуппортных наладках // Вестник машиностроения. 2008. № 2. С. 54—56.
10. **Юсубов Н. Д.** Матричные модели точности в многоинструментальных двухсуппортных наладках // Вестник машиностроения. 2009. № 3. С. 52—54.
11. **Справочник** технолога-машиностроителя / Под ред. А. М. Дальского, А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова, А. Г. Суслова. М.: Машиностроение-1, 2003. Т. 1, 912 с; Т. 2, 944 с.
12. **Юсубов Н. Д.** Принципы классификации многоинструментных наладок // Механика. Машиностроение. 2006. № 3. С. 23—26.

УДК 539.013

В. Б. БУЛАНОВ, И. Е. СЕМЕНОВ-ЕЖОВ, А. А. ШИРШОВ, кандидаты технических наук
(МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: chirchovaa@mail.ru

Концентрация напряжений в симметричном двуплечем рычаге при поперечном изгибе

Приведены результаты исследования концентрации напряжений в плоском рычаге с заполненным отверстием при поперечном изгибе. Получены зависимости коэффициента концентрации напряжений от натяга (зазора), изгибающего момента, поперечной силы и относительной ширины пластины.

Ключевые слова: концентрация напряжений, номинальное напряжение, поперечный изгиб, поперечная сила, натяг, зазор.

The research results of stress concentration in plane lever with filled hole under lateral bending are presented. The dependencies of stress concentration coefficient from the interference (gap), bending moment, lateral force and relative plate width are obtained.

Keywords: stress concentration, nominal stress, lateral bending, lateral force, interference, gap.

Результаты многочисленных исследований концентрации напряжений в пластинах и проушинах, нагруженных силой посредством болтов, вставленных в отверстия, приведены в монографии [1]. Менее изучено напряженное состояние рычажных систем, в которых напряжения зависят не только от приложенной силы и радиального натяга (зазора), но и от изгибающего момента (рис. 1).

В работе [2] изложены результаты решения задачи о концентрации напряжений в рычаге с запрессованным в отверстие на оси симметрии диском, которое получено на основании решения Ламе. Сведения о концентрации напряжений в рычаге с симметрично расположенным цилиндрическим отверстием при чистом изгибе в плоскости рычага приведены в работе [3]. Результаты экспериментального исследования напряженно-деформированного состояния (НДС) в окрестности отверстия диаметром 50 мм в плоской модели симметричного двуплечего рычага шириной 80 мм в центральной части, в центральное отверстие которого плотно (без натяга и зазора) вставлен диск, представлены в работе [4]. Приведена зависимость коэффициента концентрации напряжений (ККН) от изгибающего момента при постоянной поперечной силе.

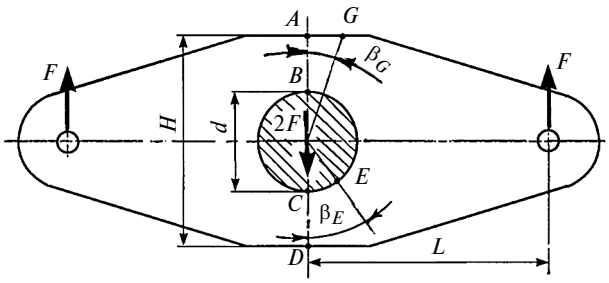


Рис. 1. Схема нагружения двуплечего рычага

В работе [5] приведены результаты исследования НДС при поперечном изгибе симметричной полосы, постоянной толщины с центральным отверстием, в которое вставлен с натягом диск, полученные как экспериментальным (поляризационно-оптическим), так и численным (МКЭ) методами.

В настоящей статье представлены результаты численного исследования концентрации напряжений в рычаге при разных соотношениях изгибающего момента $M_x = FL$, относительного натяга (зазора) Δ и геометрических параметров: $\alpha = H/d$ и $\eta = L/d$ (см. рис. 1). В зависимости от соотношений значений F, Δ, α и η максимальные эквивалентные напряжения оказываются либо в зоне контакта на контуре отверстия в окрестностях точек C или E, либо на наружном контуре в точке D. На наружном контуре имеет место одноосное напряженное состояние, а в точках C и E — двухосное с главными напряжениями разного знака. В верхней части рычага, сжатой в продольном направлении, напряжения меньше, чем в нижней, причем наибольшие напряжения возникают не в ослабленном сечении (точка A), а на некотором удалении от него (точка G), как и при чистом изгибе полосы с незаполненным отверстием [3].

При одноосном напряженном состоянии ККН K_σ — это отношение максимального напряжения σ_{max} к номинальному σ_{nom}, а при двухосном напряженном состоянии — отношение максимального эквивалентного напряжения $\sigma_{e\,max}$ к номинальному напряжению σ_{nom} [6]: $K_\sigma = \sigma_{max}/\sigma_{nom}$ или $K_\sigma = \sigma_{e\,max}/\sigma_{nom}$.

Эквивалентное напряжение определяли по условию начала текучести наибольших касательных напряжений.

Значение ККН существенно зависит от выбора номинального напряжения. За номинальное напряжение можно принять любую величину, имеющую размерность напряжения. Так, в работе [4] за номинальное напряжение принято среднее контактное давление p_m от поперечной силы (см. рис. 1):

$$p_m = 2F/(dt), \qquad (1)$$

где t — толщина пластины.

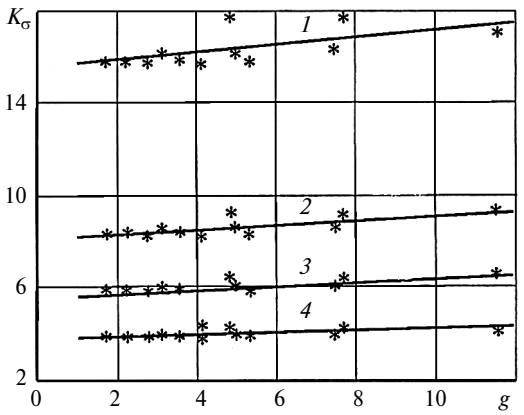


Рис. 2. Зависимости K_σ от g при натяге $\Delta = 0{,}4$ % и $\sigma_{nom} = 50$ (*1*), 100 (*2*), 150 (*3*) и 250 МПа (*4*)

В нашем случае за номинальное напряжение взято максимальное напряжение в ослабленном сечении при чистом изгибе пластины с отверстием моментом M_x [3]:

$$\sigma_{nom} = \frac{M_x}{W_x} = \frac{6M_xH}{(H^3 - d^3)t}, \qquad (2)$$

где W_x — момент сопротивления ослабленного сечения. Расчеты проведены для рычага и диска единичной толщины из одинаковых материалов (сталь, $E_c = 210$ ГПа, $\mu = 0{,}23$). Для установления зависимости ККН от изгибающего момента M_x, натяга (зазора) Δ и геометрических параметров α и η выполнены расчеты при их разных значениях: номинальное напряжение σ_{nom} — 50; 100; 150; 250 МПа; относительный натяг Δ — 0,4; 0,2; 0,1; 0,02 %; относительный зазор Δ — 0; −0,02; −0,1; −0,2 %; α — 1,4; 1,6; 1,8; 2,0; η — 2,0; 3,2; 4,8.

При расчете для выбранных значений σ_{nom}, Δ, α и η значение изгибающего момента M_x выбирали так, чтобы оно соответствовало выбранному номинальному напряжению.

Установлена следующая закономерность. При натягах более 0,1 % максимальные эквивалентные напряжения имеют место на контактной поверхности в ослабленном сечении (точка *C*). При отсутствии натяга и при зазоре наиболее опасной становится окрестность точки *D*. При натяге до 0,1 % при некоторой комбинации параметров нагружения максимальные эквивалентные напряжения действуют в окрестности точки *C* или точки *D*, при этом разница между ними составляет не более 6 %, а ККН не превышает 1,5. При некоторых соотношениях расчетных параметров наиболее нагруженная точка на дуге контакта смещается от оси симметрии (см. рис. 1, точка *E*) и ее угловая координата для короткого широкого рычага ($\alpha = 2$, $\eta = 2$) достигает 55° при $\Delta = 0{,}4$ %.

При натяге рассчитываем ККН по эквивалентным напряжениям в точке *C*, а при зазоре — в точке *D*. На рис. 2 приведены зависимости K_σ при натяге 0,4 % для четырех значений σ_{nom} от безразмерного параметра g:

$$g = \sigma_{nom}/p_m = 3\alpha\eta/(\alpha^3 - 1), \qquad (3)$$

где σ_{nom} и p_m определены соответственно по формулам (2) и (1).

Расчетные значения K_σ с достаточной точностью для постоянного σ_{nom} можно аппроксимировать прямой

$$K_\sigma = a + bg. \qquad (4)$$

На рис. 3, *а*, *б* приведены зависимости коэффициентов a и b от σ_{nom} для четырех значений натягов.

Рассмотрим определение K_σ на примере рычага с размерами (см. рис. 1): $d = 40$ мм, $L = 196$ мм,

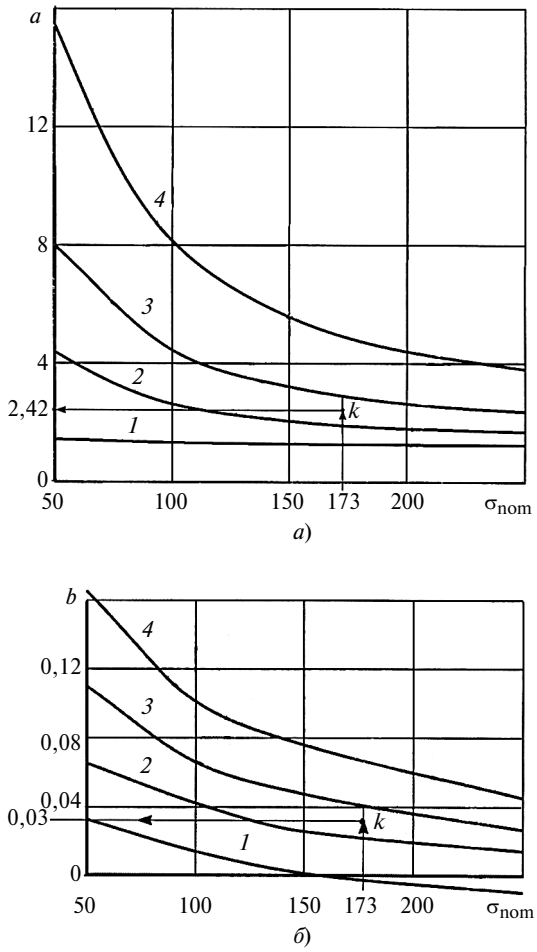


Рис. 3. Зависимости коэффициентов *a* (*а*) и *b* (*б*) от σ_{nom} при $\Delta = 0{,}02$ (*1*); 0,1 (*2*); 0,2 (*3*) и 0,4 % (*4*)

H = 70 мм, t = 12 мм, нагруженного силой F = 600 Н при натяге 0,15 %. Определяем относительные геометрические параметры: α = 70/40 = 1,75; η = = 196/40 = 4,8, по формуле (3) находим g = 5,78.

Вычисляем: изгибающий момент $M_x = FL$ = = 115 Н · м, W_x = 7970 мм^3 и σ_{nom} = 173 МПа. На рис. 3 показано определение коэффициентов a и b линейной интерполяцией: a = 2,42, b = 0,030. Зная коэффициенты a и $в$, по формуле (4) находим K_σ = 2,59. Расчетное значение K_σ для рычага с такими размерами составило 2,63, что совпадает с найденным значением (разность не превышает погрешности вычислений).

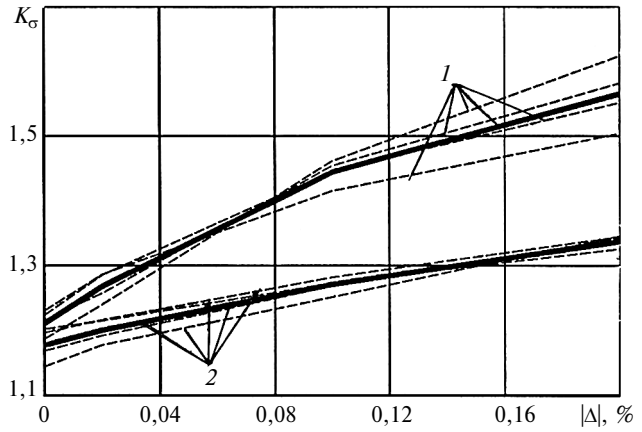


Рис. 4. Семейства кривых $K_\sigma = f(|\Delta|)$ при σ_{nom} = 50 (*1*) и 250 МПа (*2*)

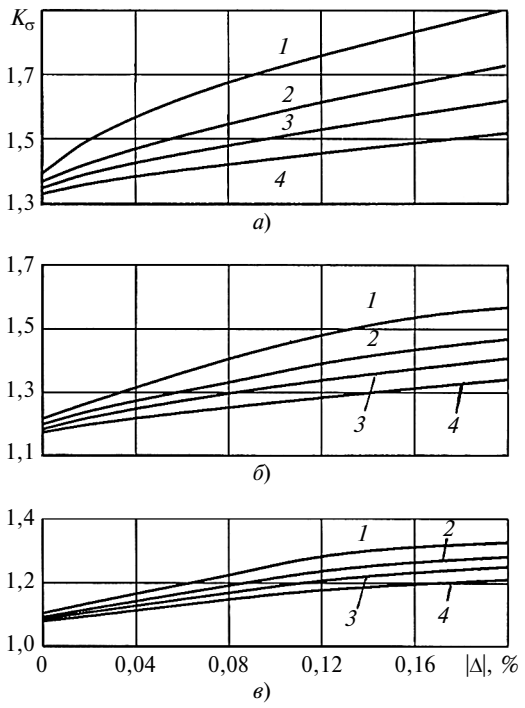


Рис. 5. Зависимости K_σ в точке D (см. рис. 1) от зазора $|\Delta|$ для σ_{nom} = 50 (*1*), 100 (*2*), 150 (*3*), 250 МПа (*4*) и η = 2 (*а*); 3,2 (*б*); 4,8 (*в*)

Заметим, что расчеты выполнены для диска и рычага из одинаковых материалов. Упругие свойства материалов влияют на контактное давление при наличии натяга. Это необходимо учитывать, если рычаг и диск — из разных материалов.

Контактное давление p_k при посадке сплошного диска из одного материала в кольцо из другого материала определяется по формуле [5]

$$p_k = \Delta \Big/ \left[\frac{1-\mu_д}{E_д} + \frac{1}{E_к}\left(\frac{\alpha^2+1}{\alpha^2-1} + \mu_к \right) \right], \qquad (5)$$

где $E_д$, $\mu_д$ и $E_к$, $\mu_к$ — упругие постоянные материалов соответственно диска и кольца.

Обозначим через p_n номинальное контактное давление при посадке диска в кольцо из одинаковых материалов ($E_д = E_к = E_с$). Введя коэффициент $\psi = p_k/p_n$ и используя формулу (5), получим:

$$\psi = 2\alpha^2/(\alpha^2-1)\left[\frac{E_с}{E_д}(1-\mu_д) + \frac{E_с}{E_к}\left(\frac{\alpha^2+1}{\alpha^2-1} + \mu_к \right) \right].$$

При определении ККН для материалов, отличных от сталей, контактное давление p_k, вычисляемое по формуле (5), умножают на поправочный коэффициент ψ и выполняют остальные действия так же, как и для рычага и диска из стали. Так, для рычага из алюминиевого сплава и стального диска ψ = 0,39 ± 0,02 (в зависимости от параметра α).

При наличии зазора ККН вычислен по напряжениям в точке D (см. рис. 1). В этом случае использование параметра g не дало заметных преимуществ, поэтому применили другой способ. На рис. 4 штриховыми линиями показаны два семейства кривых $K_\sigma = f(|\Delta|)$ при двух из рассмотренных (наименьшем и наибольшем) значениях σ_{nom} = 50 и 250 МПа. Каждая кривая семейства соответствует одному из значений параметра α. При σ_{nom} = const значения ККН в пределах одного семейства различаются не более чем на 10 %, что позволили заменить каждое семейство одной осредненной кривой (толстые линии на рис. 4) для постоянного σ_{nom}. При этом максимальная разница не превысила 5 %.

На рис. 5, *а—в* показаны зависимости K_σ от зазора в виде трех семейств осредненных кривых, каждое из которых построено для приведенных ранее расчетных значений параметра η и четырех значений σ_{nom}.

Если размеры рычага и номинальные напряжения не совпадают с теми, для которых построены

УДК [621.7.08:62-47:621.01.63].001.573

М. Г. ГАЛКИН, канд. техн. наук, В. В. РЕПЕЦКИЙ (УрФУ им. Б. Н. Ельцина, г. Екатеринбург),
e-mail: v_repecki@mail.ru

Размерный анализ при обработке основных отверстий корпусных деталей с ориентацией по трем плоскостям

Приведены способ графического оформления размерного анализа, позволяющий структурировать представления операций механической обработки деталей типа корпуса, и расчет технологических размерных цепей, обеспечивающий назначение оптимальных припусков на обработку заготовки и формирование рационального технологического процесса.

Ключевые слова: технологический процесс, размерная схема, размерная цепь, исходный граф, производный граф, погрешность обработки.

The graphic design method of dimensional analysis, which allows structuring the interpretations of machining operations for box-type parts, and analysis of technological dimension chains, which provides optimal specifying of workpiece machining allowances and creation of rational manufacturing process, are presented.

Keywords: manufacturing process, dimensional sketch, dimension chain, parent graph, derivative graph, processing error.

При обработке основных отверстий в сплошном материале корпусных деталей, если измерительные и настроечные базы совпадают, обеспечивается равномерность удаляемого припуска по всему периметру отверстия даже при смещении его оси в исходной заготовке. На рис. 1 приведена схема равномерной обработки отверстия в случае, если на предшествующем переходе выполняется отверстие радиусом R_{i-1}, а на следующем — отверстие номинальным радиусом R_i; при этом по всему диаметру отверстия обеспечивается одинаковый припуск Z_i.

При несовпадении измерительных и настроечных баз неравномерность удаляемого при обработке припуска, обусловленная смещением оси отверстия, что характерно для заготовительного производства корпусных деталей, практически неизбежна. Следовательно, для повышения точности обработки таких деталей необходимо регламентировать точностные параметры заготовительного производства и оценивать влияние несовпадения баз на погрешности обработки.

Так как при обработке основных отверстий направления отклонений неизвестны, то при размерном анализе разложим их на возможные составляющие по осям выбранной системы координат.

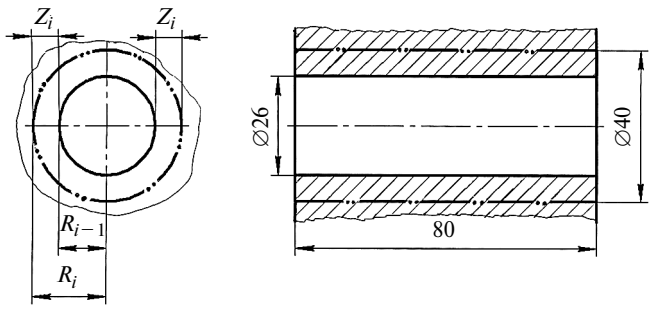


Рис. 1. Схема равномерной обработки основного отверстия корпусной детали

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 18)

кривые на рис. 5, то достаточно применить линейную интерполяцию.

Результаты данного исследования можно использовать при эскизном проектировании рычажных систем.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сухарев И. П.** Прочность шарнирных узлов машин. М.: Машиностроение, 1977. 168 с.
2. **Семенов-Ежов И. Е.** Концентрация напряжений в соединениях с натягом // Справочник. Инженерный журнал. 2000. № 4. С. 21—24.
3. **Петерсон Р.** Коэффициенты концентрации напряжений. М.: Мир, 1977. 302 с.
4. **Семенов-Ежов И. Е., Степанов И. А., Сухарев И. П.** Напряженно-деформированное состояние ступицы двуплечего рычага // Изв. вузов. Машиностроение. 1990. № 3. С. 26—31.
5. **Буланов В. Б., Семенов-Ежов И. Е., Ширшов А. А.** Изгиб рычага с заполненным отверстием // Изв. вузов. Машиностроение. 2012. № 6. С. 25—29.
6. **Семенов-Ежов И. Е., Буланов В. Б., Ширшов А. А.** Применение коэффициентов концентрации напряжений при расчетах на статическую и усталостную прочность // Изв. вузов. Машиностроение. 2003. № 8. С. 3—8.

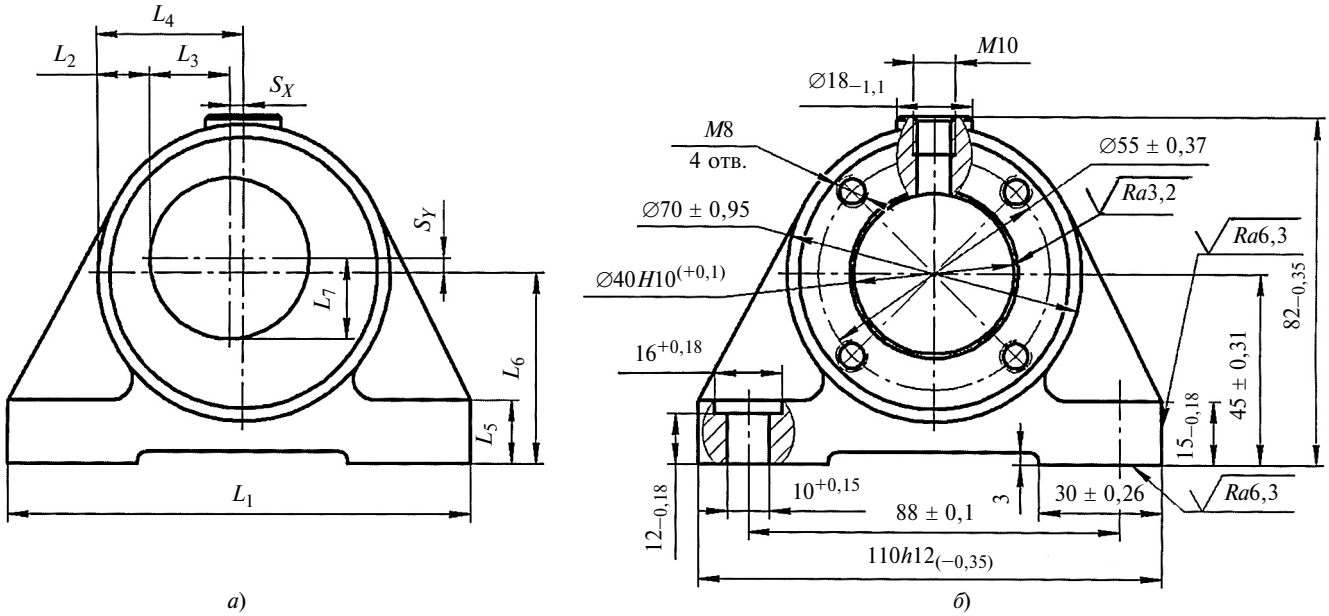


Рис. 2. Корпус подшипниковой опоры:
а — эскиз заготовки; *б* — чертеж детали

В качестве примера рассмотрим изготовление и обработку корпуса подшипниковой опоры (рис. 2). При обработке данной детали необходимо учитывать, что основное отверстие выполнено при литье заготовки, что обусловливает несовпадение его осей по чертежу детали и у исходной заготовки. Поэтому имеют место неравномерность припуска по периметру отверстия и отклонения его формы, что снижает производительность обработки.

Для формализации рекомендаций по снижению погрешностей заготовительного производства необходима математическая модель процесса обработки, учитывающая особенности образования размерных связей при выполнении технологического процесса. Для разработки такой математической модели требуется провести технологическое моделирование, включающее несколько этапов.

Первый этап — нумеруем на чертеже детали все обрабатываемые поверхности с учетом направлений выбранных координатных осей *X* и *Y*. Один из вариантов нумерации представлен на рис. 3 (обозначения в кружках): пронумерованы поверхности, которые влияют на обработку основного отверстия *3*.

Для реализации модели обработки отверстия *3* рассмотрим две схемы установки заготовки. Первая схема (рис. 4, *а*) — установка заготовки при подготовке чистовых баз для последующей обработки отверстия *3*, в качестве которых выбраны три плоскости на основании детали. Для их получения заготовку устанавливают на необработанную верхнюю плоскость основания и центрируют в подпружиненной призме по поверхности 2*x*. Вторая схема (рис. 4, *б*) — базирование заготовки по подготовленным трем плоскостям при обработке отверстия *3*.

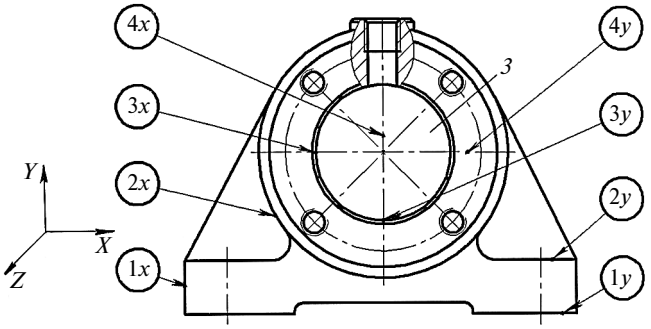


Рис. 3. Нумерация обрабатываемых поверхностей корпуса подшипниковой опоры

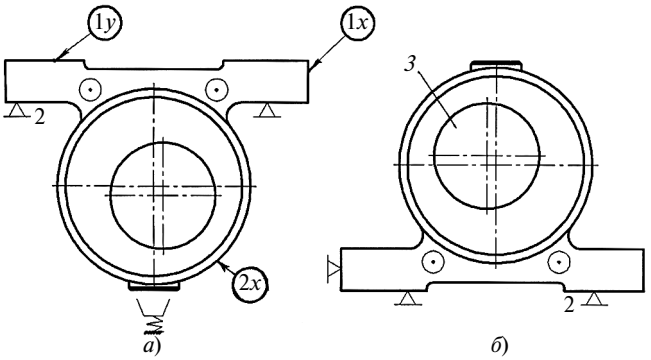


Рис. 4. Схемы базирования заготовки корпуса подшипниковой опоры

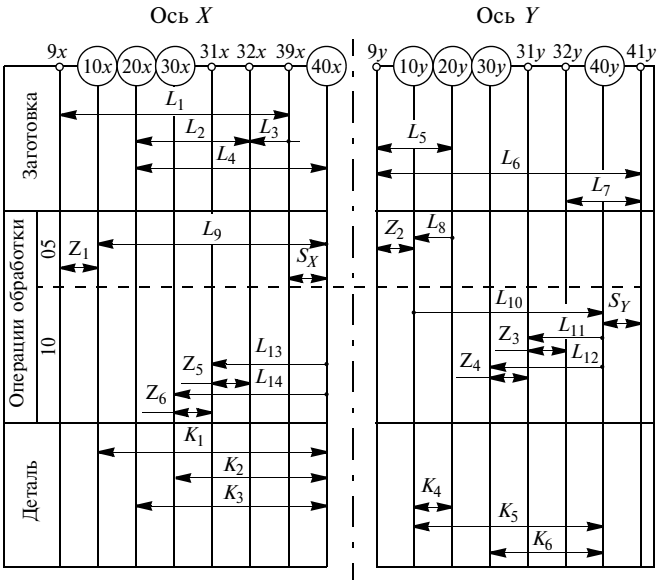


Рис. 5. Размерные схемы технологического процесса: $L_1 \div L_7$ — размеры заготовки; $L_8 \div L_{14}$ — технологические размеры (при обработке); $K_1 \div K_6$ — конструкторские размеры детали; Z_n — припуск; S_X, S_Y — смещения осей основного отверстия

Второй этап — строим размерную схему (рис. 5) технологического процесса обработки отверстия *3* с учетом принятых схем установки (базирования). При построении размерной схемы номера поверхностей готовой детали примем кратными десяти относительно их номеров на рис. 3, а номера промежуточных поверхностей и поверхностей исходной заготовки будут изменяться на единицу при каждом добавлении к размеру поверхности готовой детали или ранее обработанной поверхности очередного промежуточного припуска или смещения оси. Общий принцип нумерации состоит в том, что большей координате (x или y) соответствует больший номер поверхности. Так, поверхность $1y$ основания в соответствии с ее параметром шероховатости $Ra6{,}3$ (см. рис. 2, *б*) достаточно обработать один раз. Следовательно, поверхность $10y$ исходной заготовки со снимаемым припуском Z_1 будет иметь номер $11y$. Нижнюю образующую отверстия *3*, с параметром шероховатости $Ra3{,}2$ необходимо обработать 2 раза, т. е. для этой поверхности необходимо назначить два припуска, поэтому будут две промежуточные поверхности — $31y$ и $32y$ (последняя соответствует исходной заготовке). Смещения S_Y и S_X (см. рис. 2, *а*) осей отверстия после обработки будут иметь нулевые значения. Следовательно, смещение каждой из осей в исходной заготовке равновероятно как в одну, так и в другую сторону относительно оси готовой детали. В данном случае принимаем, что ось исходной заготовки в направлении оси Y будет иметь номер $41y$, а ось в направлении оси X — номер $39x$.

При построении размерной схемы (см. рис. 5) технологического процесса размеры L_i на исходной заготовке проставлены в соответствии с рис. 2, *а*.

Для моделирования механической обработки основного отверстия *3* рассмотрим две размерные схемы в направлении двух координатных осей, которые содержат две операции: вертикально-фрезерную 05 (обработка чистовых баз на основании) и горизонтально-расточную 10 (обработка основного отверстия *3*).

Вверху каждой размерной схемы представлен линейный граф, описывающий все промежуточные состояния поверхностей детали при обработке. Используя графовую структуру, моделируем обработку в виде технологических размеров, которые соответствуют связкам между вершинами линейного графа. Формирование связок (размеров) начинается от исходной заготовки, последовательно включает две операции и заканчивается размерами рабочего чертежа. Все связки на этом этапе моделирования имеют буквенные обозначения.

Согласно размерным схемам (см. рис. 5), описывающим сквозной процесс обработки корпуса подшипниковой опоры (см. рис. 2), в пределах выполнения технологических операций размерные связи являются однонаправленными (стрелки показывают направление получения размера от базовой поверхности до обрабатываемой). Исключение составляет размер L_9. В этом случае в обработке участвует скрытая база в виде оси $40x$ и стрелки на размере показаны с обеих сторон.

Адекватность построения размерных схем определяется по правилам, приведенным в работе [1].

Третий этап — для облегчения записи канонических уравнений размерных связей строим графовые модели, используя связки размерных схем (см. рис. 5).

Получим четыре модели: два исходных и два производных графа для осей X и Y. На всех графах в качестве вершин рассматриваются обрабатываемые поверхности; связки на исходных графах — замыкающие звенья размерных цепей в виде конструкторских размеров $K_1 \div K_6$, припусков $Z_1 \div Z_6$ и смещений осей S_X и S_Y; связки на производных графах — составляющие звенья размерных цепей в виде технологических размеров $L_8 \div L_{14}$ и размеров $L_1 \div L_7$ исходной заготовки. Правила построения подобных графов рассмотрены в работе [2]. Графы для решаемой задачи представлены на рис. 6.

Четвертый этап — выявляем размерные цепи с последующей записью уравнений размерных связей. Данный алгоритм удобнее представить в табличном виде. Исходной информацией для таблицы

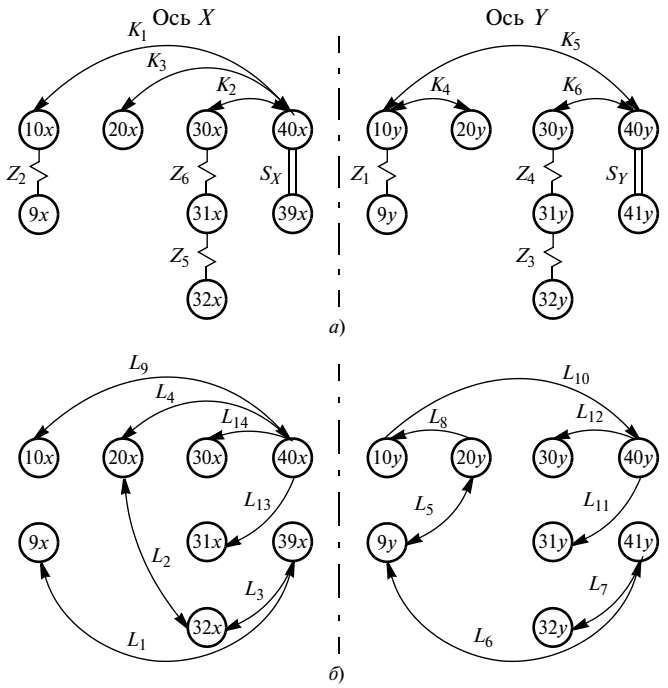


Рис. 6. Исходные (*а*) и производные (*б*) графы технологического процесса

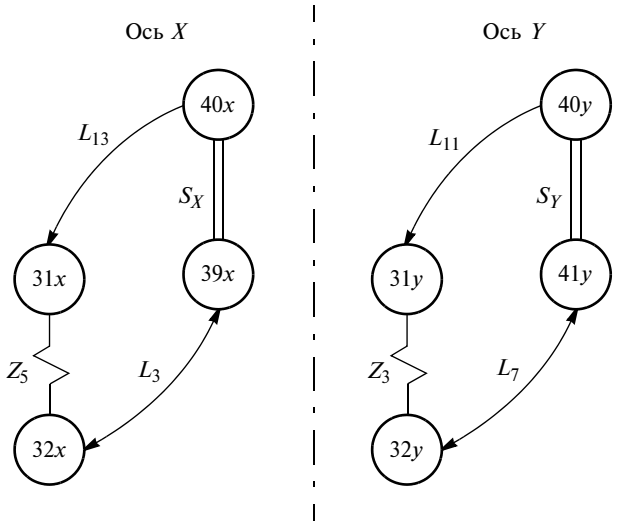


Рис. 7. Частные графы смещений S_X и S_Y осей основного отверстия

являются полученные на предыдущем этапе графовые модели. Методика записи уравнений с их помощью рассмотрена в работе [2]. Уравнения размерных цепей, по которым будем определять все неизвестные технологические размеры и размеры исходной заготовки, представлены в табл. 1.

Для оценки влияния смещений S_X и S_Y осей основного отверстия на величину припуска и определения наиболее неблагоприятного размера этого отверстия в исходной заготовке удобно рассмотреть частный граф, который получают из совмещенного графа, образованного наложением исходного графа на производный. При этом совмещенный граф будет являться обобщенной математической моделью всех размерных связей технологического процесса. Методика его построения описана в работе [2].

Два частных графа, полученных путем выделения из двух совмещенных графов, представлены на рис. 7. Здесь смещения S_X и S_Y осей являются уже не замыкающими, а составляющими звеньями в соответствующих размерных цепях. Замыкающие звенья в данном случае — припуски Z_5 и Z_3. Для этого случая можно записать еще два уравнения размерных цепей:

$$-Z_5 + L_{13} - S_X - L_3 = 0; \quad (1)$$

$$-Z_3 + L_{11} + S_Y - L_7 = 0. \quad (2)$$

Пятый этап — рассчитываем размерные цепи по уравнениям (1), (2) и уравнениям, представленным в табл. 1.

Цепи с замыкающим звеном — конструкторским размером — рассчитывают способом отклонений, с замыкающим звеном — припуском — способом предельных значений, с замыкающим звеном —

Таблица 1

Формирование уравнений размерных цепей

Замыкающее звено	Вершины исходного графа	Последовательность обхода вершин на производном графе	Уравнение размерной цепи
K_1	10*x*, 40*x*	10*x*, 40*x*	$-K_1 + L_9 = 0$
K_2	30*x*, 40*x*	30*x*, 40*x*	$-K_2 + L_{14} = 0$
K_3	20*x*, 40*x*	20*x*, 40*x*	$-K_3 + L_4 = 0$
K_4	10*y*, 20*y*	10*y*, 20*y*	$-K_4 + L_8 = 0$
K_5	10*y*, 40*y*	10*y*, 40*y*	$-K_5 + L_{10} = 0$
K_6	30*y*, 40*y*	30*y*, 40*y*	$-K_6 + L_{12} = 0$
Z_1	9*y*, 10*y*	9*y*, 20*y*, 10*y*	$-Z_1 + L_5 - L_8 = 0$
Z_2	9*x*, 10*x*	9*x*, 39*x*, 32*x*, 20*x*, 40*x*, 10*x*	$-Z_2 + L_1 - L_3 - L_2 + L_4 - L_9 = 0$
Z_3	31*y*, 32*y*	31*y*, 40*y*, 10*y*, 20*y*, 9*y*, 41*y*, 32*y*	$-Z_3 + L_{11} - L_{10} + L_8 - L_5 + L_6 - L_7 = 0$
Z_4	30*y*, 31*y*	30*y*, 40*y*, 31*y*	$-Z_4 + L_{12} - L_{11} = 0$
Z_5	31*x*, 32*x*	31*x*, 40*x*, 20*x*, 32*x*	$-Z_5 + L_{13} - L_4 + L_2 = 0$
Z_6	30*x*, 31*x*	30*x*, 40*x*, 31*x*	$-Z_6 + L_{14} - L_{13} = 0$
S_X	39*x*, 40*x*	39*x*, 32*x*, 20*x*, 40*x*	$-S_X - L_3 - L_2 - L_4 = 0$
S_Y	40*y*, 41*y*	40*y*, 10*y*, 20*y*, 9*y*, 41*y*	$-S_Y - L_{10} + L_8 - L_5 + L_6 = 0$

Таблица 2

Результаты расчета размерных цепей

Уравнение замыкающего звена	Определяемое звено	Порядок расчета	L_{max}, мм	L_{min}, мм	$L_{ср}$, мм	Окончательный результат, мм
$K_1 = L_9$	L_9	1	55,00	54,82	—	$55_{-0,18}$
$K_2 = L_{14}$	L_{14}	2	20,05	20,00	—	$R20^{+0,05}$
$K_3 = L_4$	L_4	3	35,48	34,52	35	$R35 \pm 0,48$
$K_4 = L_8$	L_8	4	15,00	14,82	14,91	$55_{-0,18}$
$K_5 = L_{10}$	L_{10}	5	45,31	44,69	45	$45 \pm 0,31$
$K_6 = L_{12}$	L_{12}	6	20,05	20,00	—	$R20^{+0,05}$
$Z_1 = +L_5 - L_8$	L_5	7	17,20	16,10	16,65	$16,65 \pm 0,55$
$Z_2 = +L_1 - L_3 - L_2 + L_4 - L_9$	L_1	14	58,63	57,53	58,08	$58,08 \pm 0,55$
$Z_4 = +L_{12} - L_{11}$	L_{11}	8	19,90	19,78	—	$R19,78^{+0,12}$
$Z_6 = +L_{14} - L_{13}$	L_{13}	9	19,90	19,78	—	$R19,78^{+0,12}$
$S_X = - L_3 - L_2 + L_4$	L_2	12	18,42	17,32	17,87	$17,87 \pm 0,55$
$S_Y = - L_{10} + L_8 - L_5 + L_6$	L_6	13	47,54	45,94	46,74	$46,74 \pm 0,8$
$Z_3 = +L_{11} + S_Y - L_7$	L_7	10	17,53	16,73	17,13	$R17,13 \pm 0,4$
$Z_5 = +L_{13} - S_X - L_3$	L_3	11	18,09	17,29	—	$R17,69 \pm 0,4$

Таблица 3

Допуски на технологические размеры, мм

TL_1	TL_2	TL_3	TL_4	TL_5	TL_6	TL_7	TL_8	TL_9	TL_{10}	TL_{11}	TL_{12}	TL_{13}	TL_{14}
1,1	1,1	0,8	0,48	1,1	1,6	0,8	0,18	0,18	0,62	0,12	0,05	0,12	0,05

смещением оси — способом средних значений [2]. Результаты расчета всех технологических размеров рассматриваемого технологического процесса представлены в табл. 2.

Расчет начинается с преобразования уравнений размерных цепей из табл. 1 в уравнения замыкающего звена путем переноса этого звена в правую часть исходного уравнения. В частности, для уравнения с замыкающим звеном K_1 можно записать $K_1 = L_9$. Преобразованные уравнения представлены в табл. 2.

Перед началом расчета необходимо задать точность выполнения всех технологических размеров с учетом точности соответствующего этапа обработки для данного размера, затем по ЕСДП определить его допуск. Результаты представлены в табл. 3.

Далее, используя расчетно-аналитический метод определения минимальных припусков, вычисляем их значения (табл. 4).

Заполнение табл. 2 начинается с определения порядка расчета уравнений. В первую очередь определяют технологические размеры, входящие в двухзвенные цепи L_4, L_8, L_9, L_{10}, L_{12} и L_{14}, так как они будут соответствовать конструкторским размерам.

Далее определяют уравнения, в которых на данный момент расчета содержится не более одного неизвестного параметра, т. е. зависимости с замыкающими звеньями Z_1, Z_4 и Z_6. Поскольку они соответствуют своим минимальным значениям, то определять неизвестные параметры L_5, L_{11} и Z_{13} следует способом предельных значений. В частно-

Таблица 4

Значения минимальных припусков, мм

Z_{1min}	Z_{2min}	Z_{3min}	Z_{4min}	Z_{5min}	Z_{6min}
1,1	1,1	0,5	0,1	0,5	0,1

сти, для уравнения с замыкающим звеном Z_1 можно записать развернутое уравнение

$$Z_{1\min} = L_{5\min} - L_{8\max}. \quad (3)$$

Из уравнения (3), подставив численные значения из табл. 2 и 4, получим $L_{5\min} = 16{,}1$ мм. Тогда $L_{5\max} = L_{5\min} + TL_5 = 17{,}2$ мм. Окончательно: $L_5 = L_{\text{ср}} \pm TL_5/2 = 16{,}65 \pm 0{,}55$ мм. Результат записываем в последний столбец табл. 2. Аналогично рассчитываем размеры L_{11} и L_{13}.

На следующем шаге, используя уравнения (1) и (2), можно определить размер основного отверстия в исходной заготовке. Предварительно следует вычислить поле рассеяния допусков замыкающих звеньев — несоосностей S_X и S_Y. Так как допуск замыкающего звена должен быть или больше, или равен сумме допусков составляющих звеньев, то справедливы зависимости:

$$wS_X = \Sigma TL_i = TL_3 + TL_2 + TL_4; \quad (4)$$

$$wS_Y = \Sigma TL_i = TL_{10} + TL_8 + TL_5 + TL_6. \quad (5)$$

Из уравнения (4) получим: $wS_X = 2{,}38$ мм, т. е. смещение $S_X = 0 \pm 1{,}19$ мм. Из уравнения (5) следует, что $wS_Y = 3{,}5$ мм, т. е. $S_Y = 0 \pm 1{,}75$ мм.

Далее можно решить уравнение (1) и определить размер L_3 основного отверстия в направлении оси X. Для этого необходимо зависимость (1) привести к виду:

$$Z_{5\min} = L_{13\min} - S_{\max} - L_{3\max}. \quad (6)$$

Из уравнения (6) получим: $L_{3\max} = 18{,}09$ мм. Тогда $L_{3\min} = L_{3\max} - TL_3 = 17{,}29$ мм. Окончательно: $L_3 = R17{,}69 \pm 0{,}4$ мм (заносим это значение в табл. 2). Аналогично решаем уравнение (2) и определяем размер L_7 этого же основного отверстия, но в направлении оси Y. Этот параметр запишем в табл. 2 в виде $L_7 = R17{,}13 \pm 0{,}4$ мм.

Из двух значений L_3 и L_7 для чертежа исходной заготовки (см. рис. 2, *а*) следует принять значение в направлении оси Y (размер L_7), поскольку оно наименьшее. В дальнейших расчетах будем использовать значение размера L_7.

Далее по уравнению из табл. 2 определяем технологический размер L_2. При этом следует заменить размер L_3 на размер L_7, так как он принят в качестве расчетного. Поскольку смещение S_X оси имеет нулевое номинальное значение и симметричный допуск, все размеры, входящие в это уравнение, приведем к средней величине, для расчета используем метод средних значений. Тогда уравнение замыкающего звена примет вид:

$$S_X = -L_{3\text{ср}} - L_{2\text{ср}} + L_{4\text{ср}}. \quad (7)$$

Из уравнения (7) получим: $L_{2\text{ср}} = 17{,}87$ мм. Окончательно с учетом данных табл. 3 имеем $L_2 = 17{,}87 \pm 0{,}55$ мм. Также определяем $L_6 = 46{,}74 \pm 0{,}8$ мм.

Последним определяем размер L_1 (см. табл. 2, порядок расчета — 14). Так как замыкающее звено Z_2 соответствует минимальному припуску, для решения применяем метод предельных значений. Обобщенное уравнение имеет вид:

$$Z_{2\min} = L_{1\min} + L_{4\min} - L_{3\max} - L_{2\max} - L_{9\max}. \quad (8)$$

Из уравнения (8) получим $L_{1\min} = 57{,}53$ мм; $L_{1\max} = 58{,}63$ мм. Окончательно $L_1 = 58{,}08 \pm 0{,}55$ мм.

По результатам расчетов поле рассеяния припуска Z_3 для основного отверстия $wZ_3 = 4{,}42$ мм; $Z_{2\max} = Z_{2\min} + wZ_3 = 5{,}52$ мм. Следовательно, $Z_{2\max} > Z_{2\min}$ в 5 раз. Такое соотношение неблагоприятно для производительности и точности обработки разных заготовок в партии. Значительная неравномерность припуска Z_2 обусловлена, прежде всего, большим смещением S_Y оси отверстия. Анализ неравномерности припуска с помощью частных графов (см. рис. 7) позволяет исследовать эту величину. Из уравнения для замыкающего звена S_Y следует, что в большей степени параметр S_Y зависит от допусков на размеры L_5 и L_6 исходной заготовки. Их можно уменьшить, изменив число звеньев в размерной цепи, используя другую простановку размеров исходной заготовки или приняв более точный способ ее изготовления.

Анализ смещения осей основного отверстия по двум направлениям (X и Y) позволяет выявить наиболее неблагоприятный вариант обработки и рассчитать в этом направлении размер основного отверстия исходной заготовки, исключающий наличие необработанных мест после его растачивания.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Галкин М. Г.** Графическое моделирование механической обработки тел вращения // Вестник машиностроения. 2012. № 4. С. 21—24.

2. **Ашихмин В. Н., Закураев В. В.** Размерный анализ при технологическом проектировании. Екатеринбург: УГТУ—УПИ, 2005. 93 с.

УДК 621.436.05

В. Н. НИКИШИН, д-р техн. наук, А. П. ПАВЛЕНКО, канд. техн. наук (ИНЭКА, г. Набережные Челны),
К. Н. СВЕТЛИЧНЫЙ, В. С. ГОЛЬМАКОВ (ОАО "КАМАЗ", г. Набережные Челны), e-mail: nikischin@mail.ru

Анализ крутильных колебаний коленчатого вала автомобильного дизеля по вибрациям блока цилиндров

Экспериментально исследованы крутильные колебания коленчатого вала автомобильного дизеля и их связь с вибрацией блока цилиндров. Установлено, что возникающие не только на частоте резонирующей гармоники, но и на высокочастотных составляющих спектра вибрации обусловлены крутильными колебаниями вала, вызывающими удары в подшипниках скольжения коленчатого вала.

Ключевые слова: вибрации, демпфер, крутильные колебания, подшипник скольжения.

The torsional vibrations of an automobile diesel crankshaft and their relation with the vibration of a cylinder block are investigated experimentally. It is established, that appearance of vibrations is conditioned by torsional vibrations not only on a frequency of a resonant harmonic, but also on high-frequency spectrum components, which are caused by impacts in sliding bearings of a crankshaft.

Keywords: vibrations, damper, torsional vibrations, sliding bearing.

Крутильные колебания системы коленчатого вала (КВ) поршневого двигателя внутреннего сгорания (ДВС), вызываемые неравномерностью крутящего момента, на сегодняшний день достаточно хорошо исследованы, что позволяет обеспечить необходимую прочность КВ.

В последнее время при использовании форсированных ДВС стали проявляться такие нежелательные последствия крутильных колебаний КВ, как шум, вибрации, повышенные расходы топлива и масел, нарушения работы приводов [1—3]. В работе [1] теоретически и экспериментально установлено, что в приводе шестеренного масляного насоса нагрузка на зуб при резонансе крутильных колебаний возрастает в 50÷60 раз, что приводит к питингу и поломкам зубьев. В современных автомобильных дизелях применяют топливные насосы высокого давления (ТНВД) с повышенной энергией впрыска, что увеличивает неравномерность момента со стороны ТНВД и приводит к возникновению резонансов крутильных колебаний в приводе и его поломкам [3]. Для надежной работы привода ТНВД применяют демпферы крутильных колебаний.

Крутильные колебания измеряют с помощью датчика торсиографа. Сложность измерений заключается в выборе места установки датчика и обеспечении токосъема сигнала с вращающегося КВ и его обработке. Для установки датчика часто приходится изменять штатную конструкцию привода со стороны носка КВ, что приводит к возможным несоответствиям исследуемой и штатной колебательных систем.

Известно, что у автомобильных дизелей максимальный угол закрутки имеет носок КВ, а узел крутильных колебаний находится вблизи маховика. Связь крутильных колебаний КВ и вибраций блока цилиндров определяют одновременно по показаниям датчика торсиографа и пьезоакселерометра. Датчик устанавливают на носке КВ, а пьезоакселерометр закрепляют с помощью шпильки на стяжном болте первой коренной опоры блока цилиндров перпендикулярно оси КВ и ориентируют в горизонтальном направлении. Испытания проводили на автомобильном дизеле V8H12/12.

На рис. 1 приведена внешняя скоростная характеристика (ВСХ) дизеля, а на рис. 2 и 3 — торсиограммы носка КВ, которые анализировали как минимум по 10 циклам работы дизеля. С помощью компьютера данные аналогового сигнала оцифровывали, определяли максимальные амплитуды углов закрутки носка КВ и рассчитывали их средние значения. Для определения резонансных гармоник использовали программу быстрого преобразования Фурье (БПФ). Отметим, что данные экспериментов на рис. 2—5 относятся к двигателю с внештат-

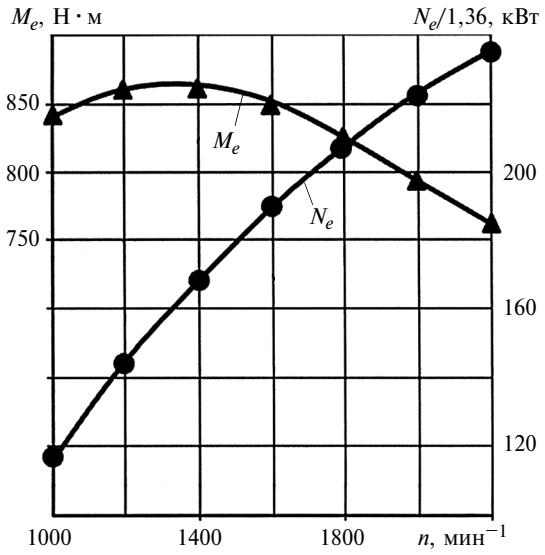


Рис. 1. Внешняя скоростная характеристика дизеля V8H12/12

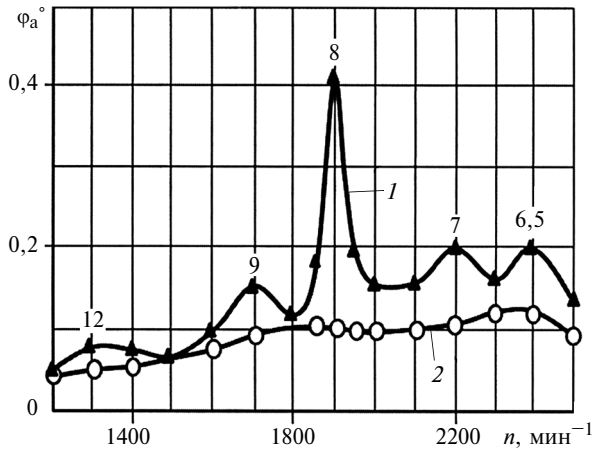


Рис. 2. Амплитуда угла закрутки носка КВ при работе дизеля по ВСХ без демпфера (*1*) и с демпфером (*2*) крутильных колебаний:
6,5; 7; 8; 12 — номера резонирующих моторных гармоник

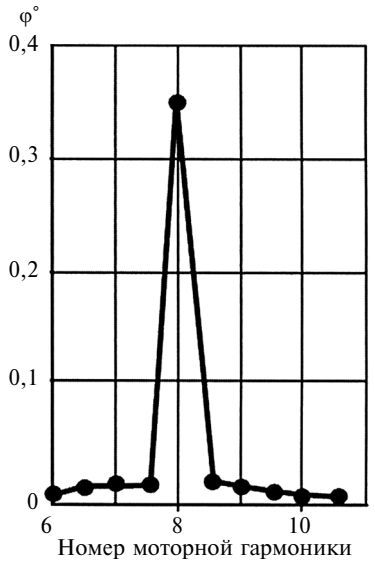


Рис. 3. Спектр угла закрутки носка КВ при *n* = 1900 мин$^{-1}$

ной комплектацией, в котором гидромуфта заменена специальным фланцем отбора мощности для установки датчика торсиографа.

Установлено, что кривая угла закрутки носка КВ имеет несколько резонансных пиков (см. рис. 2). Наиболее явный резонанс отмечается при частоте вращения КВ, равной 1900 мин$^{-1}$, для 8-й моторной гармоники, что выявлено с помощью БПФ (см. рис. 3). Временная диаграмма на рис. 4 также отражает чисто резонансный характер колебаний системы КВ на данном режиме работы дизеля. Силиконовый демпфер полностью устраняет резонансы крутильных колебаний системы КВ во всем диапазоне его рабочих частот вращения (см. рис. 2, кривая *2*). Сравнивая временны́е диаграммы без демпфера (см. рис. 4, *а*) и с демпфером (см. рис. 4, *б*), видим, что даже при эффективной работе демпфера крутильные колебания имеют ту же гармонику восьмого порядка.

Вибрации измеряли стандартным комплектом аппаратуры фирмы "Брюль и Къер", состоящим из пьезоакселерометра, предусилителя, частотного анализатора и самописца. Параметры вибраций оценивали по среднеквадратичным значениям виброускорений и среднеквадратичным значениям спектральной составляющей с частотой 250 Гц при ширине полосы пропускания 316 Гц частотного анализатора. Значение 250 Гц соответствует восьмой моторной гармонике на резонансном режиме, а полоса пропускания в 316 Гц определялась экспериментально — методом подбора и оказалась более информативной, чем полосы пропускания в 31,6 и 1000 Гц.

На рис. 5 приведены результаты измерений вибраций стяжного болта, которые сравниваются с изменением угла закрутки носка КВ. Общий уровень вибраций и угол закрутки носка КВ изменяются идентично. Наблюдается совпадение пиков на кривых вибрации и угла закрутки. Установлено, что уровень спектральной составляющей 250 Гц лучше коррелирует с углом закрутки, чем общий уровень вибраций. Можно сказать, что вибрации на стяжном болте первой коренной опоры качественно характеризуют крутильные колебания КВ. Данную методику измерений можно использовать и для

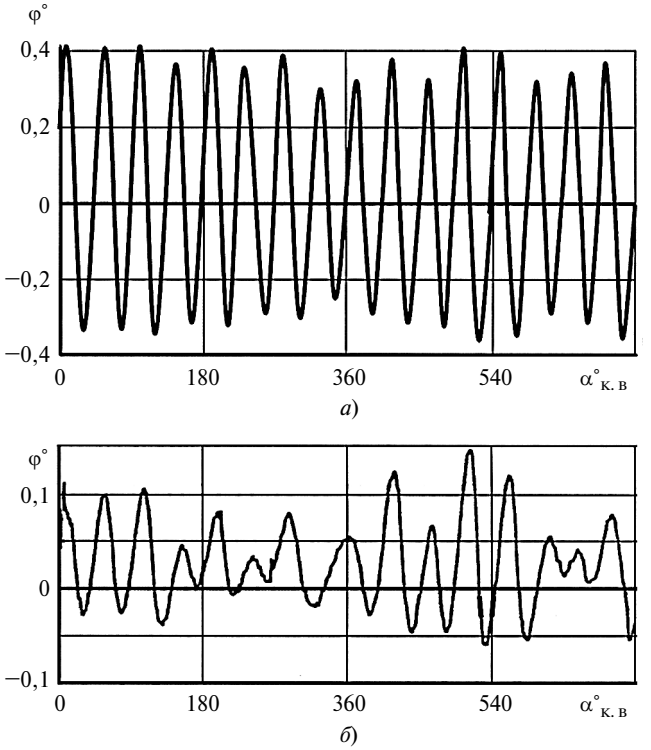


Рис. 4. Одноцикловые временны́е диаграммы угла закрутки носка КВ при *n* = 1900 мин$^{-1}$ без демпфера (*а*) и с демпфером (*б*) крутильных колебаний

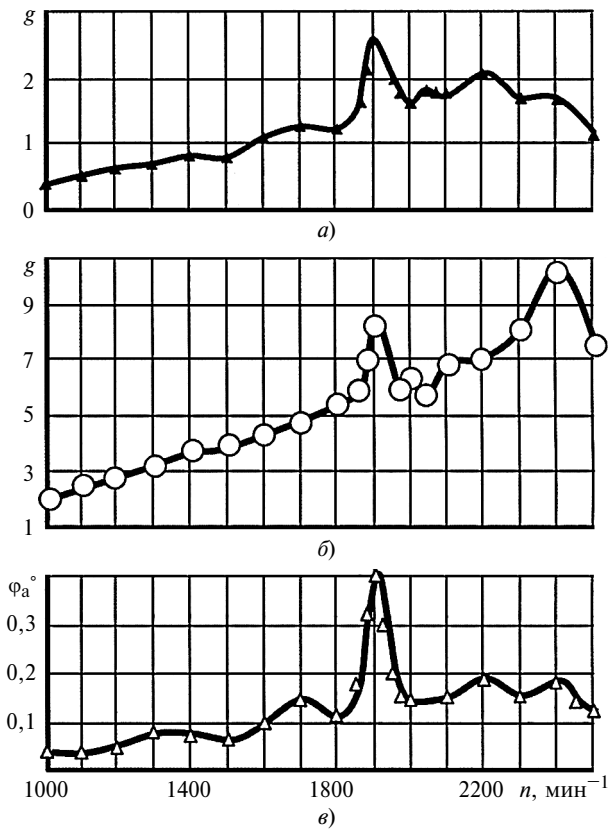


Рис. 5. Зависимости вибраций стяжного болта блока цилиндров и амплитуды угла закрутки носка КВ от частоты *n* вращения КВ
а — уровень вибраций на спектральной составляющей 250 Гц; *б* — общий уровень вибраций; *в* — угол закрутки

оценки эффективности демпферов крутильных колебаний.

Поскольку торсиографирование проводили с измененной колебательной системой, то возникла необходимость оценки резонансных колебаний со штатной системой. Для этого были измерены вибрации только стяжного болта — без переходного фланца торсиографа (рис. 6). Анализ рис. 6 и 5 показал, что резонанс крутильных колебаний КВ сместился с частоты 1900 мин$^{-1}$ на частоту 2000 мин$^{-1}$. На рис. 6, *б* показаны спектры вибраций стяжного болта при работе дизеля с демпфером (*1*) и без демпфера (*2*) крутильных колебаний для дизеля с ВСХ, показанной на рис. 1. Общий уровень вибраций при отсутствии демпфера определяется высокочастотными составляющими в диапазоне 600÷3000 Гц, что также явно прослеживается в частотном диапазоне 200÷400 Гц. Это говорит о связи вибраций и крутильных колебаний. Низкочастотная область спектра (ниже 150 Гц) формируется неравномерностью опрокидывающего момента. Высокочастотная область спектра на первый взгляд вроде бы не связана с крутильными колебаниями КВ, но установка жидкостного демпфера изменяет спектр не только на резонансной частоте восьмой моторной гармоники, но и в высокочастотной области спектра.

Из рис. 7 видно, что при крутильных колебаниях кривошипа с углом φ_a шатунная шейка КВ перемещается на $\Delta_a = r\mathrm{tg}\varphi_a$, где $r = 60$ мм — радиус кривошипа. Так, при $\varphi_a = 0{,}4°$ амплитуда переме-

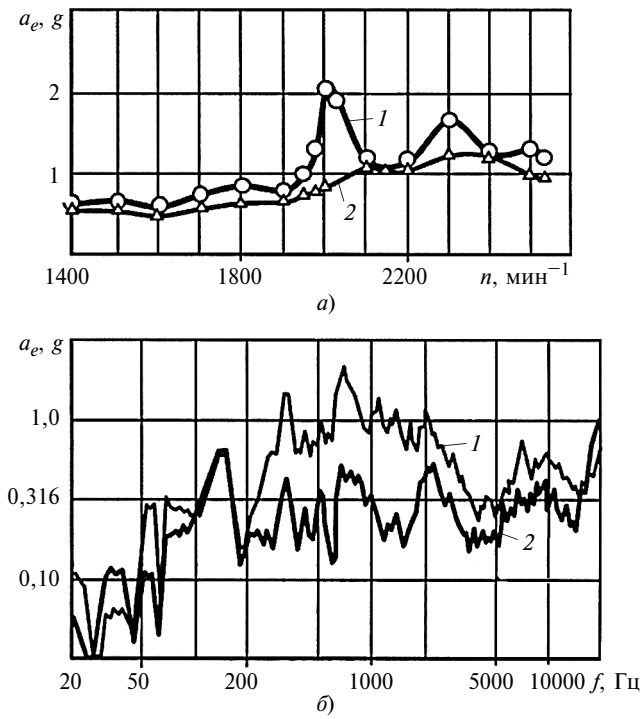


Рис. 6. Вибрации стяжного болта блока цилиндров без фланца торсиографа:
а — спектральная составляющая вибрации 250 Гц; *б* — спектр вибраций при $n = 2000$ мин$^{-1}$

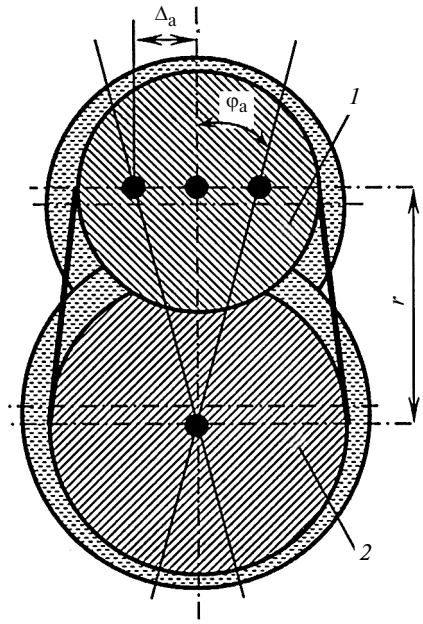


Рис. 7. Схема перемещения кривошипа под действием крутильных колебаний:
1 и *2* — соответственно шатунная и коренная шейки КВ

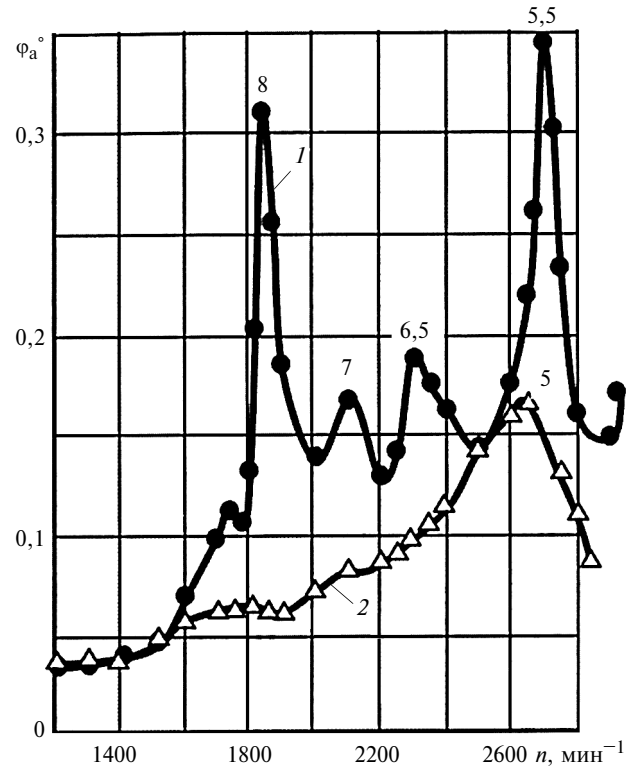


Рис. 8. Зависимости амплитуды угла закрутки носка КВ дизеля мощностью 191 кВт без демпфера (*1*) и с демпфером (*2*) крутильных колебаний от частоты *n* вращения КВ:
5; 5,5; 6,5; 7; 8 — номера резонирующих гармоник

щения оси шатунной шейки составляет 0,42 мм, двойная амплитуда, соответственно, 0,84 мм. С учетом того что зазор в подшипнике находится в пределах 0,07÷0,117 мм, приходим к выводу о наличии ударов шатунной шейки о шатунный подшипник. На радиусе коренной шейки $R_{к.ш}$ = 42,5 мм двойная амплитуда равна 0,6 мм, что также вызывает удары о подшипник. Для проверки данного положения были измерены вибрации с демпфером крутильных колебаний (см. рис. 5, *а*). Из рис. 2 следует, что демпфер полностью устраняет резонансные колебания и уменьшает угол закрутки до 0,1°, соответственно, амплитуда перемещений шейки вала уменьшается в 4 раза, т. е. до 0,1 мм. Но и эта величина оказывается достаточной для возникновения ударов в подшипниках КВ. В спектре вибраций составляющие с частотами 250 и 320 Гц уменьшаются в 3 раза, что близко соответствует уменьшению угла закрутки. Высокочастотные колебания при этом уменьшаются от 2 до 7 раз, хотя все еще остаются определяющими составляющими в спектре.

Аналогичные испытания прошел двигатель V8H12/12 с иным форсированием: номинальная мощность 191 кВт при номинальной частоте вращения 2600 мин$^{-1}$ (рис. 8—10). При работе дизеля по ВСХ отмечаются четыре резонансных режима. Наиболее заметные резонансы возникают при частотах вращения КВ n = 1850 и 2700 мин$^{-1}$ на моторных гармониках 8 и 5,5. Поскольку n = 2700 мин$^{-1}$ не является основной рабочей частотой, анализу подлежит режим с n = 1850 мин$^{-1}$. На этом режиме $\varphi_а$ = 0,311°, что в 1,3 раза меньше, чем для дизеля мощностью 162 кВт при номинальной частоте вращения вала 2200 мин$^{-1}$. На рис. 8 также представлены результаты торсиографирования с силиконовым демпфером крутильных колебаний. Эффек-

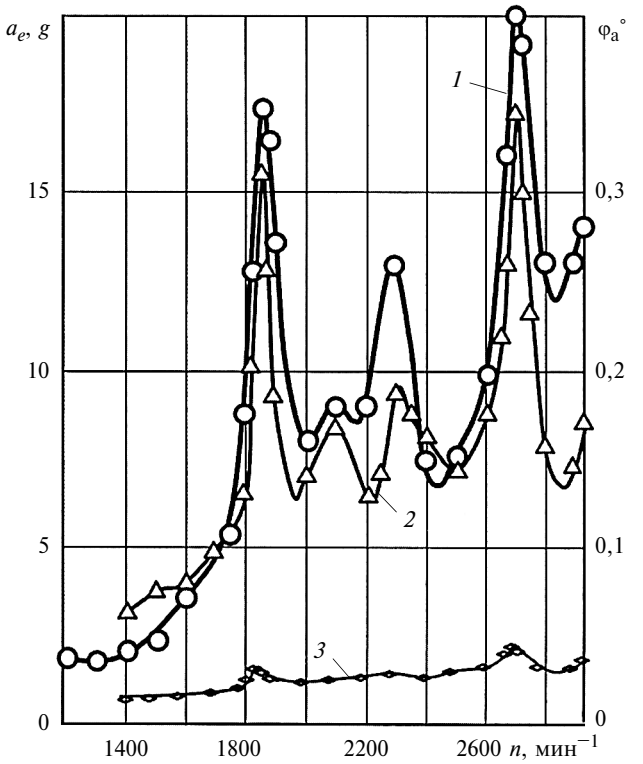


Рис. 9. Зависимости амплитуды угла закрутки носка КВ и вибраций стяжного болта:
1 — среднеквадратичное значение общего уровня вибрации; *2* — угол закрутки; *3* — среднеквадратичное значение вибрации спектральной составляющей 250 Гц

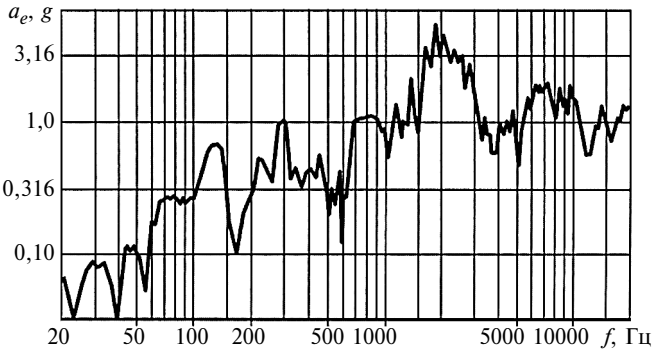


Рис. 10. Спектр вибраций стяжного болта на резонансном режиме при *n* = 1850 мин$^{-1}$

тивность демпфера на резонансных режимах 1850 и 2700 мин$^{-1}$ различна. Так, в первом случае угол закрутки уменьшился до 0,065°, во втором — только до 0,15°. Эффективность увеличивается соответственно в 4,8 и 2,1 раза. Общий уровень вибрации и спектральная составляющая 250 Гц достаточно адекватно коррелируют с углом закрутки (см. рис. 9). Спектр вибрации на резонансном режиме показан на рис. 10. В отличие от спектра на рис. 6, здесь наиболее явно выражена высокочастотная составляющая в диапазоне 1500÷3000 Гц, причем уровень вибрации на частоте 2000 Гц превосходит другие составляющие от 3 до 6 раз.

Таким образом, показана связь крутильных колебаний КВ и вибраций блока цилиндров. По измеренным вибрациям стяжного болта на первой коренной опоре блока цилиндров можно определить резонансные режимы колебательной системы КВ. По уровню вибраций в высокочастотной области можно судить о наличии ударов в подшипниках скольжения КВ, вызываемых крутильными колебаниями.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Никишин В. Н., Серпов А. С., Малышенок В. В.** Вибронагруженность и расчет соударения в шестеренчатом приводе масляного насоса при угловых колебаниях коленчатого вала автомобильного дизеля // Двигателестроение. 1987. № 3. С. 18—22.

2. **Никишин В. Н.** Угловые колебания коленчатого вала и характеристики дизеля // Автомобильная промышленность. 2007. № 2. С. 11—14.

3. **Исследование** угловых колебаний привода ТНВД новых форсированных двигателей КАМАЗ / В. С. Гольмаков, В. Н. Никишин, А. П. Сосновский, С. М. Леонов // Материалы междунар. науч.-техн. конф. ААИ "Автомобиле- и тракторостроение в России", посвященной 145-летию МГТУ "МАМИ". 2010. Кн. 2. М.: МГТУ "МАМИ", 2010. С. 90—95.

УДК 629.422: 621.3.2

Е. А. ОЛЕНЕВ, д-р техн. наук (Владимирский ГУ), e-mail: olenevea@mail.ru

Определение параметров водяного пара в радиационном пароперегревателе паровоза

Предложен аналитический метод расчета работы радиационного пароперегревателя, позволяющий определять температуру перегреваемого пара при движении паровоза.

Ключевые слова: радиационный пароперегреватель, температура, пар, теплота, расчет.

The analytical analysis method of radiation steam superheater, based on temperature determination of the superheated steam during movement of a locomotive, is suggested.

Keywords: radiation steam superheater, temperature, steam, heat, analysis.

Для повышения КПД паросиловой установки применяют перегретый пар. Конвективные пароперегреватели, используемые на старых паровозах, не обеспечивали высокую температуру перегрева пара, так как экранировались холодной поверхностью жаровой трубы, через которую тепло передавалось воде, находящейся в котле. Температуру пара пытались повысить с помощью пароперегревателей, расположенных вне жаровых труб котла. Так, по предложению академика С. П. Сыромятникова был построен опытный паровоз с вынесенным в дымовую коробку перекрестным пароперегревателем, который обеспечивал температуру перегрева пара 530 °С. Однако этот пароперегреватель не проходил длительных испытаний, поэтому нет данных о его надежности и работоспособности при эксплуатации. В дымовой коробке такой пароперегреватель подвергался неблагоприятному воздействию вылетающих из дымовых и жаровых труб изгари, сажи и т. п., налипание которых на трубы снижало его эксплуатационные свойства, в частности коэффициент теплопередачи. Кроме того, высокий перегрев мог обеспечиваться только при значительном уменьшении длины котла, т. е. уменьшении его паропроизводительности. При этом сохранялась нежелательная зависимость температуры перегрева от степени форсирования котла.

Инженером Пириным [1] была разработана конструкция камерного пароперегревателя, обеспечивающего более высокую температуру перегрева пара, которая при этом не зависела от режима работы котла. Пароперегреватель размещался под котлом, имел собственное устройство для вытяжки дыма, но из-за больших размеров и сложности конструкции не нашел применения. Отсутствие возможности регулирования температуры перегрева могло привести к прогоранию трубок пароперегревателя.

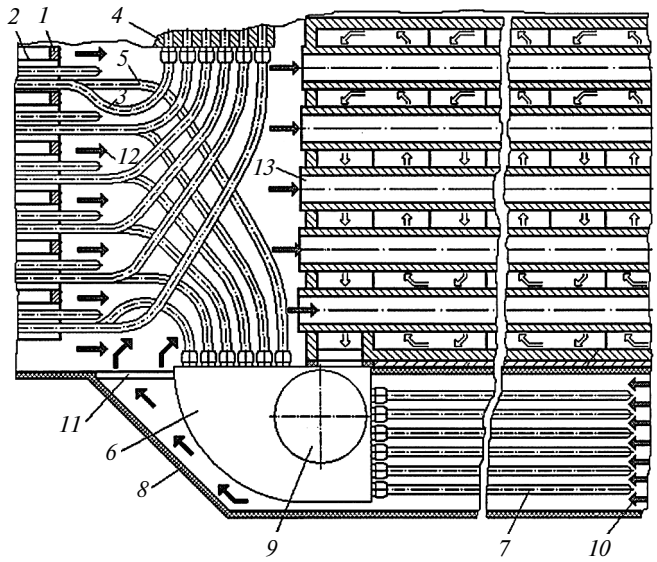


Рис. 1. Радиационно-конвективный пароперегреватель

Указанные недостатки устранены в новом радиационно-конвективном пароперегревателе (рис. 1) [2]. В передней трубной решетке *1* котла расположены жаровые трубы *2* с элементами конвективного пароперегревателя. Концы *3* труб соединены с коллектором *4* насыщенного пара, концы *5* — с коллектором *6* радиационного пароперегревателя, который состоит из однооборотных элементов *7*, размещенных в теплоизолированной камере *8*, при этом один конец каждого элемента соединен с коллектором *6*, а другой — с коллектором *9* перегретого пара. Работа пароперегревателя основана на сжигании горючего газа, образующегося в топке при разложении топлива на газообразную и твердую фазы [3].

Из парового котла насыщенный пар поступает через коллектор *4* в элементы конвективного пароперегревателя. Циркулируя по ним внутри жаровых труб, пар нагревается до температуры 350÷450 °С и через коллектор *6* поступает в элементы *7* радиационного пароперегревателя, проходя по которым нагревается от продуктов *10* горения газовой горелки, в результате чего температура пара еще повышается. Продукты горения газовой горелки выходят через щель *11* в дымовую коробку, где смешиваются с продуктами *12* сгорания, образующимися в топочном пространстве, и вместе с ними поступают в рекуператор *13* подогрева воздуха. Окончательно перегретый пар из коллектора *9* поступает в золотниковые коробки паровой машины. Продукты сжигаемого в горелке газа не содержат твердых частиц, загрязняющих теплопередающую поверхность пароперегревателя, а степень перегрева пара можно изменять, регулируя работу горелки. Такой пароперегреватель можно применять только при работе паровоза на жидком топливе, когда получение энергетического газа для радиационного пароперегревателя невозможно.

Известно, что излучение и поглощение газов в отличие от твердых тел имеют ряд особенностей. Спектры излучения твердых тел — сплошные, газы излучают и поглощают энергию в определенных интервалах (полосах) длин волн, расположенных в разных частях спектра. Так, для водяного пара наиболее значимы длины волн от 2,24 до 3,27 мкм [4]. Согласно закону Планка для указанных длин волн максимум излучения находится в диапазоне температур от 1020 до 613 °С. Большее количество тепла передается излучением при температуре 800÷1000 °С. Поэтому для окончательного перегрева пара гораздо эффективнее использовать радиационный перегреватель, который по сравнению с конвективным передает больше тепла. Другим преимуществом радиационного пароперегревателя является отсутствие устройства искусственной тяги в отличие от конвективного пароперегревателя, коэффициент теплопередачи которого прямо зависит от скорости продуктов сгорания, в то время как скорости газов радиационного пароперегревателя мало влияют на коэффициент теплопередачи.

В ряде публикаций приводятся графо-аналитические методы расчета радиационных пароперегревателей, дающие субъективную оценку ряда параметров, что не позволяет получить их математическую модель в текущем времени при автоматическом управлении котлом. Поэтому для моделирования работы радиационных пароперегревателей и теплообменников и их расчета на ЭВМ был разработан предлагаемый метод.

Определение коэффициента теплопередачи пароперегревателя

Представим радиационный пароперегреватель в виде теплоизолированной трубы с размещенными в ней элементами, которые омываются продуктами горения, движущимися противотоком. Теплообмен между стенкой элемента и дымовыми газами осуществляется в результате совместного действия излучения, конвекции и теплопроводности и количественно определяется коэффициентом теплоотдачи $\alpha_g = \alpha_r + \alpha_{cg}$, где α_r и α_{cg} — коэффициенты, учитывающие соответственно излучение, конвекцию и теплопроводность.

Коэффициент теплоотдачи излучением определяем по формуле [5].

$$\alpha_r = \frac{\varepsilon_r C}{T_g - T_w}\left[\left(\frac{T_g}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_w}{100}\right)^4\right] = $$
$$= 10^{-2}\varepsilon_r C\left(\frac{T_g}{100} + \frac{T_w}{100}\right)\left[\left(\frac{T_g}{100}\right)^2 + \left(\frac{T_w}{100}\right)^2\right], \qquad (1)$$

где $C = \sigma 10^8 = 5{,}67$ — коэффициент излучения, Вт/(м$^2 \cdot$ К^4); $\alpha = 5{,}67 \cdot 10^{-8}$ — постоянная излучения, Вт/(м$^2 \cdot$ К^4); ε_r — степень черноты газа; T_g и T_w — абсолютные температуры соответственно излучаемого газа и стенки элемента пароперегревателя (теплообменника), К.

Через единицу поверхности теплообменника с температурой t_g дымовых газов с одной ее стороны и температурой t_u нагреваемого пара с другой передается тепловой поток $q = K[t_g - t_u)$, где K — коэффициент теплопередачи, Вт/(м$^2 \cdot$ °С).

Тепловой поток можно определить, используя коэффициенты теплоотдачи на обеих сторонах теплообменного элемента:

$$q = \alpha_g(t_g - t'_w); \quad (2)$$

$$q = \alpha_u(t''_w - t_u), \quad (3)$$

где t'_w и t''_w — температуры стенки теплообменника соответственно со стороны дымовых газов и нагреваемого пара, °С; α_g и α_u — коэффициенты теплоотдачи дымовых газов и пара, Вт/(м$^2 \cdot$ °С).

Так как температура стенки металлического теплообменника снижается всего лишь на несколько градусов, то тепловым сопротивлением стенки можно пренебречь и считать $t'_w = t''_w = t_w$. Тогда, приравняв правые части уравнений (2) и (3), получим:

$$t_w = \frac{\alpha_g t_g + \alpha_u t_u}{\alpha_g + \alpha_u}. \quad (4)$$

Коэффициент теплоотдачи излучением рассчитаем по более простой зависимости температуры стенки от температур дымовых газов и пара:

$$t_w = \frac{t_g - t_u}{\ln(t_g/t_u)}. \quad (5)$$

С учетом выражения (5) и некоторых преобразований уравнение (1) примет вид:

$$\alpha_r = 10^{-8}\varepsilon_r C\left(T_g + \frac{t_g - t_u}{\ln(t_g/t_u)} + 273\right) \times$$
$$\times \left[T_g^2 + \left(\frac{t_g - t_u}{\ln(t_g/t_u)} + 273\right)^2\right].$$

Известно, что значительной способностью излучать и поглощать энергию, имеющей практическое значение, обладают многоатомные газы, в частности углекислый газ (CO_2) и пары воды. В отличие от твердых тел излучение и поглощение энергии в газах происходит в объеме, и их степень зависит от температуры t_g газа, длины l пути луча и парциального давления p.

Для разных значений pl и температур автором получены формулы относительной излучательной способности (или степени черноты) углекислого газа и пара:

$$\varepsilon_{CO_2} = \frac{a\{[b(0{,}088 + \xi^c) - d\xi](800 + t_g)\}^{e - f\xi}}{117 + \{4 \cdot 10^{-3}[g\xi^{-h} + i\xi^j - k](m + t_g)\}^{3{,}64}} +$$
$$+ n \cdot 10^{-3}(q + r\xi - s\xi^{-0{,}18}); \quad (6)$$

$$\varepsilon_{H_2O} = \exp\{a'[(b' - c'\zeta)(d'\zeta^{e'} - f' - g't_g) - h']\}, \quad (7)$$

где ε_{CO_2} и ε_{H_2O} — степень черноты соответственно углекислого газа и пара; $\xi = p_{CO_2} l$ и $\zeta = p_{H_2O} l$ — произведения парциальных давлений p_{CO_2} и p_{H_2O} на длину l луча; a, b, c, d, e, f, g, h, i, j, k, m, n, q, r, s; a', b', c', d', e', f', g', h' — коэффициенты, определяемые по приведенной таблице и зависящие от pl (ат $\cdot$ м) и температур.

Диапазон $p_{CO_2} l$, ат $\cdot$ м								Диапазон $p_{H_2O} l$, ат $\cdot$ м			
0,002÷0,01				0,01÷0,02				0,001÷0,01		0,01÷0,08	0,08÷0,45
a	1	i	2,05	a	$4 \cdot 10^{-5}$	i	0,03	a'	0,04606	0,02302	0,0093
b	0,01	j	0,5	b	2,04	j	1	b'	0,79	5,4	$64\zeta^{0,6+3,1\zeta}$
c	0,39	k	0,1375	c	0,205	k	0	c'	20,7	19	19
d	0	m	400	d	1	m	100	d'	529	94	$\frac{54\zeta^{0,098}}{0,44 + \zeta}$
e	2,015	n	5	e	1,69	n	2	e'	0,28	0,34	0,46
f	12,5	q	3,6	f	0	q	1	f'	61	1,85	2,6
g	0,3348	r	1,8	g	0,715	r	38	g'	0,05	0,01	0,016
h	0,17	s	1	h	0,06	s	0	h'	107,75	215,5	$\frac{372\zeta^{0,075}}{0,9 + \zeta^{0,82}}$
$300 \leqslant t_g \leqslant 2000$ °С								$200 \leqslant t_g \leqslant 1800$ °С		$300 \leqslant t_g \leqslant 2000$ °С	$400 \leqslant t_g \leqslant 2000$ °С

В таблице приведены коэффициенты для разных значений произведения pl, однако для паровоза конкретной серии величина pl находится в определенном диапазоне, поэтому коэффициенты имеют одну величину.

Просуммировав уравнения (6) и (7), определим степень черноты газа, содержащего одновременно CO_2 и пар:

$$\varepsilon_r = \frac{a\{[b(0{,}088+\xi^c)-d\xi](800+t_g)\}^{e-f\xi}}{117+\{4\cdot 10^{-3}[g\xi^{-h}+i\xi^j-k](m+t_g)\}^{3{,}64}} + \\ + n\cdot 10^{-3}(q+r\xi-s\xi^{-0{,}18}) + \\ + \exp\{a'[(b'-c'\zeta)(d'\zeta^{e'}-f'-g't_g)-h']\}.$$

Суммарное излучение смеси несколько меньше суммы излучений CO_2 и пара, поскольку их полосы излучения и поглощения частично совпадают, что приводит к взаимному частичному поглощению излучаемой ими энергии. Поэтому при стандартных соотношениях компонентов дымовых газов поправку на уменьшение излучения можно не делать.

Окончательное уравнение получим в виде:

$$\alpha_r = 10^{-8}C\left(T_g+\frac{t_g-t_u}{\ln(t_g/t_u)}+273\right)\times \\ \times\left[T_g^2+\left(\frac{t_g-t_u}{\ln(t_g/t_u)}+273\right)^2\right]\times \\ \times\left\{\frac{a\{[b(0{,}088+\xi^c)-d\xi](800+t_g)\}^{e-f\xi}}{117+\{4\cdot 10^{-3}[g\xi^{-h}+i\xi^j-k](m+t_g)\}^{3{,}64}}+\right. \\ + n\cdot 10^{-3}(q+r\xi-s\xi^{-0{,}18}) + \\ \left. + \exp\{a'[(b'-c'\zeta)(d'\zeta^{e'}-f'-g't_g)-h']\}\right\}. \quad (8)$$

Коэффициент теплоотдачи при соприкосновении определяется в основном условиями движения и физическими свойствами газа. При установившемся турбулентном движении потока этот коэффициент для обеих сторон теплопередающего элемента определим по формуле [6]

$$\alpha_c = 1{,}163B\frac{(\omega\rho)^{0{,}8}}{d^{0{,}2}} = 1{,}26\cdot 10^{-3}B\frac{(V\rho)^{0{,}8}}{A}S^{0{,}2}, \quad (9)$$

где α_c — коэффициент теплоотдачи при соприкосновении, Вт/(м$^2\cdot$°С); B — поправочный коэффициент; ω — скорость движения газа, м/с; V — количество проходящего за час газа, нм^3/ч; ρ — плотность газа, кг/нм^3; d и S — соответственно приведенный диаметр и периметр канала, по которому движется газ, м; A — живое сечение канала, м^2.

Коэффициент B определим по формуле

$$B = 0{,}313\frac{\lambda^{0{,}6}c_p^{0{,}4}}{\eta^{0{,}4}}, \quad (10)$$

где λ — теплопроводность газа, Вт/(м$\cdot$°С); c_p — теплоемкость газа при постоянном давлении, кДж/(кг$\cdot$°С); η — динамическая вязкость, Па$\cdot$с.

На основании выражений (9) и (10) запишем:

$$\alpha_c = 3{,}95\cdot 10^{-4}\frac{\lambda^{0{,}6}c_p^{0{,}4}}{\eta^{0{,}4}}\frac{(V\rho)^{0{,}8}}{A}S^{0{,}2}.$$

Для дымовых газов при влажности 5÷20 % и температуре от 0 до 1500 °С получены зависимости коэффициентов теплоемкости c_{pg}, теплопроводности λ_g и вязкости η_g газов от их температуры:

$$c_{pg} = 1{,}032 + 3{,}13\cdot 10^{-4}t_g^{0{,}865};$$

$$\lambda_g = 2{,}21\cdot 10^{-2} + 4{,}65\cdot 10^{-5}W + \\ + (7{,}56\cdot 10^{-5} + 6{,}98\cdot 10^{-7}W)t_g;$$

$$\eta_g = 14{,}7\cdot 10^{-6} + 0{,}24\cdot 10^{-6}t_g^{0{,}724},$$

где W — влагосодержание газа, %.

При давлениях пара от 1,2 до 2 МПа, характерных для паровозных котлов, теплоемкость c_{pu} пара можно описать формулами [7]:

в интервале температур 240÷500 °С

$$c_{pu} = \frac{16{,}34e^{0{,}094p_u}+1{,}957t_u+66{,}2}{t_u}, \quad (11)$$

в интервале температур 400÷700 °С

$$c_{pu} = 4{,}19\cdot 10^{-6}[4{,}578\cdot 10^5 + |550-t_u|^{1{,}665} + \\ + 65(0{,}1p_u(1000-t_u)+t_u)], \quad (12)$$

где p_u — давление пара в пароперегревательных элементах.

Теплопроводность λ_u и динамическую вязкость η_u пара в указанном диапазоне давлений и температур от 200 до 700 °С определим соответственно по формулам: $\lambda_u = 1{,}088\cdot 10^{-4}\frac{(t_u+273)^{2{,}06}}{t_u+946}$ и $\eta_u = 8\cdot 10^{-7}\frac{(t_u+273)^{1{,}632}}{t_u+946}$.

На основании полученных выражений для теплопроводности и вязкости определим коэффициенты теплоотдачи при соприкосновении:

для дымовых газов

$$\alpha_{cg} = 1{,}408 \cdot 10^{-6} \frac{(V_g \rho_g)^{0,8}}{A_g} S_g^{0,2} (31661{,}9 + 66{,}62 W + (108{,}3 + W) t_g)^{0,6} \left(\frac{3297 + t_g^{0,865}}{61{,}25 + t_g^{0,724}} \right)^{0,4}; \quad (13)$$

для пара

$$\alpha_u = \frac{(V_u \rho_u)^{0,8} S_u^{0,2}}{3{,}122 \cdot 10^5 A_u} \left[4{,}578 \cdot 10^5 + |550 - t_u|^{1,665} + 65\left(\frac{p_u}{10}(1000 - t_u) + t_u \right) \right]^{0,4} \frac{(t_u + 273)^{0,5832}}{(t_u + 946)^{0,2}}, \quad (14)$$

где V_g и V_u — количества дымовых газов и пара, проходящих за час через пароперегреватель, м^3/ч; ρ_g и ρ_u — плотности дымовых газов и пара, кг/м^3; A_g и A_u — живые сечения каналов для прохождения газов и пара, м^2; S_g и S_u — периметры этих каналов.

Массовый расход среды определяется произведением $V\rho$. Если вместо массового задается объемный расход, то плотность продуктов сгорания можно определить по формулам:

для газа $\rho_g = \dfrac{1{,}34}{1 + (t_g/273)}$;

для пара $\rho_u = \dfrac{p_u}{\dfrac{6{,}85}{5 - p_u^{0,2}} + 0{,}005(t_u - 100 p_u^{0,251})}$.

Установим связь между выходными температурами дымовых газов и пара. Количество тепла, полученное паром в пароперегревателе:

$$q_u = V_u \rho_u (c_{pu}^e t_u^e - c_{pu}^b t_u^b),$$

где c_{pu}^e, t_u^e и c_{pu}^b, t_u^b — теплоемкости и температуры пара соответственно на выходе и входе в пароперегреватель (индекс b — для входа, индекс e — для выхода). Если часть тепла, теряемого через стенки радиационного пароперегревателя, обозначить γ, то определим количество тепла, отдаваемое дымовыми газами:

$$q_g = \frac{V_u \rho_u (c_{pu}^e t_u^e - c_{pu}^b t_u^b)}{1 - \gamma} = V_g \rho_g (c_{pg}^b t_g^b - c_{pg}^e t_g^e), \quad (15)$$

где c_{pg}^b, t_g^b и c_{pg}^e, t_g^e — теплоемкости и температуры дымовых газов соответственно на входе и выходе из пароперегревателя.

В интервале температур 100÷2000 °С для усредненного состава дымовых газов справедлива зависимость теплоемкости от температуры:

$$c_{pg} = 1{,}038 + 1{,}12 \cdot 10^{-4} t_g. \quad (16)$$

На основании формул (15) и (16) запишем:

$$1{,}12 \cdot 10^{-4} \left(t_g^{e^2} - t_g^{b^2} \right) + 1{,}038 (t_g^e - t_g^b) + \frac{V_u \rho_u (c_{pu}^e t_u^e - c_{pu}^b t_u^b)}{V_g \rho_g (1 - \gamma)} = 0. \quad (17)$$

Как правило, известны начальные температуры дымовых газов и пара, поэтому, решив уравнение (17), можно определить температуру дымовых газов на выходе из пароперегревателя:

$$t_g^e = 94{,}5 \sqrt{2405 - \frac{V_u \rho_u}{(1 - \gamma) V_g \rho_g} (c_{pu}^e t_u^e - c_{pu}^b t_u^b) + 1{,}12 \cdot 10^{-4} t_g^{b^2} + 1{,}038 t_g^b} - 4634. \quad (18)$$

Если в уравнение (18) подставить значения теплоемкостей из выражений (11) или (12), то для пара с высокой температурой перегрева уравнение (18) примет вид:

$$t_g^e = -4634 + 94{,}5 \sqrt{2405 - \frac{4{,}19 \cdot 10^{-6} V_u \rho_u}{(1 - \gamma) V_g \rho_g} \times \left\{ \left[4{,}578 \cdot 10^5 + \left| 550 - t_u^e \right|^{1,665} + 65(0{,}1 p_u (1000 - t_u^e) + t_u^e) \right] t_u^e - \left[4{,}578 \cdot 10^5 + \left| 550 - t_u^b \right|^{1,665} + 65(0{,}1 p_u (1000 - t_u^b) + t_u^b) \right] t_u^b \right\} + 1{,}12 \cdot 10^{-4} t_g^{b^2} + 1{,}038 t_g^b}. \quad (19)$$

Таким образом, задавая значение t_u^e по уравнению (19) или (18), определим температуру дымовых газов на выходе. Установив связь между температурами на входе и выходе из пароперегревателя и использовав уравнения (13) и (14), определим коэффициенты теплоотдачи дымовых газов α_{cg} и пара α_u, а также α_r из выражения (8). Затем опреде-

лим коэффициент теплоотдачи α_g дымовых газов. Истинным температурам t_u^e и t_g^e соответствуют такие коэффициенты теплоотдачи на обеих сторонах теплопередающего элемента, при подстановке которых в выражение коэффициента K теплопередачи обеспечивается равенство:

$$3{,}6KA_w\bar{t}_u - V_u\rho_u(c_{pu}^e t_u^e - c_{pu}^b t_u^b) = 0, \qquad (20)$$

где $\bar{t}_u$ — средняя температура перегретого пара в пароперегревателе, °С; A_w — площадь поверхности теплообмена, м^2.

Принимаем, что коэффициенты теплоотдачи вдоль элементов пароперегревателя изменяются по логарифмическому закону. Получим средний коэффициент теплоотдачи: для газов $\bar{\alpha}_g = \dfrac{\alpha_g^b - \alpha_g^e}{\ln(\alpha_g^b/\alpha_g^e)}$;

для пара $\bar{\alpha}_u = \dfrac{\alpha_u^e - \alpha_u^b}{\ln(\alpha_u^e/\alpha_u^b)}$.

Следовательно, коэффициент теплопередачи:

$$K = \frac{(\alpha_g^b - \alpha_g^e)(\alpha_u^e - \alpha_u^b)}{(\alpha_u^e - \alpha_u^b)\ln(\alpha_g^b/\alpha_g^e) + (\alpha_g^b - \alpha_g^e)\ln(\alpha_u^e/\alpha_u^b)}. \qquad (21)$$

Приняв изменение температуры пара в пароперегревателе по логарифмическому закону, получим:

$$\bar{t}_u = \frac{t_u^e - t_u^b}{\ln(t_u^e/t_u^b)}. \qquad (22)$$

Подставив выражения (21) и (22) в уравнение (20), получим:

$$\frac{3{,}6A_w(\alpha_g^b - \alpha_g^e)(\alpha_u^e - \alpha_u^b)}{(\alpha_u^e - \alpha_u^b)\ln(\alpha_g^b/\alpha_g^e) + (\alpha_g^b - \alpha_g^e)\ln(\alpha_u^e/\alpha_u^b)}\,\frac{t_u^e - t_u^b}{\ln(t_u^e/t_u^b)} -$$
$$- V_u\rho_u(c_{pu}^e t_u^e - c_{pu}^b t_u^b) = 0. \qquad (23)$$

Подставив зависимость (11) или (12) вместо сомножителя $(c_{pu}^e t_u^e - c_{pu}^b t_u^b)$ в равенство (23) и задавшись значением t_u^e из уравнения (18) или (19), определим t_g^e. Далее по уравнениям (13), (14) и (8) найдем значения α_{cg}, α_u, α_r, а затем α_g для начала и конца пароперегревателя. Проверим справедливость выражения (23), что позволит судить об истинной температуре t_u^e, а также получить значение температуры t_u^e непосредственно. Для этого необходимо заменить все переменные их функциями. Например, вместо α_g^b и α_g^e подставить выражения согласно уравнениям (8) и (13), заменив при этом t_g на t_g^b и t_g^e и т. д. Получим довольно громоздкое уравнение, имеющее только одну неизвестную величину t_u^e, которое решим методом дихотомии, что более приемлемо для ЭВМ. Определив температуру t_u^e, найдем все другие необходимые параметры.

Пример. Определим температуру выходящего из пароперегревателя пара, имеющего начальную температуру t_u^b = 437 °С и давление p_u = 1,57 Па. Расход пара $V_u\rho_u$ = 4000 кг/ч, количество проходящих через пароперегреватель дымовых газов $V_g\rho_g$ = 2000 кг/ч. Потери тепла через стенки радиационного пароперегревателя составляют γ = 5 %. Дымовые газы содержат: 19 % CO_2, 1 % H_2O, 5 % влаги, входят в пароперегреватель с температурой t_g^b = 1400 °С.

Пароперегреватель выполнен в виде цилиндра диаметром D = 1,1 м, в котором размещены 80 трубок с внутренним $d_в$ = 24 мм и наружным $d_н$ = 30 мм диаметрами для прохождения пара. Поверхность нагрева A_w = 22,2 м^2.

Определим периметр и живое сечение трубок, по которым движутся дымовые газы и пар. Периметры трубок: для пара $S_u = \pi 80 d_н = \pi 80 \cdot 0{,}024 = 6{,}03$ м; для дымовых газов $S_g = \pi(D + 80d_н) = \pi(1{,}1 + 80 \cdot 0{,}03) = 11$ м. Живые сечения трубок: для пара $A_u = \dfrac{\pi 80}{4} d_в^2 = \pi 20 \cdot 0{,}024^2 = 0{,}0362$ м^2; для дымовых газов $A_g = \dfrac{\pi}{4}(D^2 - 80d_н^2) = \dfrac{\pi}{4}(1{,}1^2 - 80 \cdot 0{,}03^2) = 0{,}8938$ м^2.

Зададим температуру t_u^e = 636 °С пара на выходе из пароперегревателя и, подставив ее в уравнение (19), получим температуру дымовых газов t_g^e = 683,06 °С.

Найдем эффективную толщину излучающего слоя для цилиндра пароперегревателя $l = 0{,}9D = 0{,}9 \cdot 1{,}1 = 1$ м, получим $\xi = p_{CO_2} l = 0{,}19 \cdot 1 = 0{,}19$ ат · м и $\zeta = p_{H_2O} = 0{,}01 \cdot 1 = 0{,}01$ атм. Урав-

нения (6) и (7) для полученных значений ξ и ζ (см. таблицу) примут вид:

$$\varepsilon_{CO_2} = \frac{4 \cdot 10^{-5}\{[2{,}04(0{,}088 + 0{,}19^{0{,}205}) - 0{,}19] \times}{117 + \{4 \cdot 10^{-3}[0{,}715 \cdot 0{,}19^{-0{,}06} + 0{,}03 \cdot 0{,}19] \times} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{\times (800 + t_g)\}^{1{,}69}}{\times (100 + t_g)\}^{3{,}64}} + 2 \cdot 10^{-3}(38 \cdot 0{,}19);$$

$$\varepsilon_{H_2O} = \exp\{0{,}02302[(5{,}4 - 19 \cdot 0{,}01) \times$$
$$\times (94 \cdot 0{,}01^{0{,}34} - 1{,}85 - 0{,}01 t_g) - 215{,}5]\}.$$

Подставив $t_g^b = 1400$ и $t_g^e = 683{,}06$ °С вместо t_g, получим, соответственно, для начала пароперегревателя $\varepsilon_{CO_2} = 0{,}094$ и $\varepsilon_{H_2O} = 0{,}011$ и для конца пароперегревателя $\varepsilon_{CO_2} = 0{,}132$ и $\varepsilon_{H_2O} = 0{,}026$.

Из уравнения (8) найдем $\alpha_r^b = 66{,}49$ и $\alpha_r^e = 30{,}1$ Вт/(м^2 · °С), из выражения (13) — коэффициенты теплоотдачи при соприкосновении для дымовых газов: $\alpha_{cg}^b = 4{,}87$ и $\alpha_{cg}^e = 3{,}94$ Вт/(м^2 · °С). Далее найдем коэффициенты теплоотдачи, соответственно, для начала $\alpha_g^b = 66{,}49 + 4{,}87 = 71{,}36$ Вт/(м^2 · °С) и для конца $\alpha_g^e = 30{,}1 + 3{,}94 = 34{,}04$ Вт/(м^2 · °С) пароперегревателя. Используя значения $t_u^b = 437$ и $t_u^e = 636$ °С, из уравнения (14) определим коэффициенты теплоотдачи при соприкосновении для пара: $\alpha_u^b = 206{,}34$ и $\alpha_u^e = 230{,}51$ Вт/(м^2 · °С). Для указанных температур пара по формуле (12) определим теплоемкость пара на входе и выходе из пароперегревателя: $c_{pu437} = 2{,}294$ кДж/(кг · °С) и $c_{pu636} = 2{,}257$ кДж/(кг · °С). Подставив найденные переменные в уравнение (23), получим уменьшаемое (1 735 738 кДж/ч), которое больше вычитаемого на величину 3033,7 кДж/ч, что соответствует относительной погрешности менее 0,2 % и приемлемо для расчета.

Температура теплопередающей стенки согласно выражению (4) составит в начале пароперегревателя $t_w^b = 684{,}5$ °С и в конце — $t_w^e = 642{,}1$ °С. Следовательно, температура пара должна еще повыситься благодаря излучению стенки пароперегревателя, попадающего в полосу спектра поглощения пара. Однако определить величину поглощенной энергии пока не представляется возможным.

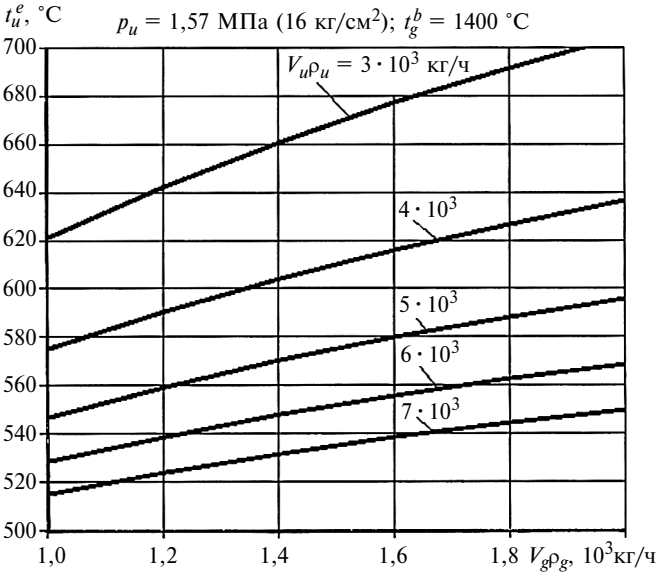


Рис. 2. Зависимости температуры t_u^e пара от расхода $V_g\rho_g$ продуктов сгорания через пароперегреватель при p_u = 1,57 МПа, t_g^b = 1400 °С для разных расходов $V_u\rho_u$

С первого раза точно задать температуру пара на выходе из пароперегревателя, как правило, нельзя, поэтому расчет приходится повторять несколько раз. Если начинать расчет с уравнения (23), то указанную температуру пара можно определить сразу. Решение уравнения (23) методом дихотомии дает величину $t_u^e = 636{,}2487$ °С, после чего легко определить все остальные параметры.

На рис. 2 приведены зависимости температуры t_u^e пара от расхода $V_g\rho_g$ продуктов сгорания через пароперегреватель для разных расходов $V_u\rho_u$ пара.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сыромятников С. П.** Тепловой процесс паровоза. М.: Государственное транспортное издательство, 1940. 436 с.
2. **Пат. 2430846 С2 Рос. Федерации:** МПК B61C 1/00. Способ работы парового локомотива на твердом топливе.
3. **Оленев Е. А.** Нетрадиционное использование твердого топлива на железнодорожном транспорте // Наукоемкие технологии. 2007. № 1. С. 61—66.
4. **Михеев М. А.** Основы теплопередачи. М.: Государственное энергетическое издательство, 1949. 396 с.
5. **Михеев М. А.** Основы теплопередачи. М.: Госэнергоиздат, 1949. 396 с.
6. **Тебеньков Б. П.** Рекуператоры для промышленных печей. М.: Металлургиздат, 1958. 404 с.
7. **Оленев Е. А.** Определение параметров водяного пара в пароперегревателе паровоза // Вестник машиностроения. 2012. № 6. С. 31—34.

УДК 621.793

Н. Н. МАКСИМЧЕНКО, канд. техн. наук (Объединенный института машиностроения НАН Беларуси, г. Минск), e-mail: maksnat2001@mail.ru

Исследование фрикционного плакирования гибким инструментом с использованием некомпозиционных планов второго порядка

Разработаны экспериментально-статистические модели формирования покрытий фрикционным плакированием. Определены интервалы значений технологических параметров при формировании сплошных покрытий толщиной до 15 мкм.

Ключевые слова: фрикционное плакирование, гибкий инструмент, покрытие, материал-донор, планирование эксперимента, некомпозиционный план, толщина, сплошность.

The experimental and statistical models of coating formation by frictional cladding are developed. The limits of technological parameters at formation of solid coatings with thicknesses up to 15 μm are determined.

Keywords: frictional cladding, flexible tool, coating, donor material, experimental design, non-composite design, thickness, denseness.

Упрочняющая обработка поверхности, насыщение поверхностных слоев легирующими компонентами, управление структурой и рельефом поверхности, нанесение функциональных покрытий улучшают эксплуатационные характеристики ответственных узлов и деталей машин и механизмов. Перспективный метод формирования покрытий — фрикционное плакирование гибким инструментом (ФПГИ) [1—4], основанное на переносе гибкими элементами (ворсом проволочной щетки) микрочастиц материала покрытия (донора) на обрабатываемую поверхность. Метод ФПГИ отличается малыми энергоемкостью и трудоемкостью, экономичен, его можно реализовать на базе стандартных металлообрабатывающих станков. В качестве материала-донора для формирования покрытий используют как однородные, так и композиционные материалы.

Композиционные материалы-доноры чаще всего получают методами порошковой металлургии, которые позволяют варьировать вид, размер и концентрацию легирующих элементов, а также материал матрицы для достижения необходимых свойств покрытий [3, 4]. В отличие от известных методов формирования композиционных покрытий, например гальванических, метод ФПГИ пока недостаточно изучен, мало данных о влиянии состава покрытия и режимов нанесения на его физико-механические и эксплуатационные свойства. Неметаллические легирующие элементы (графит, дисульфид молибдена и др.), внедренные в матрицу, затрудняют процессы схватывания и переноса микрочастиц материала-донора на обрабатываемую поверхность ворсом щетки, что приводит к формированию несплошного (островкового) покрытия. Поэтому при выборе режимов ФПГИ, обеспечивающих качественное покрытие заданной толщины, рекомендации, разработанные для однородных покрытий, не всегда подходят. В связи с этим исследование режимов и условий формирования композиционных покрытий методом ФПГИ представляет научный и практический интерес.

Исследования заключались в определении технологических параметров ФПГИ, обеспечивающих формирование качественного сплошного покрытия требуемой толщины из композиционных материалов-доноров на основе бронзы, легированной неметаллическими компонентами. Для достижения поставленной цели использовали статистические методы планирования эксперимента, позволяющие при минимальном числе опытов получить модели многофакторных процессов.

Эффективность статистических методов планирования эксперимента при исследовании технологических процессов объясняется тем, что многие их важные характеристики являются случайными величинами, распределения которых близки к нормальному закону. При исследовании многофакторного процесса постановка всех возможных опытов для получения математической модели связана с большой трудоемкостью эксперимента, так как число их может быть очень велико. Задача планирования эксперимента состоит в установлении минимально необходимого числа опытов и условий их проведения (определении алгоритма), выборе методов математической обработки результатов опытов и принятии решений.

Априори известно, что исследуемый процесс ФПГИ можно описать полиномом второго порядка, поэтому математическая модель уравнения отклика от независимых переменных с учетом эффектов их взаимодействий и ошибки эксперимента имеет вид:

$$y = b_0 + \sum_{1 \le i \le k} b_i x_i + \sum_{1 \le i \le l \le k} b_{il} x_i x_l + \\ + \sum_{1 \le i \le k} b_{ii} x_i^2, \qquad (1)$$

где y — параметр оптимизации; k — число факторов; i, l — номера факторов, $i \neq l$; x_i, x_l — варьируемые факторы; b_0, b_i, b_{il}, b_{ii} — коэффициенты регрессии, описывающие направление и степень влияния каждого из факторов на параметр оптимизации.

В качестве варьируемых факторов были выбраны параметры формирования композиционного слоя методом ФПГИ, существенно влияющие на толщину и структуру деформированного слоя основы и покрытия (при постоянных параметрах гибкого инструмента): время обработки — число n проходов щетки по поверхности детали (фактор x_1); натяг N — сближение оси щетки с обрабатываемой поверхностью (фактор x_2); отношение $v_д/v_щ$ скорости перемещения обрабатываемой детали к скорости вращения щетки (фактор x_3).

Для получения математической модели процесса ФПГИ в виде полинома второго порядка предпочтительнее использовать некомпозиционные планы, предусматривающие всего три уровня варьирования факторов (+1, 0, −1), что упрощает и удешевляет проведение эксперимента. Некомпозиционные планы характеризуются наличием в строках матрицы большого числа нулей, что существенно упрощает вычисление коэффициентов модели (табл. 1). Кроме того, некомпозиционные планы для 3—7 факторов требуют постановки меньшего числа опытов по сравнению с соответствующими ротатабельными центральными композиционными планами второго порядка.

Таблица 1

Номер опыта	x_0	x_1	x_2	x_3	x_1x_2	x_1x_3	x_2x_3	x_1^2	x_2^2	x_3^2
1	+	+	+	0	+	0	0	+	+	0
2	+	+	−	0	−	0	0	+	+	0
3	+	−	+	0	−	0	0	+	+	0
4	+	−	−	0	+	0	0	+	+	0
5	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6	+	+	0	+	0	+	0	+	0	+
7	+	+	0	−	0	−	0	+	0	+
8	+	−	0	+	0	−	0	+	0	+
9	+	−	0	−	0	+	0	+	0	+
10	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0
11	+	0	+	+	0	0	+	0	+	+
12	+	0	+	−	0	0	−	0	+	+
13	+	0	−	+	0	0	−	0	+	+
14	+	0	−	−	0	0	+	0	+	+
15	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Таблица 2

Параметр	Обозначение фактора	Интервал варьирования	Код		
			−1	0	+1
n	x_1	5	5	10	15
N, мм	x_2	0,5	0,5	1,0	1,5
$v_д/v_щ$	x_3	0,1	0,15	0,25	0,35

На основании результатов предварительных экспериментальных исследований выбраны уровни и интервалы варьирования факторов (табл. 2). Параметры оптимизации — относительная сплошность λ и толщина h плакирующего композиционного слоя, сформированного на экспериментальных образцах в результате обработки.

Сплошность λ покрытия определяется отношением площади $S_п$ поверхности с покрытием к площади $S_об$ обрабатываемой поверхности, %:

$$\lambda = (S_п/S_об)100.$$

Площадь $S_п$ определяли с помощью микроскопа МИ-1 при ×200. Толщину покрытия измеряли цифровым магнитным толщиномером МТЦ-3М.

В качестве материала-донора использовали брусок бронзы БрО5С20Гр0,5ДМ0,5, легированной компонентами твердого смазочного материала (графитом и дисульфидом молибдена), полученный прессованием порошковой шихты с последующим спеканием. Покрытие наносили на плоские образцы из серого чугуна СЧ20. Для обеспечения необходимой температуры обрабатываемой поверхности и высокой адгезии материала покрытия к основе для нанесения покрытия использовали щетку диаметром 250 мм и шириной 80 мм со стальным ворсом диаметром 0,2 мм и вылетом (рабочей длиной) 47 мм.

По технологическим режимам, соответствующим матрице планирования эксперимента, формировали композиционные покрытия на образцах, после чего определяли их сплошность и толщину как среднее по 20÷25 измерениям (табл. 3).

По данным опытов вычисляли коэффициенты модели (1) по формулам [5]:

$$b_0 = \frac{1}{3}\sum_{u=1}^{3} y_{0_u}; \quad b_i = \frac{1}{8}\sum_{j=1}^{15} x_{ij}y_j; \quad b_{il} = \frac{1}{4}\sum_{j=1}^{15} x_{ij}x_{lj}y_j;$$

$$b_{ii} = \frac{1}{4}\sum_{j=1}^{15} x_{ij}^2 y_j - \frac{1}{16}\sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{15} x_{ij}^2 y_j - \frac{1}{6}\sum_{u=1}^{3} y_{0_u},$$

где u — номер параллельного опыта в центре плана; y_{0_u} — значение функции отклика в u-м опыте; j — номер опыта в матрице планирования; x_{ij} и x_{lj} — кодированные значения i-го и l-го факторов в j-м опыте; y_j — значение функции отклика в j-м опыте.

Для вывода уравнения регрессии относительной сплошности λ (функции отклика y_λ) получены следующие коэффициенты (с округлением до сотых долей):

$$b_0 = 99{,}67;$$

$$b_1 = 20{,}25; \quad b_2 = 9{,}75; \quad b_3 = 1;$$

$$b_{12} = -3{,}75; \quad b_{13} = -0{,}25; \quad b_{23} = -0{,}75;$$

$$b_{11} = -17{,}21; \quad b_{22} = -8{,}71; \quad b_{33} = -2{,}21.$$

Таблица 3

Номер опыта	n	N, мм	$v_д/v_щ$	y_λ, %	y_h, мкм
1	15	1,5	0,25	100	14
2	15	0,5	0,25	90	8
3	5	1,5	0,25	65	7
4	5	0,5	0,25	40	4
5	10	1,0	0,25	99	9
6	15	1,0	0,35	100	13
7	15	1,0	0,15	99	11
8	5	1,0	0,35	62	6
9	5	1,0	0,15	60	4
10	10	1,0	0,25	100	9,5
11	10	1,5	0,35	100	10
12	10	1,5	0,15	99	7
13	10	0,5	0,35	80	6
14	10	0,5	0,15	76	4
15	10	1,0	0,25	100	10

Таблица 4

Номер опыта в центре плана	y_λ	$\hat{y}_\lambda$	$y_\lambda - \hat{y}_\lambda$	$(y_\lambda - \hat{y}_\lambda)^2$
5	99		−0,67	0,4489
10	100	99,67	0,33	0,1089
15	100		0,33	0,1089
$s^2\{y_\lambda\} = \frac{s_E}{n_0 - 1} = \frac{0{,}6667}{3-1} = 0{,}3333$				$S_E = \Sigma(y_\lambda - \hat{y}_\lambda)^2 = 0{,}6667$

Дисперсию $s^2\{y_\lambda\}$ параметра оптимизации определяли по результатам опытов в центре плана (см. табл. 3, опыты 5, 10 и 15), для этого составили вспомогательную таблицу (табл. 4).

Дисперсии, характеризующие ошибки в определении коэффициентов уравнения регрессии для y_λ, вычисляли по формулам работы [5] при числе факторов $k = 3$, получили следующие значения:

$$s^2\{b_0\} = \frac{1}{3}s^2\{y_\lambda\} = 0{,}1111;$$

$$s^2\{b_i\} = \frac{1}{8}s^2\{y_\lambda\} = 0{,}0417;$$

$$s^2\{b_{il}\} = \frac{1}{4}s^2\{y_\lambda\} = 0{,}0833;$$

$$s^2\{b_{ii}\} = \frac{13}{48}s^2\{y_\lambda\} = 0{,}0903.$$

Для проверки значимости коэффициентов модели находили их доверительные интервалы:

коэффициента b_0 по выражению:

$$\Delta b_0 = \pm t_T s\{b_0\} = \pm 4{,}3 \cdot 0{,}3333 = \pm 1{,}4333,$$

где $t_T = 4{,}3$ — табличное значение критерия Стьюдента при двух степенях свободы и 5 %-м уровне значимости [5];

коэффициентов b_i, b_{il}, b_{ii} по формулам:

$$\Delta b_i = \pm t_T s\{b_i\} = \pm 0{,}8781;$$

$$\Delta b_{il} = \pm t_T s\{b_{il}\} = \pm 1{,}2411;$$

$$\Delta b_{ii} = \pm t_T s\{b_{ii}\} = \pm 1{,}2921.$$

Коэффициент значим, если его абсолютная величина больше доверительного интервала. Коэффициенты b_{13} и и b_{23} меньше доверительного интервала, поэтому их можно признать статистически незначимыми и исключить из уравнения регрессии. Тогда уравнение регрессии для y_λ примет вид:

$$y_\lambda = 99{,}67 + 20{,}25x_1 + 9{,}75x_2 + x_3 - 3{,}75x_1x_2 - 17{,}21x_1^2 - 8{,}71x_2^2 - 2{,}21x_3^2. \quad (2)$$

Адекватность полученной модели проверяли по F-критерию (критерию Фишера). Для вычисления дисперсии $s^2_{ад}$ адекватности находили сумму s_R квадратов отклонений расчетных значений $\hat{y}_\lambda$ от экспериментальных y_λ во всех точках плана (табл. 5). Расчетные значения $\hat{y}_\lambda$ определяли по выражению (2), $s_E = 0{,}6667$ (см. табл. 4).

Таблица 5

Номер опыта	y_λ	$\hat{y}_\lambda$	$y_\lambda - \hat{y}_\lambda$	$(y_\lambda - \hat{y}_\lambda)^2$
1	100	100	0	0
2	90	88	2	4
3	65	67	−2	4
4	40	40	0	0
5	99	99,67	−0,67	0,4489
6	100	101,5	−1,5	2,25
7	99	99,5	−0,5	0,25
8	62	61	1	1
9	60	59	1	1
10	100	99,67	0,33	0,1089
11	100	99,5	0,5	0,25
12	99	97,5	1,5	2,25
13	80	80	0	0
14	76	78	−2	4
15	100	99,67	0,33	0,1089
$S_R = \Sigma(y_\lambda - \hat{y}_\lambda)^2 = 19{,}6667$				

Дисперсия $s^2_{\text{ад}} = \dfrac{s_R - s_E}{N - k' - (n_0 - 1)} = \dfrac{19{,}6667 - 0{,}6667}{15 - 8 - 2} = 3{,}8$, где N — общее число опытов; k' — число коэффициентов аппроксимирующего полинома; n_0 — число опытов в центре плана.

Дисперсия $s^2\{y_\lambda\} = 0{,}3333$ (см. табл. 4), поэтому расчетное значение F-критерия: $F_P = \dfrac{s^2_{\text{ад}}}{s^2\{y_\lambda\}} = 11{,}4 < F_T = 19{,}3$.

Модель (2), полученная для y_λ, адекватна при 5 %-м уровне значимости.

Аналогично получено уравнение регрессии для толщины h покрытия (функция отклика y_h):

$$y_h = 9{,}524 + 3{,}125x_1 + 2x_2 + 1{,}125x_3 - 1{,}493x_2^2 - 1{,}247x_3^2. \quad (3)$$

Модель (3), полученная для y_h, адекватна при 5 %-м уровне значимости, так как $F_P = \dfrac{s^2_{\text{ад}}}{s^2\{y_h\}} = 2{,}66 < F_T = 19{,}3$.

Анализ регрессионных уравнений (2) и (3) показал, что все исследуемые технологические факторы влияют на увеличение сплошности покрытия, особенно фактор x_1, однако их положительное влияние ослабляется отрицательными коэффициентами при вторых степенях соответствующих факторов. На толщину композиционных слоев, формируемых методом ФПГИ, наибольшее влияние оказывают факторы x_1 и x_3, причем их влияние проявляется как индивидуально, так и во взаимодействии. Влияние фактора x_3 менее существенно. Таким образом, для увеличения толщины композиционного покрытия факторы x_1 и x_3 следует устанавливать на верхнем уровне, а фактор x_2 — на нижнем.

Для удобства интерпретации полученных результатов и использования уравнений (2) и (3) для практических расчетов необходимо перейти от кодированных значений (x_1, x_2, x_3) факторов к натуральным значениям (n, N, $v_д/v_щ$). Для этого использовали формулы:

$$x_1 = \frac{n - n_0}{\Delta n}; \quad x_2 = \frac{N - N_0}{\Delta N};$$

$$x_3 = \frac{(v_д/v_щ) - (v_д/v_щ)_0}{\Delta(v_д/v_щ)},$$

где n_0, N_0, $(v_д/v_щ)_0$ — натуральные значения факторов на основных уровнях (значение "0"); Δn, ΔN, $\Delta(v_д/v_щ)$ — интервалы варьирования факторов.

Таким образом, в соответствии с табл. 2 имеем:

$$x_1 = \frac{n - 10}{5}; \quad x_2 = \frac{N - 1}{0{,}5}; \quad x_3 = \frac{v_д/v_щ - 0{,}25}{0{,}1}.$$

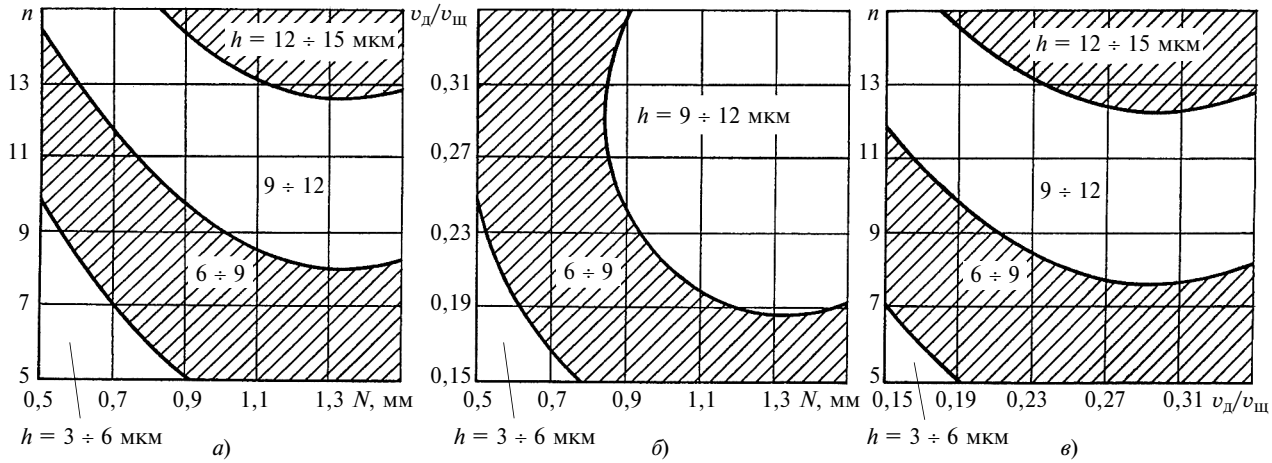
С учетом перехода к натуральным значениям факторов уравнения регрессии (2) и (3) примут вид:

$$\lambda = -95{,}32 + 19{,}32n + 104{,}18N + 120{,}5(v_д/v_щ) - 1{,}5nN - 0{,}69n^2 - 34{,}84N^2 - 221(v_д/v_щ)^2. \quad (4)$$

$$h = -17{,}3 + 0{,}63n + 15{,}94N + 73{,}6(v_д/v_щ) - 5{,}97N^2 - 124{,}7(v_д/v_щ)^2. \quad (5)$$

Зависимости (4) и (5) позволяют управлять технологическими режимами процесса ФПГИ для получения заданных свойств покрытия, сформированного из композиционных материалов-доноров на основе бронзы, легированной графитом и дисульфидом молибдена. По зависимости (5) были определены толщины (до 15 мкм) сформированных методом ФПГИ покрытий из бронзы БрО5С20Гр0,5ДМ0,5 (рисунок, *а*—*в*). По полученным диаграммам можно выбрать область технологических режимов, в которой обеспечиваются требуемые в каждом конкретном случае толщины покрытий.

Анализ диаграмм показал, что в установленных интервалах варьирования факторов увеличение натяга N, числа n проходов и отношения $v_д/v_щ$ приводит к увеличению толщины покрытия, но



Зависимости толщины *h* покрытия от натяга *N*, числа проходов *n* и отношения $v_д/v_щ$ линейных скоростей детали и щетки при $v_д/v_щ$ = 0,25 (*а*), *n* = 10 (б) и *N* = 1,3 мм (*в*)

только до определенного уровня. Зависимость толщины покрытия от натяга носит нелинейный характер: толщина покрытия увеличивается только до $N = 1{,}1 \div 1{,}3$ мм, при дальнейшем увеличении N толщина покрытия существенно не увеличивается. Причина в том, что при $N > 1{,}1 \div 1{,}3$ мм происходит не столько перенос материала покрытия на обрабатываемую поверхность, сколько снятие части ранее сформированного слоя вследствие развивающихся процессов микрорезания.

Подобный эффект наблюдается и при чрезмерной продолжительности обработки: практика показала, что при $n > 10 \div 13$ значительного приращения толщины покрытия не происходит, может лишь ухудшиться качество поверхностного слоя.

Таким образом, назначая на основании моделей (4) и (5) и диаграммы (см. рисунок) технологические режимы ФПГИ, следует учитывать, что при значительном увеличении времени обработки снижается производительность фрикционного плакирования и повышается его энергоемкость, а увеличение натяга способствует преждевременному изнашиванию рабочих элементов гибкого инструмента и непродуктивному расходу материала-донора.

На основании разработанных экспериментально-статистических моделей процесса ФПГИ определены технологические режимы формирования антифрикционных композиционных покрытий толщиной 10÷12 мкм на рабочих поверхностях чугунных направляющих скольжения станин металлорежущих станков: $N = 1{,}0 \div 1{,}3$ мм, $v_д/v_щ = 0{,}25 \div 0{,}27$, $n = 10 \div 12$. Испытания на Минском заводе автоматических линий им. П. М. Машерова показали, что после нанесения композиционного покрытия на направляющие скольжения уменьшились разность между статическим и динамическим коэффициентами трения в 2,6÷2,9 раза, а усилия страгивания ползуна — в 1,7÷2,3 раза. Это устраняет скачкообразность перемещений ползуна и повышает точность обработки изделий на металлорежущих станках [6]. Полученные результаты свидетельствуют об эффективности использования разработанных моделей для установления оптимальных технологических параметров процесса формирования плакирующих композиционных слоев методом ФПГИ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Улучшение** служебных характеристик и качества металлических изделий способом фрикционного плакирования / Л. С. Белевский, В. И. Кадошников, Р. Р. Исмагилов и др. // Сталь. 2011. № 2. С. 93—96.

2. **Анцупов В. П.** Теория и практика плакирования изделий гибким инструментом. Магнитогорск: МГТУ им. Г. И. Носова, 1999. 241 с.

3. **Исследование** структуры нанокомпозиционных материалов и покрытий из них, нанесенных методом фрикционного плакирования / В. А. Попов, В. А. Зайцев, Л. С. Белевский и др. // Материаловедение. 2010. № 4. С. 52—59.

4. **Попов В. А., Кобелев А. Г., Чернышев В. Н.** Нанопорошки в производстве композитов. М.: Интермет Инжиниринг, 2007. 336 с.

5. **Спиридонов А. А.** Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов. М.: Машиностроение, 1981. 184 с.

6. **Леванцевич М. А., Максимченко Н. Н., Калач В. Н.** Исследование влияния покрытий на антискачковые свойства направляющих скольжения // СТИН. 2012. № 9. С. 4—8.

УДК 621.43.038.6:669.268

А. И. САДЫХОВ, д-р техн. наук, Ф. М. ШИРЗАДОВ, д-р-инж.
(АзТУ, г. Баку), e-mail: a_sadixov05@rambler.ru

Улучшение триботехнических свойств чугунных поверхностей легированием методом TIG

Рассматривается применение термической обработки и легирования на основе сварки TIG для улучшение физико-механических свойств поверхностей деталей из чугуна.

Ключевые слова: чугун, твердость, износостойкость, прочность, легирование, метод TIG.

The application of heat treatment and alloying, basing on TIG welding method for improvement of physical and mechanical properties of cast iron parts' surfaces is considered.

Keywords: cast iron, hardness, wear resistance, strength, alloying, TIG method.

Широкое применение чугунов для изготовления большинства ответственных деталей в машиностроении сдерживается его низкими твердостью, прочностью и износостойкостью. Для улучшения физико-механических параметров чугунов при эксплуатации и восстановлении изношенных деталей использовали термическую обработку и легирование поверхностей методом расплавления сваркой — методом TIG. Для оценки состояния поверхности исследовали микроструктуру, твердость и состав обработанного материала.

По экономическим показателям и обрабатываемости чугун является одним из лучших материалов для деталей машин. Наличие свободного графита в составе чугунов обеспечивает их более высокие антифрикционные свойства, чем у сталей [1—3]. Кроме того, в условиях сухого трения скольжения или при плохом смазывании (большая влажность) графит улучшает смазываемость поверхностей (играет роль твердой смазки), предотвращает их адгезионное изнашивание и холодную сварку, обладает большей теплопроводностью, чем стали. При всем значении графита в уменьшении износа чугуна его включения должны иметь средний размер и определенное распределение. При хорошей антифрикционной способности чугуна для повышения износостойкости деталей в большинстве случаев требуется обработка их поверхностей в зависимости от нагрузки.

Чугуны имеют в основном мартенситную, ледебуритную и легированную хромом структуры. Низкие прочность и твердость чугуна с ферритно-перлитной структурой определяют сравнительно низкую его износостойкость, которую можно повысить получением мартенситной (вместо перлитной) и ледебуритной структур (рис. 1). Чугун с ледебуритной структурой (цементит, перлит), имеющий большую стойкость к коррозии по сравнению с перлитной и ферритной структурами, делится на метастабильный перлитный и метастабильный мартенситный [4, 5]. Метастабильный перлитный чугун (твердый чугун) имеет сравнительно низкую износостойкость, а метастабильный мартенситный чугун — большую износостойкость и твердость 600 *HV*. Такая структура получается в результате легирования тремя элементами: Ni (4 %), Cr (3 %) и Mo (3 %). Если число элементов будет меньше или больше, то износостойкость снизится.

Применение белых чугунов с ледебуритной структурой эффективно при больших контактных напряжениях (>1000 МПа) и жидкостном трении. Для получения таких чугунов их поверхности упрочняют расплавлением или при литье модифицируют микроструктуру. Чугуны с ледебуритной структурой хорошо подходят по условиям трибологии

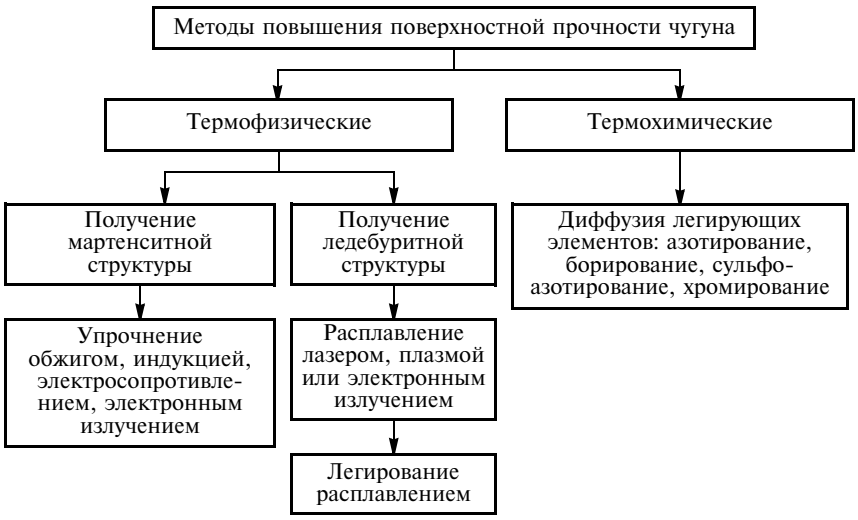


Рис. 1. Классификация методов упрочнения чугунных поверхностей

для тяжело нагруженных деталей и по сравнению с необработанными чугунами менее подвержены адгезионному изнашиванию [2, 6—9].

Чугуны, легированные хромом, имеют высокую износостойкость и соперничают с ледебуритно-мартенситными чугунами, но при их применении нужно учитывать высокие затраты на материалы. На износостойкость и контактную температуру хромовых чугунов можно влиять введением Cr, Mn, C и B. При введении, например, 28 % Cr, 1,5 % Mn, 4 % C и 0,08 % B контактная температура повышается до 600 °C. Введение Cr, B и C (основного легирующего элемента) вместе с другими элементами повышает износостойкость. Введение 0,5÷1,5 % Mn мало влияет на износостойкость чугуна, но Mn можно использовать как элемент их модификации для стабилизации аустенитной структуры. Доказано, что введением 2,8÷3 % C; 1 % Mn; 26÷28 % Cr и 0,04÷0,06 % B можно повысить контактную температуру до 900 °C. Оптимальную износостойкость обеспечивает введение 2,9÷3,6 % C, 16÷24 % Cr, 0,5÷0,7 % B, 0,1÷0,5 % V, 0,08÷0,15 % Mn, остальное — Fe [10, 11]. В статье исследованы только ледебуритные и мартенситные чугуны, свойства чугунов, легированных хромом, подробно не анализировались.

Для восстановления изношенных деталей и получения износостойкого слоя с целью улучшения трибологических свойств поверхность чугуна расплавляли методом TIG (сваркой) или подвергали легированию. Так как расплавлением легирующей фольги методом TIG непосредственно на поверхности невозможно получить необходимую гладкость поверхности, фольгу накладывали между основным материалом и легируемым слоем (рис. 2, см. обложку). Число элементов, необходимых для легирования, рассчитывали в зависимости от толщин получаемого слоя и фольги по формуле $E_с = E_ф h_ф/(h_с + h_ф)$, где $E_с$ и $E_ф$ — число легирующих элементов в слое и фольге; $h_с$ и $h_ф$ — толщины легируемого слоя и фольги. После расчета числа легирующих элементов в слое определяли толщину фольги по формуле $h_ф = h_с E_с/(E_ф - E_с)$. Полученные значения приведены в табл. 1.

Поверхностное легирование основано на конвекции в сварочной ванне, обусловленной разностью температур на поверхности и внутри расплавленного металла. Возникающий температурный градиент вызывает на поверхности напряжения и движущие силы. Математически это определено в гидродинамической теории [12, 13].

Обработку методом TIG проводили по режиму: постоянный сварочный ток 40÷140 А; скорость сварки 70÷160 мм/мин; частота колебаний сварочной головки 20÷60 1/мин; расстояние электрода от поверхности 2÷5 мм; подача аргона 7 л/мин; высота сварного шва 2÷3 мм, его ширина 3÷5 мм.

Таблица 1

Фольга (основа)	Толщина, мм		Содержание элементов, %	
	легирующей фольги	легируемой пластины	в фольге	на легируемой поверхности
99,5 % Al (алюминий)	0,06	2,0	3 Al	—
CuSn4 (медь)	0,2	2,0	10 Cu	0,36 Sn
Fe81Si4B15 (железо)	0,08	2,0	0,4 B	0,1 Si; 2,4 Fe
Ni78Si8B14 (никель)	0,08	2,0	3 Ni	0,5 B; 0,3 Si

Эксперименты проводили с чугуном EN-GJV-400 при нормальной температуре. Для расплавления и легирования поверхности использовали аппарат Navigator 240 AC/DC для электродуговой сварки TIG. В одном варианте поверхность расплавляли и восстанавливали без применения легирующей фольги, в других — подвергали легированию методом TIG. Легирование основано на модели Sandvich. Использовали четыре вида легирующей фольги:

на основе алюминия — 99,5 % Al, обеспечивает температурную стойкость, уменьшает образование пор на поверхности, способствует получению мелкозернистой структуры;

CuSn4 на основе меди — 95÷97 % Cu и 3÷5 % Sn, повышает коррозионную стойкость, уменьшает износ при трении, способствует переносу элементов между поверхностями и получению мелкозернистой структуры;

Ni78Si8B14 на основе никеля — 78 % Ni, 8 % Si и 14 % B, повышает прочность, твердость, температурную и коррозионную стойкость поверхности. Создает условия для образования свободного графита;

Fe81Si4B15 на основе железа — 81 % Fe, 4 % B и 15 % Si, определяет количество цементита и перлита.

В качестве плазмы и защитного газа использовали аргон.

Поверхность оценивали по твердости, микроструктуре и составу элементов. Для получения более четкой структуры (под микроскопом) материал травили нитридной кислотой "Нитол": 1÷10 мл HNO_3 и 100 мл этанола.

Температуру и текучесть сварочной ванны с помощью ножной педали регулировал сварщик, который, исходя из цвета и текучести сварочной ванны, из-

менял частоту колебаний сварочной головки, регулировал ее положение и напряжение тока, контролировал геометрические параметры и качество сварного шва, а также качество легирования. Для устранения образования трещин поверхность перед расплавлением необходимо нагреть сварочным током силой $I = 20 \div 40$ А.

Для качественной оценки микроструктуры образцов использовали световой микроскоп LEICA DMPM с программой IMATEC. Твердость измеряли на приборе DURUMET по методу Виккерса с нагрузкой 100 г.

По техническим и физическим свойствам чугун EN-GJV-400 относится к чугунам, имеющим включения графита в форме листа и шара. Микроструктура таких чугунов состоит из графита, феррита и перлита (рис. 3, см. обложку); для повышения износостойкости чугуна нежелательно наличие мелкого перлита и феррита.

Микроструктура поверхности чугуна EN-GJV-400, расплавленной методом TIG, представлена на рис. 4 (см. обложку). При расплавлении образуются многочисленные кристаллические зерна, которые становятся причиной получения мелкозернистой микроструктуры после отвердевания. При уменьшении температурного градиента размер зерен увеличивается, образуется дендритная структура с высокими твердостью, хрупкостью и износостойкостью в условиях гидродинамического смазывания. Твердость обработанного чугуна EN-GJV-400 выше твердости необработанного, что зависит от количества карбида в его составе.

При охлаждении, начиная с 1350 °С, исходные γ-смешанные кристаллы отделяются от плавки. При температуре 1147 °С в эвтектоидный ледебурит превращается 4,3 % С плавки. При дальнейшем охлаждении от аустенита отделяется цементит — составная часть ледебурита. После отвердевания исходный и эвтектоидный аустенит (содержащий до 0,8 % С и γ-смешанные кристаллы) при 723 °С превращается в перлит. При нормальной температуре микроструктура состоит из перлитных дендритов, исходных γ-смешанных кристаллов и цементита [1].

Для восстановления изношенной поверхности чугуна EN-GJV-400 без применения легирующей фольги ее расплавляли вместе с пластиной из того же материала методом TIG. Анализ показал, что полученные соединения не имеют дефектов (рис. 5, см. обложку), а микроструктура и твердость покрытия не уступают полученным при обработке расплавлением. Обработка методом TIG не оказывает отрицательного влияния на структуру чугуна, поэтому способ пригоден для восстановления чугунных деталей.

На рис. 5—8 (см. обложку) светлые участки — структура ледебурита. В результате высокой температуры свободные графит и феррит на этих участках преобразуются в ледебурит (перлит, цементит); при сухом трении такая структура характеризуется низкой износостойкостью. Так как цементит метастабилен, то при высокой температуре он вновь может превратиться в перлит. Структура чугуна после плавки — мелкозернистая, но не гомогенная. Размер и направление цементита изменяются, что наблюдается при кристаллизации в результате повторного нагрева материала [2, 5].

Износостойкость поверхности с ледебуритной структурой определяется не только ее твердостью, но прежде всего количеством исходного цементита, стабильностью, однородностью, модулем упругости и адгезионными свойствами материала. Увеличить количество цементита и улучшить адгезионные свойства материала можно легированием поверхности [2, 14]. Так, для получения мелкозернистой структуры и повышения коррозионной стойкости и рабочей температуры поверхность, расплавленную методом TIG, легировали алюминием (см. рис. 6). Обладая свойством деоксидации, алюминий соединяется с кислородом, что способствует уменьшению количества пор на поверхности.

При легировании чугуна медью (см. рис. 7) происходит ее проникновение в контактирующие поверхности и увеличение контактного участка, что способствует уменьшению изнашивания и увеличению теплопроводности и грузоподъемности. Теплопроводность существенно влияет на рабочую температуру поверхности, что при больших контактных нагрузках и скорости скольжения имеет особое значение [14].

Структура цветного перлита состоит из феррита и цементита. Анализ материала с помощью γ-лучей показал, что медь растворяется в феррите.

Для определения влияния железа и кремния на количество цементита и перлита, а бора и кремния — на твердость поверхность чугуна EN-GJV-400 подвергли легированию расплавлением фольги на основе железа Fe81Si4B15 (см. рис. 8).

Введение никеля в легирующий состав создает условия для получения серого чугуна. Однако при достаточно высокой скорости углерод кристаллизируется с образованием цементита и получается белый чугун, а очередное охлаждение отвердевшего материала мешает эвтектоидному превращению. В результате аустенит превращается в мартенсит, зерна которого приобретают темный цвет в окружении слабо травленного остаточного аустенита (рис. 9, см. обложку). Длинный, белый, игольчатый цементит — очень твердый и хрупкий. С повышением твердости поверхности образовавшиеся графитовые шары улучшают условия смазы-

Таблица 2

Материал	Место измерения	Содержание элементов[1], %							
		B	Sn	Al	Si	Mn	Ni	Cu	Cr
Основа — чугун EN-GJV-400	—	—	—	0,08	2,34	0,50	0,24	0,62	0,07
Фольга Al 99,5 %	Соединение	—	—	**0,24**	2,59	0,52	0,29	0,50	0,01
	Центр покрытия	—	—	**0,97**	2,48	0,48	0,28	0,68	0,01
	Поверхность	—	—	**1,21**	2,59	0,42	0,33	0,80	0,01
Фольга CuSn4	Соединение	—	**0,06**	0,05	2,31	0,43	0,25	**3,90**	0,06
	Центр покрытия	—	**0,08**	0,04	2,22	0,48	0,39	**5,86**	0,08
	Поверхность	—	**0,01**	0,07	1,25	0,47	0,27	**6,04**	0,01
Фольга Fe81Si4B15	Соединение	—	—	0,02	**2,24**	0,58	0,32	0,66	0,09
	Центр покрытия	—	—	0,01	**2,44**	0,48	0,35	0,96	0,07
	Поверхность	—	—	0,03	**2,47**	0,44	0,36	0,94	0,07
Фольга Ni78Si8B14	Соединение	**1,21**	—	0,05	**2,67**	0,49	**2,21**	0,68	0,08
	Центр покрытия	**1,68**	—	0,07	**2,77**	0,38	**2,69**	0,71	0,06
	Поверхность	**1,42**	—	0,13	**2,78**	0,44	**2,90**	0,61	0,06

[1]Остальное — железо

вания и повышают сопротивление усталости чугуна.

Для изучения состава легированной поверхности был проведен элементный анализ рентгеновским методом EDX. Измеряли количество элементов, находящихся на участках соединения модифицированной поверхности с основным материалом, в центре и на поверхности покрытия, средние значения которых приведены в табл. 2.

Расчетное количество элементов (см. табл. 1) отличается от реального (см. табл. 2, выделенные значения), что является причиной неравномерного распределения элементов на участке расплавления. Например, при легировании алюминием и медью на поверхности образуется чистый легированный слой. Кроме того, начиная с участка соединения, элементы постепенно распределяются в направлении поверхности, а это положительно действует на остаточные напряжения сжатия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **William A.** Glaeser. Materials for Tribology // Elsevier science publishers, 1992.

2. **Werkstofftechnik**. Beschichtung hochbeanspruchter Bauteile // Verschleiβ und Korrosionsschutz. VDI Verlag 866. Düsseldorf, 1990.

3. **Manfred D. Röhrle.** Die Nockenwelle im Wandel der Zeit // MTZ 3/2002 Jahrgang 63.

4. **Werkstofftechnik** Maschinenbau / L. Volker, D. Berthold, G. Wittke, C. Kammer // Theoretische Grundlagen und praktische Anwendungen. Berlin. 2007.

5. **Stahlguβ-** und Guβeisenlegierungen / D. Wittekopf, H. Köchling, O. Liesenberg ea. Al. Leipzig. Stuttgart. 1992.

6. **Бурьянов В. А., Воробьев Ю. В., Подставкин В. В.** Повышение работоспособности газораспределительного механизма двигателей ВАЗ // Обзорная информация. Тольятти: [Б. и.], 1987.

7. **Braess H. H., Seiffert U.** Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik // ATZ/MTZ. Fachbuch. 2007.

8. **Росливкер Е. Г.** Зубчатые передачи и кулачковые механизмы. Вып. 5. Ростов-н-Д: НИИТМ, 1961.

9. **Владимирова М. И.** Оптимальные модификаторы для чугуна с пластинчатым графитом: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М., 1993. 23 с. Машинопись.

10. **Александров Б. И.** Оптимальный состав износостойкого чугуна // Литейное производство. 1986. № 8. С. 30.

11. **Bensinger W-D.** Die Steuerung des Gaswechsels in schnell laufenden Verbrennungsmotoren // Konstruktion und Berechnung der Steuerelemente. Springer – Verlag. Berlin / Heidelberg / New York: 1968. 105 S.

12. **Schenkel T.** Thermische Konvektion in einem Zweischichtsystem bei horizontalem Temperatugradienten: Dissertation. Karlsruhe: 2002. 127 S.

13. **Instabilities** in two layer Rayleigh-Benard convection / M. Degen, P. Colovas, C Andereck, Y. Renardi. In: Int. J. of Eng. Science 36 (1998) / Nr. 12—14. P. 1451—1470.

14. **Pigors O.** Werkstoffe in der Tribotechnik // Reibung, Schmierung und Verschleiβbeständigkeit von Werkstoffen und Bauteilen. Leipzig — Stuttgart. 1993. 546 S.

УДК 621.762

Д. В. ОНИЩЕНКО, канд. техн. наук (Дальневосточный федеральный университет, г. Владивосток), В. В. ЧАКОВ, канд. биолог. наук (Институт водных и экологических проблем ДВО РАН, г. Хабаровск), В. В. ПЕТРОВ, д-р техн. наук (Комсомольский-на-Амуре ГТУ), e-mail: ndivl@mail.ru

Механохимическое формирование карбида вольфрама с использованием модификаций углерода, полученных из растительного сырья

Рассматривается механохимический синтез карбида вольфрама с использованием модификаций углерода, полученных пиролизом растительного сырья.

Ключевые слова: карбид вольфрама, механохимический синтез, пиролиз, растительное сырье, модификации углерода, степень ароматизации.

The mechanochemical synthesis of tungsten carbide using carbon modifications, obtained by pyrolysis of vegetal raw materials, is considered.

Keywords: tungsten carbide, mechanochemical synthesis, pyrolysis, vegetal raw materials, carbon modifications, aromaticity.

Карбид вольфрама (WC) — функциональный материал, широко применяемый в промышленности и имеющий уникальные физические свойства: высокие твердость, температуру плавления, сопротивление изнашиванию и термическому удару, теплопроводность и устойчивость к окислению. Карбид вольфрама — соединение тугоплавкого металла вольфрама с неметаллом углеродом, что выделяет его среди металлоподобных карбидов [1].

Перспективный способ формирования карбида вольфрама — твердофазная реакция, которую можно проводить без растворителей. При термической активации скорость реакции низкая, так как определяется скоростью диффузионных процессов. Механическая активация существенно ускоряет химическое взаимодействие твердых реагентов [2]. В большей степени это относится к высокотемпературному механохимическому синтезу (ВМС), при котором твердофазная реакция проходит во время механической обработки.

В последние годы методом ВМС получен ряд тугоплавких соединений, при этом малоизученным остается механизм образования карбидов. Недостаточно исследовано влияние внешних факторов на инициирование механохимических реакций, не определены факторы, лимитирующие образования WC [3—5]. Поиск эффективных и недорогих углеродных модификаций со специфическими свойствами, определяющими химический состав синтезируемого тугоплавкого соединения, весьма актуален.

Цель работы — исследование факторов, лимитирующих синтез карбида вольфрама при использовании различных углеродных компонентов: сажи ПМ-15, активированного угля, природного графита и углеродных модификаций из растительного сырья.

Синтез WC осуществляли в соответствии с реакцией $WO_3 + 3Mg + C = WC + 3MgO$, используя оксид вольфрама ХЧ, магний чистотой 99,95 %, сажу ПМ-15, природный графит с зольностью менее 1 % и степенью ароматичности f_a = 60,2, а также медицинский активированный уголь разных производителей: ОАО "Медисорб" (г. Пермь), ОАО "Фармстандарт-лексредства" (г. Курск), ОАО "Уралбиофарм" (г. Екатеринбург) и ОАО "Химико-фармацевтический завод" (г. Ирбит). Графит и сажу ПМ-15 предварительно просушивали при температуре 150 °С в течение 3 ч, активированный уголь использовали в состоянии поставки. Степень ароматичности активированного угля составляла от 58,9 (ОАО "Медисорб") до 63,5 (ОАО "Химико-фармацевтический завод").

В качестве исходных материалов для получения углеродных модификаций использовали растительное сырье: шелуху овса (сорт "Аллюр") и пшеницы (сорт "Добрыня"), а также бурый мох (сфагнум). Синтезировали углеродные модификации с аморфной, аморфно-кристаллической и кристаллической структурой при температурах пиролиза 950, 1150, 1300 и 1500 °С. Удельная поверхность (одноточечный метод БЭТ) модификаций углерода, синтезированных из растительного сырья, составляла от 140 до 220 $м^2/г$.

Активацию исходных компонентов суммарной массой 30 г и механохимический синтез карбида вольфрама осуществляли в герметичном контейнере (механореакторе) энергонапряженной вибромельницы [6] при частоте колебаний контейнера 750 $мин^{-1}$ и амплитуде 90 мм. Размалывающие тела — шары из стали ШХ15 диаметром 14 мм, степень измельчения — 1:20.

Синтез WC контролировали по скачкообразному повышению температуры на внешней стенке механореактора, измеряемой инфракрасным лазерным пирометром С-20.1. Такое повышение температуры обусловлено экзотермическим характером химических реакций. При температуре

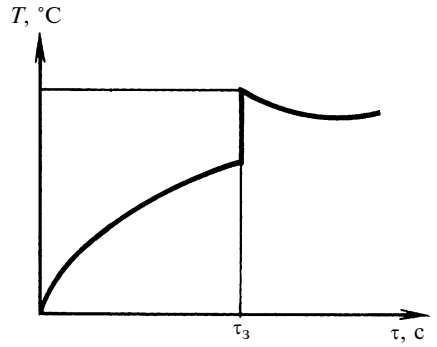


Рис. 1. Термограмма механохимического синтеза

стенок 90÷110 °С виброобработку прекращали. Полученный продукт промывали в растворе соляной кислоты плотностью 1,15 г/см^3. Кинетику синтеза WC исследовали по термограмме "температура стенки — время синтеза" (рис. 1).

Фазовый состав синтезированных модификаций углерода и карбида вольфрама определяли с помощью рентгенофазового анализа на дифрактометре D8 ADVANCE (Германия) в медном K_α-излучении по стандартной методике. Соединения, входящие в состав исследуемых образцов, идентифицировали в автоматическом режиме поиска EVA с использованием банка порошковых данных PDF-2. Гранулометрический состав частиц устанавливали с помощью лазерного анализатора "Анализетте 22" NanoTec/MikroTec/XT фирмы Fritsch (Германия). Морфологию углеродсодержащего сырья и порошка карбида вольфрама исследовали с помощью инвертированного металлографического микроскопа MT 8530 фирмы Meiji Techno (Япония), оснащенного программой Thixomet PRO (Россия). Фрагментарный состав модификаций углерода выполняли с помощью ЯМР-спектрометра Mercury 300 plus фирмы Varian (США). Структуру их поверхности, форму и размер частиц исследовали с помощью электронно-сканирующего микроскопа EVO-50XVP фирмы Carl Zeiss (Германия). Содержание серы и углерода в модификациях углерода и порошках карбида вольфрама определяли с помощью анализатора серы и углерода CS 600 фирмы LECO (США).

Углеродные модификации, полученные при пиролизе шелухи овса, приведены на рис. 2: при температуре 950 °С они имеют аморфное строение, не идентифицируются с помощью РФА и представляют собой спекшиеся образования и грубодисперсные порошки (см. рис. 2, *а*); при температуре 1150 °С это легко разрушаемые порошковые агломераты (см. рис. 2, *б*) с аморфно-кристаллическим строением; при 1300 и 1500 °С — порошки дисперсностью менее 50 мкм с кристаллическим строением (см. рис. 2, *в*, *г*). Продукт пиролиза бурого мха имеет специфическую морфологию (рис. 3) — это

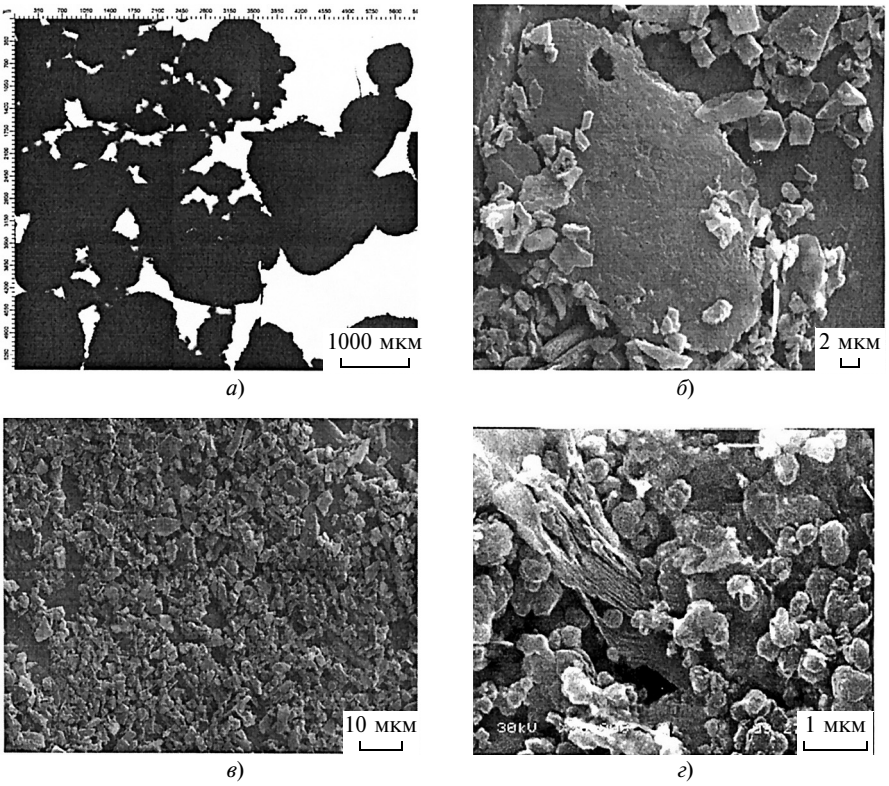


Рис. 2. Морфология шелухи овса после пиролиза при температуре 950 (*а*), 1150 (*б*), 1300 (*в*) и 1500 °С (*г*)

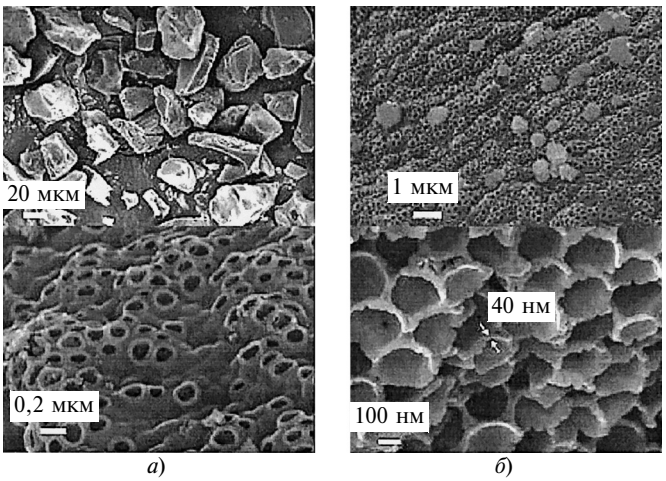


Рис. 3. Морфология бурого мха после пиролиза при температуре 950 °С

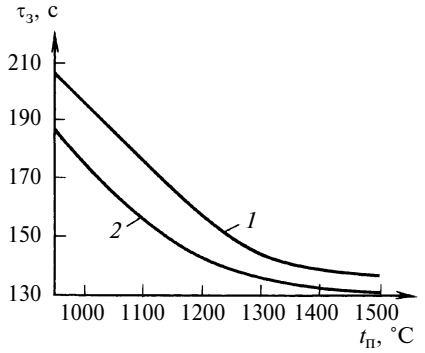


Рис. 4. Влияние температуры $t_п$ пиролиза шелухи овса (*1*) и бурого мха (*2*) на время τ синтеза WC

аморфная модификация углерода с губчатым и фрактальным строением, наследуемым от исходного природного сырья, размер пор которого не превышает 200 нм, а толщина межпоровых перегородок составляет 40 нм.

Углеродные модификации, полученные при пиролизе растительного сырья, использовали в качестве углеродсодержащего компонента для синтеза WC. Для сравнения синтез WC осуществляли с использованием сажи ПМ-15, рекомендуемой как оптимальный углеродсодержащий агент [3, 4, 8], активированного угля и природного графита. Исследования показали, что структура модификации углерода из растительного сырья значительно влияет на время синтеза WC (рис. 4). Применение углерода с кристаллической структурой на 40 % сокращает время механоактивации исходных компонентов по сравнению с углеродом с аморфной структурой.

Значительное влияние на время синтеза WC оказывает степень ароматичности углеродных компонентов (рис. 5): чем она выше, тем больше время синтеза, причем для модификаций углерода, полученного из растительного сырья, эта зависимость менее выражена, чем для углерода, полученного из минерального сырья и активированного угля. Углеродные модификации из бурого мха и шелухи овса, имея большую по сравнению с сажей ПМ-15 степень ароматичности, показывают сопоставимое и даже лучшее время синтеза.

Влияние содержания углерода, полученного пиролизом бурого мха при температуре 1500 °С, в исходной шихте на технологические параметры синтеза WC показано на рис. 6. Большее содержание углерода приводит к увеличению времени синтеза и повышению температуры механохимической реакции. Максимальная температура была зарегистрирована при содержании углерода C_C = 5,2 %, которое на 30 % больше расчетного. Дальнейшее его увеличение приводит к стабилизации температуры реакции. Рентгенофазовый анализ показал, что максимальное содержание монокарбида вольфрама WC в конечном продукте достигается при C_C = 6,4 % в исходной шихте, которое на 60 % больше расчетного, необходимого для получения 100 %-го WC в конечном продукте.

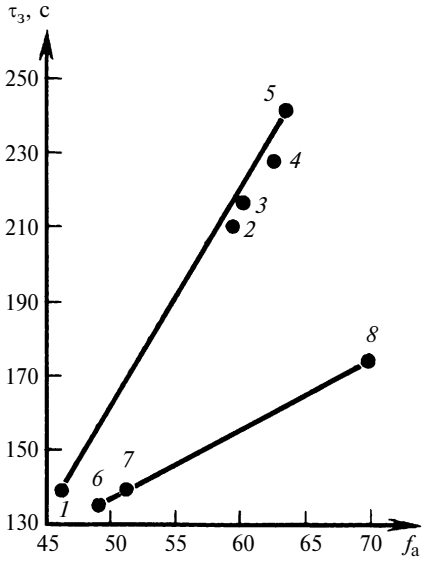


Рис. 5. Влияние степени $f_а$ ароматичности для модификаций углерода из растительного сырья, минерального сырья и активированного угля на время τ синтеза WC:
1 — сажа ПМ-15; *2*, *4* и *5* — активированный уголь разных производителей; *3* — природный графит; *6* — бурый мох; *7* — шелуха овса; *8* — шелуха пшеницы

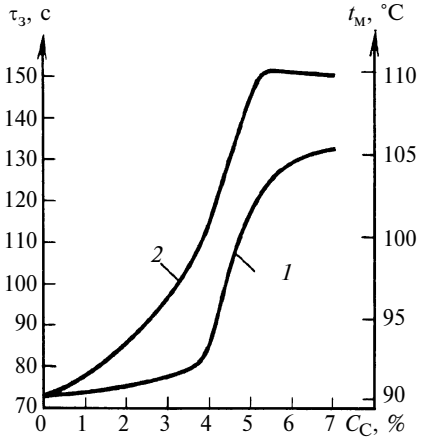


Рис. 6. Влияние содержания C_C углерода в исходной шихте на время τ синтеза (*1*) и температуру *t* стенок механореактора в момент синтеза (*2*)

Сырье для пиролиза	Содержание элементов, масс. %			Фазовый состав композиции, масс. %	
	$C_{общ}$	$C_{св}$	S	WC	W_2C
Бурый мох	5,62	0,12	0,0062	78,92	20,95
Шелуха овса[1]	5,56	0,10	0,0070	77,55	22,35
Активированный уголь	5,57	0,16	0,0086	76,09	23,74
Сажа ПМ-15	5,56	0,15	0,0230	75,91	23,93
Графит	5,43	0,13	0,0250	72,36	27,51

[1] Температура пиролиза 950 °С

Было установлено, что независимо от используемого углеродного сырья для механохимического синтеза системы WO_3—Mg—C с последующей кислотной обработкой порошкового материала

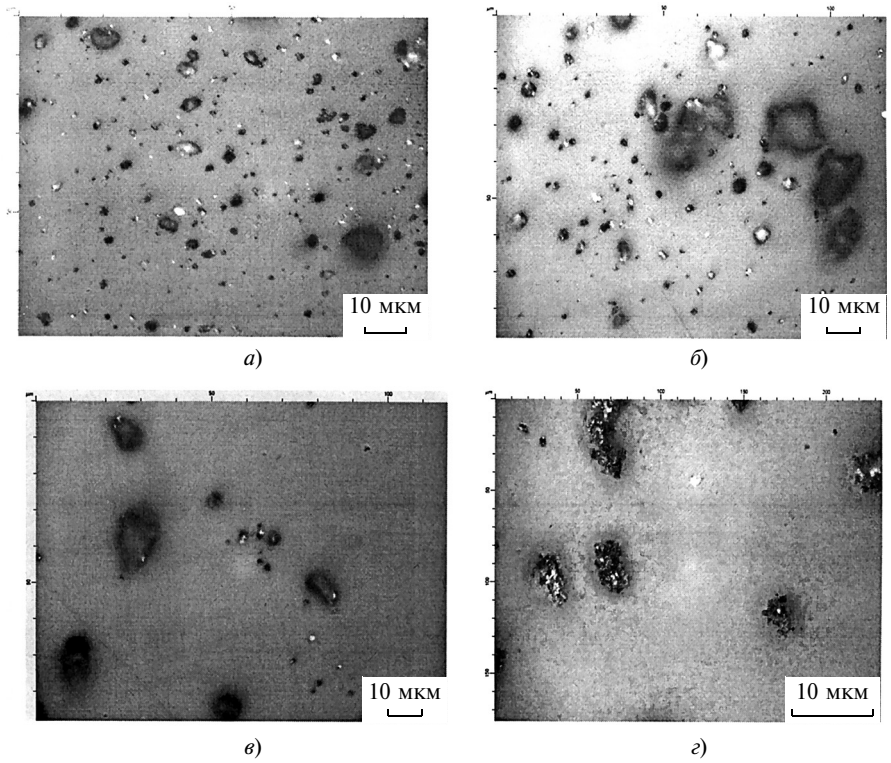


Рис. 7. Морфология порошка композиции WC + W_2C при пиролизе с t = 950 °С бурого мха (*а*), активированного угля (*б*), графита (*в*) и сажи ПМ-15 (*г*)

конечный продукт всегда представляет карбидную композицию WC + W_2C. Наибольшее содержание WC наблюдается при механохимическом синтезе с использованием углеродных модификаций из растительного сырья при температуре пиролиза 950 °С. Фазовый состав продуктов синтеза после кислотной обработки, а также содержание углерода и серы в композиции WC + W_2C приведены в таблице, где $C_{общ}$ и $C_{св}$ — содержание общего и свободного углерода. Видно, что содержание серы и свободного углерода в композициях, полученных из растительного сырья, меньше соответственно в 3 и 1,5 раза, чем при использовании сажи.

Морфология композиции WC + W_2C, полученной из различных углеродных модификаций, после кислотной обработки показана на рис. 7. Наибольшую дисперсность имеет порошок с аморфной структурой, полученный пиролизом бурого мха при температуре 950 °С. Лазерный анализ порошка показал, что размер частиц карбидной композиции составляет от 0,2 до 20 мкм, причем 90 % частиц имеют размер менее 10 мкм.

Дополнительное введение в исходную шихту механически деструктурированного полимера — полиметилметакрилата (ПММА) в количестве 3 масс. % позволило получить после синтеза и кислотной промывки продукт, содержащий только монокарбид WC [6]. Выбор ПММА обусловлен тем, что он легко подвергается механодеструкции [7], а при термодеструкции в процессе механохимического синтеза образуется значительное количество углеводородных соединений, способствующих получению WC из газовой фазы [3, 4, 8]. Получить конечный продукт, содержащий только фазу WC, при введении ПММА в шихту не удалось при использовании природного графита (минимальное содержание полукарбида W_2C в карбидной композиции составило 12 %). По мнению авторов, получение композиция WC + W_2C более возможно при холодном изостатическом прессовании и дальнейшем искровом плазменном спекании на установке SPS-511S (Япония). Исследования в этом направлении интенсивно ведутся в настоящее время.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Самсонов Г. В., Витрянюк В. К., Чаплыгин Ф. И.** Карбиды вольфрама. Киев: Наукова думка, 1974. 176 с.

2. **Аввакумов Е. Г.** Механические методы активации химических процессов. Новосибирск: Наука, 1986. 303 с.

3. **Попович А. А.** Механохимический синтез тугоплавких соединений. Владивосток: ДВГТУ, 2003. 201 с.

4. **Попович А. А., Рева В. П., Василенко В. Н.** Физико-химические закономерности механохимического восстановления металлов и неметаллов из их оксидов // Изв. вузов. Черная металлургия. 1992. № 5. С. 6—9.

5. **Онищенко Д. В., Попович А. А., Ван Син Шен.** Синтез наноразмерного порошка карбида вольфрама для создания функциональных нанокомпозиционных материалов. // Изв. вузов. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2011. № 2. С. 9—15.

6. **Онищенко Д. В., Рева В. П.** Получение нанопорошка карбида вольфрама методом механической активации // Физика и химия обработки материалов. 2011. № 2. С. 71—77.

7. **Получение** металлических порошков методом измельчения стружкоотходов / Г. А. Гороховский, В. Г. Чернышев, В. П. Рева и др. // Порошковая металлургия. 1988. № 12. С. 1—8.

8. **Онищенко Д. В., Рева В. П.** Углеродные модификации из растительного сырья для формирования функциональных материалов // Кокс и химия. 2012. № 5. С. 39—44.

УДК 621.9.048.6

А. С. ДОЛГИХ (ООО "ДАЛЛАО Проект", г. Старый Оскол), А. Ю. ЕРЕМЕНКО, А. В. МАКАРОВ, кандидаты технических наук, А. П. СЕРГИЕВ, д-р техн. наук, Р. Ю. СЕКИРИН (Старооскольский технологический институт им. А. А. Угарова — филиал МИСиС), e-mail: tm.stimisis@mail.ru

Оптимизация технологических параметров отделочной обработки в абразивных средах

Рассмотрен механизм съема металла при обработке в гранулированных абразивных средах, установлены основные параметры, влияющие на интенсивность обработки, определены направления их оптимизации.

Ключевые слова: съем металла, абразивная среда, царапина, оптимизация.

The mechanism of metal removal during processing in granular abrasive mediums is considered; the general parameters, which influence on processing intensity, are determined, and the directions of their optimization are defined.

Keywords: metal removal, abrasive medium, scratch, optimization.

В основе механизма съема металла, применяемого при различных отделочных обработках в гранулированных абразивных средах, лежит взаимодействие вершин единичных зерен, выступающих из поверхностного слоя формованных гранул на керамической или полимерной основе или дробленых природных минералов, разделенных на фракции. Для отделочно-упрочняющей обработки используют стальные полированные шарики или специальные металлические тела типа звездочек, цилиндров с косыми торцами и т. п.

Особенность данного процесса — отсутствие жесткой кинематической связи между режущим инструментом и обрабатываемой поверхностью. Впервые суть такого процесса обработки, т. е. механизм съема металла при взаимодействии со свободной абразивной частицей, была раскрыта в работе [1] и экспериментально подтверждена в работе [2]. Последующие подобные исследования с использованием современных методов (электронная микроскопия, рентгеноструктурный анализ) подтвердили установленный механизм съема металла [3].

Анализ взаимодействия свободной абразивной частицы с поверхностью обрабатываемой детали позволил сделать вывод о наличии трех основных действующих одновременно механизмов съема: скалывание, истирание, микрорезание.

Скалывание происходит, если детали соударяются с единичными выступами абразивных зерен, что наблюдается при обработке хрупких материалов (чугуна, закаленной стали, окалины, окислов, формовочных смесей, пластмассы, минералов) или сильно нагартованных пластичных материалов, например, при удалении заусенцев и облоя с деталей, полученных холодной штамповкой и накаткой. Во всех других случаях кинетическая энергия частиц наполнителя при ударе затрачивается на упрочнение поверхности металла, поэтому разрушения пластичных металлов скалыванием составляют весьма незначительную часть от всего съема металла.

Истирание происходит при взаимном перемещении деталей и наполнителя под малым углом, т. е. при почти параллельном перемещении. Интенсивность съема при истирании весьма незначительна и не является определяющей, но доминирует при чистовых режимах обработки, направленной на получение поверхности малой шероховатости.

Микрорезание происходит при определенных соотношениях сил резания, т. е. при достаточно благоприятных условиях стружкообразования. Стружка снимается в результате сдвига ее элементов. Анализ продуктов изнашивания показал наличие в них стружек с заметными линиями сдвигов. Полученные стружки напоминают стружки, снятые при весьма тонком скоростном фрезеровании.

Из рассмотренных выше механизмов съема наибольший объем снимаемого металла приходится на микрорезание, поэтому доминирующим является резание с образованием тончайших стружек.

Микрофотографические исследования отпечатков единичных следов взаимодействия отдельных частиц с обрабатываемой поверхностью, проведенные на предварительно отполированных образцах, подтверждают существование всех трех механизмов съема металла.

Образцы из латуни ЛС 59-1 обрабатывали в вибромашинах при режимах, обеспечивающих доминирование микрорезания (амплитуда колебаний A = 4,2 мм, частота колебаний f = 23 Гц, время обработки τ = 20 с).

На рис. 1 и 2 приведены единичные отпечатки от прямых соударений абразивных частиц, вызывающих хрупкое разрушение, и характерные следы, оставленные абразивной частицей при микрорезании.

На рис. 2 показаны единичные следы взаимодействия абразивной частицы с поверхностью образца при микрорезании. Если частица обладает достаточной кинетической энергией, то единичный акт микрорезания завершается полностью и металл удаляется из лунки, кроме наплывов деформированного металла по краям лунки (рис. 2, *а*).

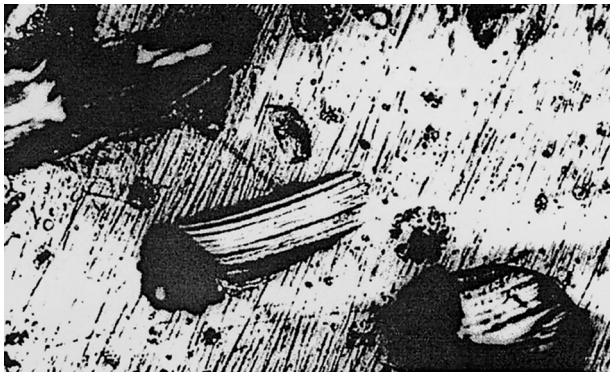


Рис. 1. Единичные следы отпечатков от прямых соударений и микрорезания (латунь ЛС 59-1, ×1100)

а) *б*)

Рис. 2. Единичные следы при микрорезании (латунь ЛС 59-1, ×1100):
а — металл удален из зоны лунки; *б* — в лунке остался гребень деформированного металла

При недостаточной кинетической энергии работа резания не может быть полностью завершена. Тогда центр тяжести гранулы продолжает движение вокруг мгновенного центра скоростей, которым является застрявшая вершина абразивного выступа, гранула совершает вращательное движение и выходит из контакта с зоной резания; на выходе из лунки остается гребень сильно деформированного металла, который удаляется при последующих соударениях. Пластическая деформация металла в зоне около лунки сопровождается появлением линий скольжения, характерных для процесса деформации пластичных материалов.

Характерной особенностью следов (царапин) на образцах является прерывистая (иногда строчная) структура, однако, несмотря на их несколько искривленную траекторию, вероятно, они оставлены одним и тем же выступом или группой абразивных зерен, принадлежащих участку абразивной гранулы, и находящейся в контакте с поверхностью образца в исследуемый интервал времени, при их поступательном и вращательном перемещениях.

Таким образом, основу отделочно-абразивной обработки составляет микрорезание, которое происходит в результате режущего действия абразивных зерен.

Из-за отсутствия жесткой кинематической связи между деталью и инструментом распределение относительных скоростей движения отдельных частиц носит стохастический характер. Поверхность деталей после абразивной обработки не имеет микротрещин и направленных рисок, характерных для традиционных методов механической обработки. Она представляет собой однородную поверхность, которая обеспечивает повышенную усталостную прочность деталей в условиях знакопеременных нагружений.

При обработке пластичных материалов разрушение от скалывания практически отсутствует, так как энергия удара вызывает лишь пластическую деформацию поверхностного слоя. В этом случае съем металла происходит в результате двух одновременно происходящих процессов: микрорезания, связанного с образованием тончайшей стружки, и истирания, связанного с удалением металла без образования стружки в результате перенаклепа и отслоения тончайших чешуек материала. При этом в зависимости от действия внешних сил может преобладать тот или иной механизм съема металла.

Поскольку величина съема металла зависит от кинетической энергии, сообщаемой частице, то по мере потери энергии частицей, врезавшейся в металл, глубина отдельной царапины уменьшается на выходе, что благоприятно влияет на соотношение сил при микрорезании и в большинстве случаев позволяет завершить процесс стружкоудаления из зоны лунки. При недостаточной кинетической энергии единичный выступ не завершает выхода из зоны резания. Тогда гранула вращается относительно своего центра масс и контактирует с обрабатываемой поверхностью другими выступающими вершинами зерен. Съем металла осуществляется при относительном перемещении или вращении абразивных гранул по обрабатываемой поверхности.

Рассмотрим факторы, оказывающие влияние на ход процесса съема металла и формирование поверхностного слоя детали при абразивной обработке, а также установим зависимости между основными технологическими и выходными параметрами обработки, обусловленными требованиями чертежа и оптимизацией технологических параметров для конкретных условий.

При оптимизации параметров, определяющих производительность обработки, целесообразно рассматривать взаимосвязь интенсивности съема металла с мощностью или работой процесса, обеспечивающих оптимизацию целевой функции.

Полная работа, совершаемая свободными абразивными частицами, определяющая величину съема металла с обрабатываемой поверхности детали, представляет собой сумму [2]: $П = П_1 + П_2 + П_3 + П_4$, где $П_1$ — работа на упругую деформацию в срезаемом слое; $П_2$ — работа на пластическую деформацию; $П_3$ — работа на диспергирование при стружкообразовании; $П_4$ — работа на преодоление сил трения.

Установлено [4], что при резании металлов работа $П_1$ упругой деформации весьма незначительна и ею практически можно пренебречь.

Работа $П_2$ при резании металлов всегда значительна, особенно при резании пластичных материалов. При этом наибольшая часть работы расходуется на пластическое деформирование срезаемого слоя. Очевидно, что работа $П_2$ в значительной степени определяется коэффициентом внутреннего трения деформируемого металла в направлении плоскости скалывания, а также коэффициентом трения между абразивной частицей и обрабатываемым материалом. Поэтому при обработке пластичных материалов потеря энергии на пластическую деформацию снижает работу $П_3$, следовательно, при обработке пластичных материалов суммарный съем металла в единицу времени будет несколько меньше.

Работа $П_3$, затрачиваемая на образование новой поверхности детали, зависит только от физико-механических свойств обрабатываемого материала.

Работа $П_4$ всегда значительна, удельная работа трения особенно возрастает при снятии тонких стружек. С уменьшением толщины снимаемого слоя повышается работа трения и уменьшается работа пластического смятия.

При любой ориентации оси абразивных зерен относительно плоскости гранулы они имеют отрицательный передний угол резания $\gamma \geqslant 45°$, при котором процесс стружкообразования возможен, только если нормальная сила P_y превосходит касательную составляющую P_z силы резания, а глубина t резания обеспечивает только пластическое сминание материала, т. е. процесс микрорезания наступает при $t > t_{\min}$. Выступающие единичные абразивные зерна представляют собой грани и ребра четырехгранных пирамид с усеченной или сферической вершиной радиуса ρ, величина которого для острых зерен составляет 0,2 мкм, а при их затуплении после длительного использования (обкатанные гранулы) составляет 0,02÷0,05 мм. В дальнейшем, когда сила трения превосходит силы сцепления зерен с основным материалом, происходит выламывание зерен, обнажаются новые острые зерна.

Таким образом, работа затрачивается главным образом на пластическое деформирование, преодоление сил трения и диспергирование в процессе резания. Соотношение этих работ зависит от толщины снимаемого слоя и механических свойств обрабатываемого материала.

Далее рассмотрим процесс микрорезания с учетом эффективного коэффициента $\mu_э$ трения, который характеризует силу трения и степень пластической деформации при динамическом нагружении.

Для определения технологической производительности процесса запишем уравнение элементарной работы, совершаемой единичным абразивным выступом:

$$\Delta П = LP_y\mu_э, \tag{1}$$

где L — путь резания; P_y — средняя сила нормального давления единичного абразивного зерна.

Элементарную работу диспергирования будем оценивать зависимостью, полученной при исследовании шлифования. Применительно к рассматриваемой задаче работа диспергирования будет иметь вид:

$$\Delta П_3' = \frac{\sigma}{g} S_ц Q_ц = \frac{\sigma}{g} S_ц \frac{\Delta M_1}{\rho_м}, \tag{2}$$

где σ — удельная поверхностная энергия обрабатываемого материала; g — ускорение свободного падения; $S_ц$ — площадь снятого слоя; $Q_ц$ — объем снятого материала; ΔM_1 — масса металла, снятого на единичную царапину; $\rho_м$ — плотность обрабатываемого материала.

В соответствии с уравнениями (1) и (2) элементарная работа $\Delta П_3'$ диспергирования является частью (C_1) общей элементарной работы $\Delta П$, поэтому формулу (2) с учетом выражения (1) можно представить как

$$\frac{\sigma}{g} S_ц \frac{\Delta M}{\rho_м} = C_1 LP_y\mu_э. \tag{3}$$

Анализ углов системы сил, действующих на вершину единичного абразивного зерна при микрорезании, и параметров единичного следа резания в виде царапины, приведенный в работе [5], показал, что значение удельной поверхности снятого слоя определяется выражением:

$$S_ц = \frac{F_ц}{Q_ц} \approx \frac{L_ц}{f_ц} \approx \frac{1}{b\cos\gamma}, \tag{4}$$

где $F_ц$ — площадь новой поверхности; $f_ц$ — площадь поперечного сечения царапины; $L_ц$ — длина царапины; b — средняя ширина царапины.

Величина $1/b$ согласно работе [6] пропорциональна истинному сопротивлению $S_к$ разрыву, что позволяет представить формулу (4) в окончательном виде:

$$S_ц = C_2 \frac{S_к}{\cos\gamma}, \tag{5}$$

где C_2 — коэффициент пропорциональности.

Подставив в выражение элементарной работы, совершенной единичным выступом при одном соударении [см. формулу (3)], значение $S_ц$ из форму-

лы (5) и умножив на число K соударений в единицу времени, получим:

$$KC_1LP_y\mu_э = C_2\frac{\sigma}{g}\frac{K\Delta M}{\rho_м}\frac{S_к}{\cos\gamma}. \quad (6)$$

Выразив составляющую P_y в левой части выражения (6) через массу $m_ч$ абразивной гранулы, ее ускорение и угол λ атаки, подставив в формулу (6) значения L и K [5] и перейдя от элементарного съема к съему металла в единицу времени ($M = \Delta M$), получим зависимость съем металла от параметров, определяющих интенсивность технологического процесса:

$$C_1\mu_э\frac{m_ч v^2}{2}\cos\lambda = C_2\frac{\sigma S_к}{g\rho_м\cos\gamma}M, \quad (7)$$

где v — относительная скорость движения абразивной гранулы по обрабатываемой поверхности.

Введем постоянную $C_3 = \frac{C_1}{C_2}g$ и решим уравнение (7) относительно съема металла:

$$M = C_3\frac{\mu_э\rho_м}{\sigma S_к}\frac{m_ч v^2}{2}\cos\gamma\cos\lambda. \quad (8)$$

Для оптимизации зависимости (8) рассмотрим ее составляющие. Величина $\rho_м$ характеризует плотность обрабатываемого материала, с ростом которой увеличивается съем металла и в результате увеличения массы снимаемого металла при одинаковом объеме, и в результате увеличения относительной скорости детали и абразивных гранул.

С увеличением $m_ч$ съем металла растет, так как увеличивается кинетическая энергия гранул, а следовательно, их способность совершать полезную работу.

Величины $\cos\gamma$ и $\mu_э$ характеризуют систему сил, возникающих в зоне резания, и определяют характер съема металла. Значения $S_к$ и σ обусловлены физико-механическими свойствами обрабатываемого материала. При их увеличении, т. е. при повышенных прочности и вязкости материала, съем металла снижается. Соотношение нормальных и касательных напряжений в зоне резания зависят от угла атаки. Интенсивность обработки обусловлена величиной v^2, которая определяет кинетическую энергию гранулы.

Рассмотрим подробнее показатели, оказывающие существенное влияние на съем металла. Величина $\cos\lambda$ определяется соотношением нормальной и касательной составляющих силы резания и в зависимости от характера съема металла может иметь значение от 0 до 1, что соответствует скольжению абразивных частиц по поверхности деталей и разрушению от скалывания или упрочнения (наклепа).

Для определения значений угла атаки, обеспечивающих условие микрорезания, воспользуемся зависимостью, установленной исследованиями взаимодействия единичного режущего зерна при шлифовании [7]:

$$\frac{P_y}{P_z} = \frac{\sin\gamma + \mu_э\cos\gamma}{\cos\gamma - \mu_э\sin\gamma}. \quad (9)$$

Данный подход справедлив, так как независимо от природы сил, действующих на абразивную частицу, механизм микрорезания в зоне контакта абразивного зерна с обрабатываемым материалом подчиняется общим законам теории резания.

Из формулы (9) получим:

$$\cos\gamma_{max} - \mu_э\sin\gamma_{max} = 0 \rightarrow \mu_э = \mathrm{ctg}\gamma_{max}. \quad (10)$$

Эффективный коэффициент трения для стали [7] можно принять равным 0,5, что значительно больше коэффициента при трении скольжения.

При $\mu_э = 0{,}5$ из формулы (10) находим $\gamma = 63°25'$.

Если принять, что нормальная и тангенциальная составляющие силы приложены к половине толщины t снимаемого слоя, то можно записать:

$$\gamma_{max} = \arcsin\frac{\rho - t_{min}/2}{\rho},$$

тогда

$$t_{max} = 0{,}2\rho.$$

Таким образом, чем острее абразивные зерна наполнителя, тем легче осуществляется микрорезание.

Анализ показал, что по мере затупления вершин зерен, т. е. увеличения радиуса ρ скругления вершин зерен, отрицательный угол γ возрастает и условия микрорезания ухудшаются, увеличивается минимальная глубина снимаемого слоя. Для возобновления процесса микрорезания необходимо увеличить кинетическую энергию абразивной частицы. При значительном затуплении вершин зерен (обкатанный износостойкий наполнитель) доминирующим механизмом съема становится истирание.

Другим условием режима микрорезания является равенство нормальной и касательной составляющих силы резания, т. е. $P_y = P_z$, что соответствует $\lambda = 45°$. Минимальный угол γ_{min} определяется из выражения (9):

$$\cos\gamma_{min} - \mu_э\sin\gamma_{min} = \sin\gamma_{min} + \mu_э\cos\gamma_{min}.$$

Тогда $\gamma_{min} = 18°20'$ и максимальная толщина снимаемого слоя составит $t_{max} = 1{,}37\rho$.

Из анализа возможных значений угла λ атаки следует, что механизм микрорезания во всем объеме металлосъема возрастает с увеличением угла атаки. Абсолютная величина нормальной составляющей внешней силы должна обеспечивать не-

обходимую глубину резания, превышающую $t_{\min}$. Тангенциальная составляющая должна обеспечивать напряженное состояние, превышающее сопротивление обрабатываемого материала срезанию. Чем больше тангенциальная составляющая, тем больше длина царапины, что повышает производительность обработки. Это же относится к процессу истирания.

Изнашивание абразивных частиц имеет место при любых соотношениях нормальных и касательных составляющих внешней силы, когда нет микрорезания.

Интенсивность обработки зависит от внешней силы P и угла λ атаки. Поэтому при равных средних площадях поперечных сечений царапин глубина t резания будет тем больше, чем острее зерно, т. е. чем меньше радиус ρ скругления вершины зерна. Глубина резания ограничивается величиной выступающего зерна, и при крупнозернистом наполнителе шероховатость обработанной поверхности прямо пропорциональна величине зерна. Поэтому для снижения шероховатости следует использовать обкатанные мелкозернистые абразивные гранулы.

Эффективный коэффициент $\mu_э$ трения существенно отличается от коэффициента при сухом трении, т. е. следует рассматривать трение по смоченной поверхности при динамическом воздействии внешней силы. В практических расчетах целесообразно руководствоваться экспериментальными значениями.

Большое значение имеют физико-механические свойства обрабатываемого материала, показатели которых можно установить экспериментально (определение твердости, испытание на разрыв). В инженерной практике целесообразно упростить зависимость (8), приняв некоторые допущения. Введем постоянную C, определяемую средними значениями $\cos\lambda$ и $\cos\gamma$, отношением эффективного коэффициента $\mu_э$ трения к удельной поверхностной энергии σ обрабатываемого материала и коэффициенту C_3. Тогда формула (8) преобразуется в выражение:

$$M = C\frac{\rho_м m_h}{S_к}\frac{\upsilon^2}{2}. \qquad (11)$$

Постоянная C в формуле (11) зависит от конструкции устройства, используемого для обработки деталей, вида обработки (сухая, с закреплением деталей и т. д.), относительной скорости абразивных гранул, т. е. от технологических параметров.

Интенсивность съема металла возрастает с увеличением массы m_h абразивных гранул и их кинетической энергии и обратно пропорциональна сопротивлению разрыва обрабатываемого материала, которое можно заменить на показатель твердости (HB).

Сравнительный анализ формул (8) и (11) показал, что коэффициент C является динамической характеристикой используемого оборудования, отражающей способность преобразовывать энергию колебаний рабочей камеры в работу по съему металла. Кроме того, он учитывает режущие свойства абразивного наполнителя и состав рабочей жидкости.

Анализ факторов, определяющих интенсивность и стабильность технологического процесса с использованием абразивных сред, позволил установить обязательные условия для данной обработки:

1) абразивные гранулы должны обладать достаточной кинематической энергией;

2) интенсивность съема металла достигается увеличением относительной скорости абразивных гранул путем создания зон торможения, переменных силовых полей или дополнительных силовых воздействий с использованием центробежных сил, сил, возникающих от кариолисовых ускорений, а также применением внешних воздействий;

3) для обеспечения равномерности обработки изделий кинематика гранулированной среды должна обеспечивать интенсивное перемешивание, не создавая фракционирования.

Вышеизложенные требования обеспечиваются оптимизацией конструктивных параметров используемого оборудования и могут стать предметом дальнейших исследований.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сергиев А. П.** Физические основы виброобработки // Производственно-технический бюллетень. 1964. № 7. С. 53—58.

2. **Сергиев А. П.** Влияние основных параметров процесса виброобработки на величину и характер металлосъема // Вопросы динамики и прочности. 1971. Вып. 21. С. 87—100.

3. **Самодумский Ю. М., Трунов В. Б.** Электронно-микроскопическое исследование поверхностей, обработанных методом виброабразивного шлифования // Чистовая отделочно-упрочняющая и формообразующая обработка металлов. 1973. С. 22—26.

4. **Кривоухов В. А.** Деформирование поверхностных слоев металла в процессе резания. М.: Машгиз, 1945. 72 с.

5. **Сергиев А. П., Антипенко Е. И.** Отделочная обработка в абразивных средах. Старый Оскол: Научное издание, 1997. 220 с.

6. **Давиденков Н. Н.** Некоторые проблемы механики материалов. Л.: Лениздат, 1943. С. 86—108.

7. **Маслов Е. Н.** Основы теории шлифования металлов. М.: Машгиз, 1951. 79 с.

УДК 539.61

А. В. ВАНЧИКОВ, В. Ц. ВАНЧИКОВ, канд. техн. наук, Г. К. ХОМЯКОВ, канд. мед. наук, Л. М. ИСТОМИНА (ИрГУПС, г. Иркутск), e-mail: vanchikov.viktor@yandex.ru

Определение сопротивления граничного слоя вязкой несжимаемой жидкости сдвиговым усилиям в капиллярах гидросистем

Исследовано сопротивление граничного слоя жидкости сдвиговым усилиям методом увеличения разности давлений на концах капилляра.

Ключевые слова: граничный слой, облитерация, адгезия, перепад давлений.

The shear load resistance of a boundary layer of liquid is investigated, using the method of pressure differential increase at capillary ends.

Keywords: boundary layer, silting, adhesion, pressure differential.

Молекулярное движение в жидкостях обусловливает сопротивление сдвиговым усилиям. Условия нахождения молекулы в потоке жидкости и на стенках капилляра значительно отличаются. В потоке на молекулу воздействуют соседние молекулы с теми же свойствами, поэтому все действующие силы уравновешиваются. На молекулу жидкости на стенке капилляра действуют межмолекулярные силы со стороны граничного тела. Система сил оказывается неуравновешенной и появляется равнодействующая, направленная за пределы объема жидкости. Это наблюдается при облитерации ламинарных дросселей, золотниковых преобразователей гидравлических систем, при стенозе кровеносных сосудов. На перемещение частицы изнутри объема жидкости к стенке капилляра необходимо затратить некоторую энергию, т. е. выполнить работу. Это значит, что молекулы граничного слоя жидкости имеют избыточную потенциальную энергию по сравнению с молекулами внутри объема жидкости. Такая специфика вязкого течения жидкости в радиусе действия сил адгезии твердого тела затрудняет теоретическое получение связей между молекулярными характеристиками и статистическими величинами: температурой, давлением, вязкостью. В работе [1] показано, что при течении жидкости, тщательно очищенной от примесей, через каналы микрометровых размеров возникает облитерация (постепенное уменьшение живого сечения канала), приводящая со временем к уменьшению расхода жидкости. Определяющей при этом является адгезия стенками каналов поляризованных молекул жидкости, которые перекрывают канал, несмотря на смывающее усилие потока [2]. В работе [3] подчеркнута необходимость учета еще одного фактора, обусловленного возрастанием сопротивления механическим воздействиям в тонких слоях жидкости на заключительных стадиях ее растекания по поверхности твердого тела. Отсюда следует, что, например, при проектировании медицинских и промышленных микророботов, автономно передвигающихся в капиллярных каналах или сосудах, а также при разработке безотказных гидроприводов с золотниковыми преобразователями возникает необходимость количественной оценки силы сопротивления граничного (облитерационного) слоя вязкой несжимаемой жидкости (ВНЖ) механическим воздействиям.

Цель работы — оценка сдвиговой прочности жидкостной пленки, возникающей на стенках капиллярных каналов гидросистем и кровеносных сосудов, при адгезии частиц ламинарного потока вязкой несжимаемой жидкости к твердой поверхности. При исследовании использовали прибор для определения силы адгезии жидкости и твердого тела [4], состоящий из напорного сосуда, на боковой стороне которого горизонтально установлена капиллярная трубка, через которую равномерно вытекает вода. (Горизонтальное расположение трубки и равномерное истечение жидкости позволяют исключить из рассмотрения силы тяжести и конвективные составляющие ускорения сил инерции.) Прибор на время эксперимента помещали в термостатическую камеру. В экспериментальной гидродинамике для опытов обычно используют воду и в редких случаях масло или глицерин. В данной работе использовали воду.

В работах [1, 5] показано, что облитерация жидкости проявляется в капиллярах диаметром ≈0,2 мм. Поэтому в работе использовали капилляр из коррозионно-стойкой стали диаметром 214 мкм и длиной 2,5 см. Перепад давления в измерительной трубке прибора поддерживали от 200 до 210 Па. Жидкость очищали от примесей путем перегонки. Чистоту поверхности напорного сосуда и капилляров перед работой обеспечивали в соответствии с методикой, приведенной в работе [6].

В качестве мерного сосуда использовали фиксированный объем малой емкости, равный капле. В работах [7—10] показано, что при объеме ВНЖ $q = 1$ мкл, протекающей через капилляр за время $t = 1$ с, возникает эффект прилипания частиц ламинарного потока к стенкам капилляров. В результате чего со временем увеличивается толщина не-

подвижного граничного слоя жидкости и просвет капилляра перекрывается.

В данном случае для ламинарного течения по капиллярам использовали закон Гагена—Пуазейля:

$$q = \frac{\pi r^2}{4\eta} \frac{r_n^2}{2} \frac{\Delta p}{L}, \qquad (1)$$

где q — объем жидкости, протекающей через капилляр в единицу времени; πr^2 — площадь поперечного сечения капилляра радиусом r; $r_n^2/2$ — результирующий фактор одновременного прилипания частиц потока жидкости к стенке капилляра и их отрыва от нее; Δp — перепад давления на концах капилляра; η — коэффициент динамической вязкости; L — длина капилляра.

Однако в работе [11] показано, что формулу Гагена—Пуазейля лучше использовать для определения относительного расхода. Действительно, если взять толщину граничного слоя жидкости до и после возникновения адгезии частиц потока к стенке капилляра (обозначим индексами n и L соответственно) и измерить времена t_n и t_L истечения одинаковых объемов жидкости $V = qt$ через один и тот же капилляр (одинаковые πr^2, η, Δp, L), то согласно формуле (1) получим:

до адгезии

$$V = q_n t_n = \frac{\pi r^2}{4\eta} \frac{r_n^2}{2} \frac{\Delta p}{L} t_n; \qquad (2)$$

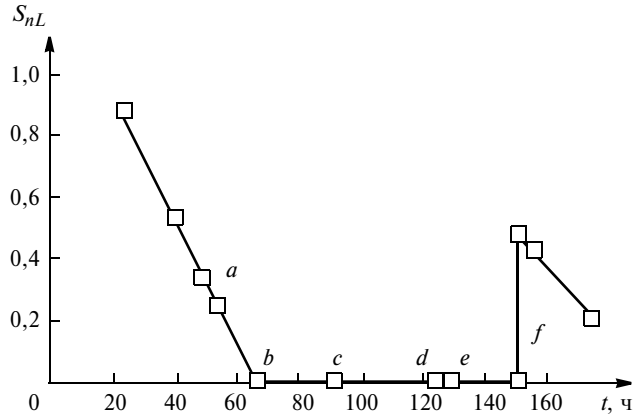
после адгезии

$$V = q_L t_L = \frac{\pi r^2}{4\eta} \frac{r_L^2}{2} \frac{\Delta p}{L} t_L. \qquad (3)$$

Разделив уравнение (3) на уравнение (2), получим: $1 = \frac{\pi r_L^2}{\pi r_n^2} \frac{t_L}{t_n}$ или $\frac{t_n}{t_L} = \frac{\pi r_L^2}{\pi r_n^2}$. Обозначив πr_n^2 через S_n и πr_L^2 через S_L, получим: $\frac{t_n}{t_L} = \frac{S_L}{S_n} = S_{nL}$.

Согласно закону сохранения массы произведение времени наполнения мерного сосуда малого объема на площадь просвета капилляра в случае адгезии частиц ламинарного потока ВНЖ к стенкам капилляров есть величина постоянная: $k = t_n S_n = t_L S_L$.

В работе [11] теоретически обосновано, что по прямому измерению времени наполнения мерного сосуда малого объема V можно определить сужение просвета капилляров, обусловленное утолщением неподвижного граничного слоя ВНЖ на стенках капилляров. Микроскопические размеры частиц жидкости на стенках капилляров, а также однотипность частиц в потоке и неподвижном граничном слое не позволяют определить утолщение Δr граничного слоя жидкости на стенках капилляров прямым измерением, но его можно определить косвенно, основываясь на результатах прямого измерения времени наполнения мерного сосуда малого объема, согласно зависимости



Зависимость закрытия просвета S_{nL} капилляра от времени t при протекании по нему дистиллированной воды

$$S_{nL} = 1 - \xi t_\xi, \qquad (4)$$

где $\xi = 2\Delta r/r_n$ — относительное утолщение неподвижного граничного слоя за время $t = 1$ ч [11]; t_ξ — время полного закрытия просвета капилляра.

Результаты проведенного эксперимента, полученные в соответствии с уравнением (4), представлены на рисунке. Сопротивление граничного слоя жидкости в капиллярах определяли по увеличению перепада давления на концах капилляра. В точке a зависимости $S_{nL}(t)$ перепад давления $\Delta p = 200$ Па (см. рисунок). Через 13 ч (отсчет времени от точки a) значение S_{nL} стало равным нулю (точка b), т. е. течение воды через капилляр прекратилось.

Так как на свободную поверхность жидкости, вытекающей из капиллярной трубки, действует поверхностное натяжение, то для того, чтобы увеличить площадь поверхности капли, необходимо приложить силу F или, как в данном случае, поддерживать на концах капилляра постоянный перепад давления Δp, т. е. $F = \Delta p$. Если сила поверхностного натяжения $F = \sigma 2\pi r$, то можем определить $\Delta p = \sigma/2\pi r$. Подставив данные из условия опыта, получим:

$$\Delta p = \frac{0{,}073}{6{,}3 \cdot 107 \cdot 10^{-6}} \approx 108 \text{ Па}.$$

Найденный перепад давления на 92 Па меньше минимального значения $\Delta p = 200$ МПа, которое поддерживали при проведении гидродинамического эксперимента.

Чтобы проверить сдвиговую прочность образующегося граничного слоя жидкости на стенке капилляра, далее в опыте перепад давления увеличили до 221 Па (точка *b*) (см. рисунок). После выдержки граничного слоя жидкости при этом давлении в течение 24 ч напорное давление увеличили до 321 Па (точка *c*). В точке *d* напорное давление увеличили до 700 Па, в точке *e* — до 1010 Па. Затем напорное давление снизили до 400 Па (точка *f*), а в капилляр на глубину 2 мм ввели стеклянную трубку диаметром 100 мкм. Движением стеклянной трубки в капилляре разрушили неподвижный граничный слой жидкости. После такого воздействия значение S_{nL} увеличилось до 0,5 (см. рисунок), через 3 ч уменьшилось до 0,45, а через 21 ч — до 0,24.

Проведенные опыты показали [11], что сдвиговая прочность неподвижного граничного слоя жидкости зависит от условий формирования первоначального граничного слоя. При небольшом давлении образуется менее прочный граничный слой, чем при больших его значениях. Поэтому перепад давления, при котором неподвижный граничный слой ВНЖ разрушается, в опытах варьировали от 1,8 до 2 кПа. Недостаточно утверждать, что формируются слабые граничные слои чрезмерной толщины (концепция работы [3]), для сравнения необходимо иметь количественную характеристику граничных слоев.

В работе [11] для устранения перепада давления на концах капилляра выходной конец трубки покрывали парафином (гидрофобное покрытие) и устанавливали на нем стеклянный наконечник диаметром 1 мм, не препятствующий переходу ламинарного течения ВНЖ в режим, характеризуемый адгезией частиц потока к стенкам капилляров. В работе [12] отмечается, что перепад давления можно не учитывать, если использовать трубки разной длины, что было осуществлено в работе [11] — использовали капилляры длиной от 1,4 до 5,2 см. Таким образом, опыты с использованием стеклянных наконечников опровергли предположение, что прекращение течения жидкости в капилляре обусловлено перепадом давления. Наконечники заполняются жидкостью, следовательно, можно исключить из рассмотрения влияние смачивания капли на процессы поверхностного натяжения жидкости на конце капиллярной трубки. Этот вывод подтверждает и использование капилляров разной длины.

Полученная количественная оценка сдвиговой прочности граничного слоя жидкости вносит изменения в представление о гидродинамике течений, характеризуемых малыми числами Рейнольдса. Установленные закономерности могут стать, например, основой новых схем лечения варикозного расширения вен и других заболеваний, связанных со стенозом сосудов кровеносной системы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Нагорный В. С., Денисов А. А.** Устройства автоматики гидро- и пневмосистем. М.: Высшая школа, 1991. С. 18, 130.
2. **Ванчиков В. Ц.** Адгезия жидкости к твердой поверхности обтекания // Вестник машиностроения. 2009. № 11. С. 27—30.
3. **Вакула В. Л., Притыкин Л. М.** Физическая химия адгезии полимеров. М.: Химия, 1984. С. 130, 136.
4. **Пат. 72764 Рос. Федерации на полезную модель:** МПК G01N 13/00 B05D 7/04. Устройство определения силы адгезии жидкости и твердого тела.
5. **Холмогоров И. В., Ванчиков В. Ц.** Адгезия жидкости при обтекании поверхности твердого тела // Вестник машиностроения. 2008. № 6. С. 33—35.
6. **Алексеев В. Н.** Количественный анализ. М.: Госхимиздат, 1958. С. 49.
7. **Ванчиков В. Ц.** Гидродинамика облитерационного явления в системах автоматики // Прикладная физика. 2006. № 3. С. 13—16.
8. **Ванчиков А. В., Ванчиков В. Ц.** Использование свойств граничного слоя вязкой несжимаемой жидкости в технологии машиностроения // Вестник машиностроения. 2012. № 3. С. 27—30.
9. **Ванчиков В. Ц.** Работа теплогенераторной форсунки в холодное время // Техника в сельском хозяйстве. 2008. № 4. С. 32—34.
10. **Ванчиков В. Ц.** Ламинарное течение в экологической гидрологии // Экология промышленного производства. 2007. № 1. С. 43—45.
11. **Ванчиков В. Ц.** Управление слоем трения в технологических процессах. Иркутск: ИрГУПС, 2006. С. 61, 69, 70.
12. **Астарита Д., Марруччи Д.** Основы гидромеханики неньютоновских жидкостей. М.: Мир, 1978. С. 72.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

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

Цикл статей "Проблемы теории механической обработки"

УДК 621.9.04.001.24

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: mt13@bmstu.ru

Теоретическое обеспечение технологической механики. 7. Осесимметричная задача теории пластичности. Часть 1.*

Критик — это ботаник. А я — садовник.
Жюль Ренар

Теория — сети, и улов бывает лишь у того, кто их забрасывает.
Фридрих Новалис

На примере осесимметричной задачи показана принципиальная разница решений задач пластической деформации методами прикладной теории пластичности и инженерной теории обработки металлов давлением. Показаны сложность и недостаточная изученность осесимметричной задачи теории пластичности.

Ключевые слова: пластичность, осесимметричная деформация, осадка, напряжения.

The principal differences in solutions of plastic deformation problems by applied theory of plasticity methods and by metal forming theory methods are shown on the example of the axisymmetric problem. The complexity and insufficient research completeness of the axisymmetric problem in the theory of plasticity are shown.

Keywords: plasticity, axisymmetric deformation, upsetting, stresses.

Продолжим анализ критики работ автора данного цикла статей, начатый в предыдущей статье [1].

Как метко сказал известный американский писатель Амброз Бирс, "несчастья бывают двух видов: во-первых, наши собственные неудачи, во-вторых, удачи других". По-видимому, руководствуясь подобной мыслью, Критик упрекает автора не только в том, что тот не использует закон трения Амонтона-Кулона, но и в том, что автор решает простые, по мнению Критика, осесимметричные задачи теории пластичности.

Систематизируем имеющиеся критические утверждения:

1) в качестве исходного предположения автор задает скорости движения материальных точек деформируемого тела, в результате чего якобы получается всего одна неизвестная (константа это или функция, Критик не уточняет, считая, видимо, что определить их одинаково легко), которую каждый может успешно найти (т. е. стоит подобно автору задать скорости, и можно считать, что любая задача уже успешно решена; остается сделать несколько элементарных математических выкладок);

2) при таком подходе у автора, по мнению Критика, получается неудовлетворительный теоретический результат: неравномерность деформаций якобы не зависит от условий трения на контактной поверхности;

3) в результате предположения о скоростях получается, что касательное напряжение зависит лишь от одной координаты, а в этом случае осесимметричная задача якобы становится статически определимой;

4) по мнению Критика, плоские и осесимметричные задачи для идеального жесткопластического материала давно известны, и, следовательно, автор является либо жалким компилятором, выдающим научный плагиат за свои собственные достижения, либо не менее жалким подражателем, выполняющим свои решения с помощью простых давно известных образцов.

Представляется, что внимательный разбор этих высказываний принесет читателям определенную пользу, ибо, как сказал Жан Поль, "то, что истинно при свете лампы, не обязательно истинно при свете солнца".

Поскольку плоскими задачами автор занимается сравнительно редко, то специально для данного цикла они будут подробнее рассмотрены в следующей статье. А пока сосредоточим внимание на осесимметричной задаче теории пластичности.

Напомним, что *осесимметричной задачей* теории пластичности называется двухмерная задача о деформации тела вращения под действием нагрузок, распределенных симметрично относительно его оси. Очевидно, что вследствие симметрии все характеристики пластической деформации (скорости, деформации и напряжения) не зависят от окружной (тангенциальной) координаты θ.

При рассмотрении осесимметричной задачи в цилиндрической системе координат ρ, θ, z полная

* Продолжение цикла. Начало — см. "Вестник машиностроения" № 1—8 за 2013 г., продолжение — № 10 за 2013 г.

система уравнений теории пластичности включает в себя:

уравнения равновесия:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial\sigma_\rho}{\partial\rho} + \dfrac{\partial\tau_{\rho z}}{\partial z} + \dfrac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} = 0; & (1) \\ \dfrac{\partial\sigma_z}{\partial z} + \dfrac{\partial\tau_{z\rho}}{\partial\rho} + \dfrac{\tau_{z\rho}}{\rho} = 0; & (2) \end{cases}$$

систему уравнений Леви—Мизеса, связывающих напряжения и скорости деформаций:

$$\begin{cases} \sigma_\rho = \sigma + \dfrac{2}{3}\dfrac{\sigma_i}{\xi_i}\xi_\rho; & (3) \\ \sigma_\theta = \sigma + \dfrac{2}{3}\dfrac{\sigma_i}{\xi_i}\xi_\theta; & (4) \\ \sigma_z = \sigma + \dfrac{2}{3}\dfrac{\sigma_i}{\xi_i}\xi_z; & (5) \\ \tau_{\rho z} = \dfrac{1}{3}\dfrac{\sigma_i}{\xi_i}\eta_{\rho z}; & (6) \end{cases}$$

интенсивность скоростей деформаций:

$$\xi_i = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\xi_\rho - \xi_\theta)^2 + (\xi_\theta - \xi_z)^2 + (\xi_z - \xi_\rho)^2 + \frac{3}{2}\eta_{\rho z}^2}; \quad (7)$$

условие несжимаемости (условие постоянства объема):

$$\xi_\rho + \xi_\theta + \xi_z = 0 \quad (8)$$

и кинематические уравнения:

$$\begin{cases} \xi_\rho = \dfrac{\partial v_\rho}{\partial\rho}; & (9) \\ \xi_\theta = \dfrac{v_\rho}{\rho}; & (10) \\ \xi_z = \dfrac{\partial v_z}{\partial z}; & (11) \\ \eta_{\rho z} = \dfrac{\partial v_\rho}{\partial z} + \dfrac{\partial v_z}{\partial\rho}. & (12) \end{cases}$$

Таким образом, вместо 17 уравнений в самом общем случае осесимметричная задача идеальной пластичности включает 12 уравнений, в которые входят 12 неизвестных величин: напряжения σ_ρ, σ_θ, σ_z, $\tau_{\rho z}$, среднее нормальное напряжение (гидростатическое давление) σ, скорости ξ_ρ, ξ_θ, ξ_z, $\eta_{\rho z}$ деформаций, интенсивность ξ_i скоростей деформаций, скорости v_ρ, v_z перемещения материальных точек среды (скорости течения). В принципе из полной системы уравнений можно исключить скорости линейных и угловых деформаций (ξ_ρ, ξ_θ, ξ_z, $\eta_{\rho z}$), подставив вместо них в выражения (3)—(8) равенства (9)—(12). В этом случае задача сведется к решению 8 дифференциальных уравнений в частных производных относительно 8 неизвестных. Записи станут более громоздкими, но решение не станет легче от этого формального уменьшения числа неизвестных.

В полную систему уравнений осесимметричной задачи опять не входят ни известное выражение для гидростатического давления:

$$\sigma = (\sigma_\rho + \sigma_\theta + \sigma_z)/3, \quad (13)$$

ни условие пластичности Губера—Мизеса:

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_\rho - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_\rho)^2 + 6\tau_{\rho z}^2} = \sigma_s. \quad (14)$$

Так же, как это было сделано в статье [1], можно легко показать, что при использовании уравнений Леви—Мизеса (3)—(6) равенства (13) и (14) удовлетворяются автоматически.

Далее согласно замечательному афоризму немецкого философа XVIII в. Фридриха Новалиса забросим теоретические сети, чтобы получить улов в виде решения задачи об осадке с помощью уравнений прикладной теории пластичности, детальное рассмотрение которого поможет читателям лучше осознать большую разницу между решениями прикладной теории пластичности и решениями инженерной теории обработки металлов давлением (ОМД).

Итак, продемонстрируем читателям "простоту" решения осесимметричной задачи на примере самой простой из известных автору задач с контактным трением — осадка цилиндрической заготовки.

Чтобы избежать очень тяжелого для любого ученого обвинения в научном плагиате, рассмотрение этой задачи начнем с анализа состояния вопроса. Это особенно целесообразно с учетом того, что еще в далеком 1923 г. Э. Зибель опубликовал свое знаменитое решение для осадки элементарным методом теории ОМД. Так, может быть, решение такой задачи давно известно не только на примитивном уровне теории ОМД, но и на должном математическом уровне прикладной теории пластичности?

Действительно, казалось бы, что другое, как не эта простая задача осадки, должно было стать классическим образцом решения уравнений осесимметричной теории пластичности? Однако же все подлинно великие теоретики пластичности, словно сговорившись, всегда охотно ведут в своих книгах разговор о плоской задаче осадки полосы (задаче Прандтля), но упорно избегают академического рассмотрения осесимметричной задачи осадки цилиндрической заготовки [2—11].

Из всех известных автору крупных ученых только Р. Хилл [4, с. 317] и У. Джонсон [7, с. 113] выделили по половине странички на изложение решения Э. Зибеля, снабдив его соответствующими

критическими замечаниями (Хилл назвал это решение "грубым учетом влияния трения"). Остальные вообще промолчали о существовании такой, казалось бы, центральной, теоретической осесимметричной задачи.

Но, может быть, осесимметричные задачи теории пластичности столь просты, что они даже не интересуют подлинных корифеев механики деформируемого твердого тела, посвящающих основные усилия решению "более сложных" плоских задач? Приведем по этому поводу несколько цитат, хорошо отражающих общее мнение крупных отечественных и зарубежных ученых-механиков.

Л. М. Качанов в главе "Осесимметричная деформация" пишет [9, с. 258, 259]: "Осесимметричные задачи теории пластичности представляют значительный интерес для приложений. Но, учитывая трудности их решения, ограничимся здесь анализом уравнений для жесткопластического тела. Анализ осесимметричной задачи, даже для жесткопластического тела, наталкивается на большие математические трудности, что побуждает к поискам различных возможных упрощений в постановке задачи. В отличие от случаев плоской деформации и плоского напряженного состояния, осесимметричная задача не является локально статически определимой; поэтому раздельный анализ полей напряжений и скоростей в рассматриваемой схеме исключается. Система уравнений осесимметричной задачи является эллиптической". Напомним, что система уравнений плоской задачи является гиперболической, т. е. имеет два семейства действительных характеристик, на чем и построена теория линий скольжения; а эллиптическая система вообще не имеет действительных (вещественных) характеристик. Далее, кроме общих рассуждений во всей этой главе, посвященной осесимметричной задаче, с помощью уравнений теории пластичности рассматривается только одна сравнительно простая задача, притом — *задача без трения*: напряженное состояние в шейке растягиваемого образца [9, с. 274—276] (эта же задача приведена в книге [10, с. 96—98]). Чтобы решить эту задачу, Л. М. Качанову пришлось написать всего 6 выражений, причем под первым номером значится элементарное равенство $\sigma_\rho = \sigma_\theta$. Однако даже относительно этой задачи Л. М. Качанов пишет: "Вопрос о напряженном состоянии в шейке образца, возникшей при растяжении, сложен и полностью не разрешен". Вторая рассматриваемая в данной главе задача [9, с. 276—279] — пластический изгиб круглых пластин — решается с помощью известных простых выражений классической теории изгиба упругих пластин с допущениями Кирхгофа, т. е. никакого отношения к системе уравнений (1)—(12) осесимметричной задачи теории пластичности не имеет. Больше никаких конкретных осесимметричных задач Л. М. Качанов не рассмотрел.

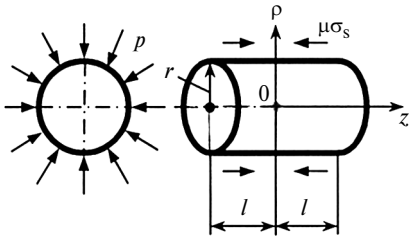


Рис. 1. Радиальное обжатие цилиндрического стержня давлением *p*

Р. Хилл в главе "Осевая симметрия" пишет [4, с. 301, 302]: "Легко показать, что задача об осевой симметрии не является гиперболической. Для того чтобы быть уверенным в однозначности решения, в любом случае должны быть рассмотрены уравнения для скоростей. Поэтому, вообще, задача не является статически определимой. Это — существенное различие между задачами осевой симметрии и плоской деформации. В то время как теория плоской деформации хорошо развита, а методы решения специальных задач хорошо известны, ничего подобного нет в настоящее время для случая осевой симметрии. Например, неясно, как в принципе строить решение смешанных краевых задач, таких как вдавливание конуса и волочение проволоки". (К сведению, автор данного цикла статей успешно решил с использованием всех уравнений осесимметричной теории пластичности как задачу о вдавливании конического пуансона [12, т. 2, с. 44—79], так и задачу о волочении проволоки [12, т. 3, с. 325—337]; высокая практическая точность первого решения подтверждена сопоставлением со 105, а второго — с 62 независимыми экспериментальными данными.)

Далее Р. Хилл решает такую, придуманную им, задачу [4, с. 302, 303]: "Рассмотрим металлический стержень, который содержится внутри тесно пригнанной цилиндрической втулки на части ее длины. Допустим теперь, что втулка сокращается в радиальном направлении, выдавливая стержень из каждого конца". Эту гипотетическую задачу иллюстрирует рис. 1. В действительности она напоминает смятие пирожного в виде открытой с двух сторон вафельной трубочки с кремом внутри. Далее Р. Хилл пишет: "Предположим, что напряжение трения имеет постоянную величину $\mu\sigma_s$, и отыскиваем решение по аналогии с решением Прандтля для массы, сжатой между шероховатыми плитами". Затем Р. Хилл принимает два существенных допущения, задав в явном и наиболее простом линейном виде касательное напряжение и радиальную скорость:

$$\tau_{\rho z} = \mu\sigma_s \frac{\rho}{r}; \qquad (15)$$

$$v_\rho = -v_0 \frac{\rho}{r}, \qquad (16)$$

где μ — коэффициент трения по напряжению σ_s текучести; v_0 — радиальная скорость сжатия втулки, направленная внутрь; r — радиус стержня.

Легко поставленную задачу Р. Хилл решает, находя осевую скорость v_z и напряжения $\sigma_\rho = \sigma_\theta$ и σ_z. В конце он откровенно пишет [4, с. 306]: "Настоящее решение не устанавливает способа, при котором достигается это окончательное распределение внешнего напряжения. Кратко говоря, невозможно сказать точно, какая задача решена; в этом состоит обычный недостаток многих "обратных" решений в пластичности". Практическое применение решению Р. Хилла нашел М. В. Сторожев [13, с. 282, 283], который повторил его в качестве теоретического описания процесса протяжки в круглых бойках. М. В. Сторожев называет задачу протяжки осесимметричной, что является большой натяжкой, поскольку при протяжке давление p к боковой поверхности заготовки приложено не радиально, как в гипотетической задаче Р. Хилла (см. рис. 1), а по вертикали, в связи с чем протягиваемая заготовка стремится не только вытянуться вдоль оси, но еще и расшириться в поперечном направлении (для ограничения этого расширения и применяют вырезные плоские или округлые бойки).

Найденное Р. Хиллом нормальное напряжение σ_z не удовлетворяет статическим граничным условиям на свободных торцах стержня, касательное напряжение $\tau_{\rho z}$ и скорость $\eta_{\rho z}$ угловой деформации в центральном поперечном сечении стержня ($z = 0$) не равны нулю и не меняют знак, как должны менять в силу симметрии течения, а осевая скорость v_z не удовлетворяет условию сплошности в центральном поперечном сечении стержня (в силу симметрии относительно этого сечения скорости v_z течения в противоположные стороны должны равняться нулю, а они отличны от нуля [14, с. 191]). Таким образом, уже только из-за нарушения сплошности решение Р. Хилла некорректно. Тем не менее, по-видимому из уважения к великому ученому, его решение называется "точным решением" [14, с. 191]. Применительно к данной и подобным задачам пояснение такого названия дает В. Прагер [5, с. 370]: "Предшествующие приложения теории пластичности к технологическим процессам формовки являются точными в следующем смысле: если приняты некоторые общие допущения (например, о наличии плоской деформации или плоского напряженного состояния, об идеально гладкой или совершенно шероховатой поверхности резца), то задача решается точно в рамках, скажем, теории идеально пластических тел, без введения каких-либо новых специальных допущений. Для многих процессов формовки такой рациональный тип теории еще не получил развития, а вместо нее используются полуэмпирические теории", т. е. ценятся даже и такие академические решения, как придуманное Р. Хиллом, поскольку других и вовсе нет.

Заметим, что в фундаментальных книгах [5, 6] крупнейшего ученого-механика В. Прагера много глав посвящены рассмотрению плоских задач, однако нет не только главы, но даже решения какой-нибудь задачи осесимметричной пластичности. По этому поводу В. Прагер пишет [5, с. 371]: "Теория полей линий скольжения, которая является столь мощным средством решения задач плоского пластического течения, использует то обстоятельство, что дифференциальные уравнения плоского течения имеют действительные характеристики, совпадающие с линиями скольжения. Однако Хилл (1948 г.) и Саймондс (1949 г.) ранее показали, что дифференциальные уравнения осесимметричного пластического течения не обладают действительными характеристическими поверхностями. Несомненно, что для решения огромного большинства трехмерных задач теория характеристик будет бесполезна, если применять условие пластичности и закон течения Мизеса".

Но вернемся к книге Р. Хилла. Далее для пополнения главы об осевой симметрии он рассматривает известную задачу о цилиндрической трубе, находящейся под действием внутреннего давления [4, с. 306—308]. Однако на самом деле считать эту задачу осесимметричной неправомерно, поскольку она не только не является двухмерной (в этой задаче параметры не зависят от осевой координаты z), но и вообще представляет собой простейший частный одномерный случай (результаты зависят только от радиальной координаты ρ) плоской задачи, которая в общем случае также является двухмерной. Задачу о цилиндрической трубе неверно называет осесимметричной и М. В. Сторожев [13, с. 268]. Однако авторы подавляющего большинства фундаментальных книг [2, с. 144; 3, с. 334; 5, с. 129; 7, с. 206; 8, с. 69; 9, с. 149; 10, с. 190] правильно относят эту задачу к простейшей плоской задаче с осевой симметрией.

Далее Р. Хилл рассматривает задачу об обжатии (волочении и прессовании) тонкостенных труб с постоянным трением вдоль образующей матрицы [4, с. 308—312]. Система уравнений осесимметричной пластичности (1)—(12) здесь вообще не используется, а решение сводится к упрощенному уравнению равновесия в простых производных, полученному методом тонких сечений на основе теории оболочек и дополненному упрощенным условием пластичности Губера-Мизеса, которое в сферических координатах ρ, φ, θ, где θ — окружная координата, для волочения имеет вид:

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = m\sigma_s. \qquad (17)$$

Для прессования решение имеет еще более простой вид, так как Р. Хилл пренебрегает в этом случае средним (для рассматриваемой малой толщины

стенки трубы) радиальным напряжением σ_ρ, параллельным стенке матрицы:

$$|\sigma_\theta| = m\sigma_s. \quad (18)$$

Коэффициент m в выражениях (17), (18) — вовсе не то же самое, что всем привычный коэффициент β Лоде. Вот как определяет сам Хилл эту замечательную величину применительно к выражению (17) [4, с. 310]: "...где m — постоянная, которой можно распоряжаться, чтобы получить наиболее близкое полное соответствие с точным решением или экспериментом". Применительно к выражению (18) Хилл добавляет: "...где m — опять означает постоянную, которой можно распоряжаться". В этом вся суть — распоряжаться, чтобы подогнать теорию под эксперимент!

Далее Р. Хилл приводит еще три строки математических выкладок и приходит к окончательному определяющему уравнению в простых производных, которое он не решает, а просто указывает, что интегрирование этого уравнения дает зависимость для напряжения σ_ρ, однако "окончательные формулы слишком сложны, чтобы их стоило приводить". Заметим, что ту же самую осесимметричную задачу об обжатии труб решает и А. А. Ильюшин [2, с. 246—263; 11, с. 329—333], однако с помощью несколько иного упрощенного уравнения равновесия в простых производных, тоже взятого из теории оболочек, но без учета контактного трения. С помощью аналогичного уравнения и без учета трения решает задачу и В. В. Соколовский [8, с. 500—504]. Ту же задачу с учетом трения с помощью упрощенного уравнения равновесия в простых производных, взятого из безмоментной теории оболочек, решает и Н. Н. Малинин [10, с. 166—169], который сводит ее к численному решению. Причем и Хилл, и Ильюшин, и Соколовский, и Малинин пренебрегают напряжением, действующим в направлении толщины стенки трубы, т. е. упрощенно решают даже не осесимметричную, а плоскую задачу. Все это не имеет никакого отношения к используемой нами системе уравнений осесимметричной теории пластического течения (1)—(12). Попытку применить такие уравнения для решения одномерной плоской задачи о цилиндрической трубе, находящейся под действием внутреннего давления, Н. Н. Малинин завершил словами [10, с. 157]: "Получить решение этой системы в замкнутом виде невозможно. Она может быть решена только численными методами". Поэтому в книгах [2, 3, 5, 6, 8, 10, 11] вообще отсутствуют главы, посвященные осесимметричной задаче.

Р. Хилл завершает главу по осевой симметрии словами [4, с. 320, 321]: "Некоторые авторы для полной аналогии с уравнениями плоской деформации принимают искусственное и нереальное условие, первоначально выдвинутое Харом и Карманом (1909 г.). Если распределение напряжения определяется таким путем, то вообще невозможно найти связанного с ним распределения скорости, удовлетворяющего зависимостям Леви—Мизеса, так как имеется три независимых уравнения и только два компонента скорости. Критерий Хара—Кармана был использован в задаче о вдавливании цилиндрического штампа в плоскую поверхность. Численным интегрированием уравнений Ишлинский вычислил поле под сферическим наконечником аппарата для испытания твердости металлов вдавливанием, предполагая, что к моменту деформации там был отпечаток, и, таким образом, пренебрегая перемещением поверхности. Такие вычисления имеют небольшое или не имеют никакого значения, так как гипотеза Хара—Кармана для металлов физически нереальна и она вводит ошибку неизвестной величины". Более подробно с решением А. Ю. Ишлинского и гипотезой Хара—Кармана можно ознакомиться в монографии [2, с. 339—342], где детально показано приведение системы исходных уравнений к виду, удобному для численного интегрирования. А. Ю. Ишлинский в решении своей задачи контактное трение не учитывал. Решение такой задачи с помощью полной системы уравнений (1)—(12), дополненной к тому же уравнениями теории конечных деформаций, для цилиндрического пуансона как с плоским, так и со сферическим торцом, полученное в явном замкнутом виде с учетом контактного трения произвольной величины, а также с учетом роста упрочнения в зависимости от произвольной величины рабочего хода, представлено в работе [15]. Многочисленные сопоставления с независимыми экспериментальными данными, подтверждающие высокую точность данного решения, представлены в монографии [16, с. 235—247, табл. 4.14—4.17].

В книге по теории пластичности У. Джонсона и П. Миллера читаем [7, с. 305]: "До сих пор нет ни одного полного решения даже простейших задач осесимметричного выдавливания, хотя получены решения для верхней оценки деформирующего усилия". Поэтому У. Джонсон предлагает лишь свое эмпирическое соотношение, включающее две константы, подбираемые опытным путем. В главе "Предельная нагрузка при осесимметричном вдавливании" У. Джонсон добавляет [7, с. 484]: "Цель данной главы — показать применение методики предельных нагрузок для анализа осесимметричного напряженного состояния. В предыдущих главах эта методика применялась исключительно для анализа плоской деформации, а это гораздо проще по сравнению с анализом осесимметричного напряженного состояния. Поэтому число примеров, которыми мы располагаем, невелико. Большинство известных верхних оценок было найдено, к несчастью, с огромными затратами труда, что снижает их педагогическую ценность. По этим причинам мы сосредоточим наше внимание на нескольких срав-

нительно простых задачах вдавливания, которые не требуют больших затрат труда". Далее приведено несколько простых задач, решенных элементарными методами теории ОМД — методом баланса работ и методом верхней оценки с помощью жестких блоков. И то и другое не имеет никакого отношения к решению задач с помощью системы уравнений (1)—(12) теории пластичности. К теории пластичности имеют словесное отношение лишь последние строчки данной главы [7, с. 499]: "Хилл (1963 г.) предложил общий метод анализа процессов обработки металлов давлением, применимый при любом трении и геометрии инструмента. До сих пор не было примеров использования метода Хилла".

Наконец, В. В. Соколовский по поводу осесимметричной задачи написал [8, с. 401, 402]: "Осесимметричная задача в отличие от плоской задачи *статически неопределима* (выделено Соколовским А. В.). Она была исследована П. Симондсом, который показал, что она, вообще говоря, не имеет действительных характеристик. Существенная особенность осесимметричной задачи состоит в том, что окружная компонента скорости деформации в ней отлична от нуля". Именно В. В. Соколовский дал решение достаточно корректной осесимметричной задачи теории пластического течения на основе классической системы уравнений. Он рассмотрел осесимметричное радиальное течение пластической массы в сходящемся коническом канале [8, с. 478—483]. Соколовский принял закон постоянного трения на контактной поверхности и ввел предположение о строго радиальном течении, т. е. для сферической системы координат принял условие $v_\varphi = v_\theta = 0$. Далее он принял, что все нормальные напряжения и скорости линейных деформаций пропорциональны $\cos 2\varphi$, а касательное напряжение и скорость угловой деформации пропорциональны $\sin 2\varphi$. В результате решение задачи в таком параметрическом виде было сведено к численному решению методом конечных разностей. Лишь для случая малых углов конусности полученные уравнения были значительно упрощены и представлены в приближенном виде, допускающем решение в явной форме. Для этого приближенного частного случая получены в явном виде напряжения и радиальная скорость течения [8, с. 483].

Подчеркнем, что В. В. Соколовский рассматривал пластическую массу, не имеющую начала и конца, т. е. никак не отражал дополнительные условия, возникающие на входе или выходе конического участка реальных матриц для прессования или волочения. Таким образом, даже решение, полученное для малых углов конусности, нельзя применить непосредственно для расчета технологических параметров реальных инженерных задач. К сведению, применительно к анализу волочения прутка автор также принял гипотезу радиального течения, но применил для решения свой собственный метод, принципиально отличный от метода В. В. Соколовского, и с помощью уравнений осесимметричной теории пластичности получил решение в явном виде, пригодное для угла конусности любой величины [13, т. 3, с. 325—337]. Можно показать, что в частном случае малых углов конусности основные составляющие решений автора и В. В. Соколовского совпадают. Кроме того, на основе тех же уравнений осесимметричной теории пластичности автором были рассмотрены и намного более сложные способы волочения труб без принятия допущения об их тонкостенности и применения упрощенных уравнений теории оболочек [12, т. 3, с. 337—358]. Такие задачи В. В. Соколовский вообще не рассматривал. Наконец, применительно к разработке теории прессования как прутков, так и труб автором были решены намного более сложные задачи без предположения радиального течения: с использованием не сферических, а цилиндрических координат было математически описано движение материальных частиц по *произвольной криволинейной траектории*, определяемой условиями контактного трения [16, с. 500—533]. Решение данных задач было значительно усложнено тем, что определяли конечные накопленные деформации с помощью точных уравнений А. А. Ильюшина (это будет подробно рассмотрено в девятой статье цикла), что позволило разработать эффективную методику расчета возможности трещинообразования. Ранее подобные задачи вообще никогда и никем не ставились, даже на уровне примитивных теорий ОМД.

Отметим, что к осесимметричной задаче с трением с большим почтением относятся не только в теории пластичности, но и в теории упругости. Например, решения классических задач Герца о вдавливании получены без учета контактного трения [17, с. 411—416]. Задача о посадке с натягом кольца на более длинный вал решается также без трения и только приближенно, причем завершается численным интегрированием [17, с. 427—429]. Чтобы классическая задача Ламе о полом цилиндре, нагруженном давлением, стала не плоской, а осесимметричной, необходимо по меньшей мере, чтобы давление было переменным по высоте стенки, т. е. зависело от осевой координаты z. Такую задачу поставил В. Л. Бидерман и смог решить ее не в напряжениях, а только вариационным энергетическим методом [18]. При этом никакого трения он не учитывал. Но реальные бандажированные матрицы для выдавливания испытывают очень большое трение со стороны вытекающего металла. Впервые решение задачи о полом цилиндре в напряжениях, причем с учетом не только переменности давления вдоль осевой координаты z, но и наличия на поверхности цилиндра касательных напряжений трения, было дано в работе [19]. При этом не

было сделано ни одного допущения, т. е. данное решение является точным решением сложнейшей задачи математической теории упругости.

Таким образом, тщательное изучение наиболее авторитетных публикаций по теории пластичности позволяет сделать два вывода: 1) все крупные ученые-механики считают осесимметричную задачу теории пластичности чрезвычайно сложной; 2) известно всего два решения осесимметричной задачи с контактным трением на основе классической системы уравнений (1)—(12): надуманное некорректное решение Р. Хилла для стержня, нагруженного радиальным давлением, и решение В. В. Соколовского для равновесия пластической массы в неограниченном коническом канале, в общем виде сведенное лишь к численному решению.

Вот, собственно, и все рассмотренные в фундаментальных публикациях академические осесимметричные задачи, которые можно отнести к давно известным в области прикладной теории пластичности. Таким образом, только очень богатым воображением Критика можно объяснить его представление о большой простоте и хорошей известности аналитических решений осесимметричных задач идеальной пластичности с трением, которое совершенно не соответствует реальному положению дел.

По поводу осесимметричной задачи приведем еще несколько сведений из трудов известных теоретиков ОМД.

Вот что пишут про осесимметричную задачу М. В. Сторожев и Е. А. Попов [13, с. 306, 307]: "Вопрос определения удельного усилия прошивки в закрытой матрице цилиндрическим пуансоном отличается исключительной сложностью. До сих пор, по существу, нет удовлетворительного решения, вполне надежного для практического применения и достаточно строгого в отношении выполнения формальных требований теории пластических деформаций и математического аппарата". Заметим, что достаточно строгие решения осесимметричных задач закрытой прошивки пуансонами различной геометрии в матрицах различной геометрии с учетом упрочнения, анизотропии и упругого прогиба матриц, приводящего к течению выдавливаемого металла в сужающийся в направлении образующейся стенки стакана кольцевой конический канал, приведены в монографии [16].

А вот что пишет про осесимметричную задачу Г. А. Смирнов-Аляев [20, с. 114, 115]: "Решение осесимметричной задачи пластического течения связано со значительно большими трудностями, чем решение плоской задачи. Как известно, осесимметричную задачу течения идеально пластичного вещества не удается свести к системе уравнений в напряжениях. Решений этой задачи как задачи теории пластичности известно немного. Сюда относятся следующие частные случаи: 1) стенка полого цилиндра под действием внутреннего гидростатического давления (*напомним, что на самом деле это — плоская одномерная задача, а не осесимметричная!* — А. В.); 2) затекание пластического вещества в коническую полость; 3) анализ напряженного состояния в шейке при разрыве круглого образца". Такой эрудированный знаток, как Г. А. Смирнов-Аляев (на которого ссылаются А. А. Ильюшин [2, с. 58], Н. И. Безухов [3, с. 378], В. В. Соколовский [8, с. 596], Л. М. Качанов [9, с. 410]), фактически смог указать решения всего двух известных задач, а надуманную задачу Р. Хилла даже не счел нужным упомянуть.

Не решает ни одной осесимметричной задачи и А. Д. Томленов [21]. Для того чтобы распространить полученные методами линий скольжения решения плоских задач на осесимметричные, А. Д. Томленов в одном месте [21, с. 116] — применительно к задаче о внедрении цилиндрического пуансона в полупространство — вводит грубое допущение, что напряженные состояния в обоих случаях одинаковы, и бездоказательно считает, что такое допущение не приводит к значительной погрешности, а в другом месте [21, с. 252] — применительно к задаче о прессовании цилиндрического прутка — уже предлагает считать, что удельная сила осесимметричного выдавливания равна удвоенной удельной силе плоского выдавливания. Очевидно, по мнению А. Д. Томленова, оба действия — приравнять или удвоить — одинаково дадут небольшую погрешность. На самом же деле ни тот ни другой голословный волюнтаристический подход не имеют ничего общего с подлинной теорией пластичности. Сравнение строгих академических решений плоской [8, с. 471, величина σ_ρ] и осесимметричной [8, с. 483, величина σ_ρ] задач выдавливания показывает, что простым приравниванием или умножением результатов плоского решения на 2 или на любой другой постоянный коэффициент нельзя получить результаты осесимметричного решения.

Наконец, Г. Я. Гун в небольшой завершающей части своего учебника [22], посвященной немногочисленным примерам решения конкретных технологических задач, полностью забыв о тензорах, Кронекерах, формулах Шварца—Кристоффеля, формах Громеки—Ламба и гильбертовых пространствах, занимающих в 3,5 раза большую первую часть учебника, вообще не приводит ни одного решения осесимметричной задачи теории пластичности на основе уравнений (1)—(12). Вся теория решения таких задач *в явном виде* сводится исключительно к демонстрации элементарных инженерных методов. Во-первых, это волочение прутка, рассматриваемое с помощью примитивного уравнения в простых производных, полученного инженерным методом тонких сечений [22, с. 345, 346]. Во-вторых, это осадка круглой пластины, рассматриваемая с помощью такого же уравнения, построенного на грубых допущениях метода "тонкого слоя" из упро-

щенной работы [23], приводящих к результатам, совпадающим с известным решением Е. П. Унксова [22, с. 349, 350]. В-третьих, это решение методом баланса работ для осадки, полностью совпадающее с изложенным в учебнике [13, с. 306, 307] и приводящее к формуле Э. Зибеля [22, с. 403]. Наконец, в-четвертых, это решение о волочении трубы [22, с. 422, 423], которое использует уравнения для плоского течения трубы [22, с. 409] и не получено в явном замкнутом виде, а сводится к численному решению системы уравнений в простых производных с помощью ЭВМ. Как метко написал по этому поводу Г. Я. Гун [22, с. 366], "...у нас имеются современные быстродействующие ЭВМ, позволяющие переложить на плечи машины огромный объем рутинных расчетов. Используя весь этот мощный арсенал, мы можем перейти к описанию комплексных математических моделей процессов пластического течения". Началом этой фразы было бы целесообразно открыть учебник [22], что позволило бы выкинуть из него огромное число абстрактных теоретических представлений, заимствованных из чужих академических трудов, совершенно ненужных будущему специалисту по ОМД. Заметим, что метод комплексных переменных (конформных отображений) успешно ввел в теорию пластичности не Г. Я. Гун, а намного раньше В. В. Соколовский (1949 г.), решив с его помощью целый ряд сложных задач пластичности, о чем 15 мая 1950 г. было доложено на общем собрании Отделения технических наук АН СССР. Но в то время он еще не имел возможности использовать "весь этот мощный арсенал" современных быстродействующих ЭВМ и поэтому был вынужден работать аналитически.

Нет ни одного решения осесимметричной задачи *с определением напряжений* с помощью системы уравнений (1)—(12) и в капитальном труде [24], где применен только упрощенный метод баланса работ из теории ОМД, иногда утяжеляемый не сложностью решения уравнений в частных производных, а громоздкостью обыкновенных математических построений, постоянно вынуждающих авторов книги использовать ЭВМ.

Ввиду представленных сведений об общем состоянии вопроса автор не считает себя ни плагиатором, выдающим "давно известные" решения задач за свои собственные, ни компилятором, бездумно применяющим "давно известные" методы или результаты решения осесимметричных (да и других) задач. Напротив, учитывая лично достигнутые результаты, капитально изложенные в трехтомнике [12] в виде разработанных автором *шести принципиально новых общетеоретических методов*, подкрепленных конкретными высокоточными решениями 100 различных сложных технических задач пластичности и дополненных более поздними и непрерывно продолжающимися по сей день публикациями новых решений, автор имеет определенное право считать себя новатором в области решения широкого класса задач прикладной теории пластичности, оставаясь в твердом убеждении, что *голословные* обвинения в адрес какого-либо ученого в отсутствии новизны, т. е. фактически в научном плагиате или компиляциях, не доказанные конкретными ссылками, являются свидетельством непорядочности обвинителя.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Воронцов А. Л.** Теоретическое обеспечение технологической механики. 6. Сопоставление теории пластичности с теорией обработки металлов давлением. Ч. 1, 2. // Вестник машиностроения. 2013. Ч. 1. № 7. С. 64—69. Ч. 2. № 8. С. 61—65.
2. **Ильюшин А. А.** Пластичность. М.-Л.: ГИТТЛ, 1948. 376 с.
3. **Безухов Н. И.** Теория упругости и пластичности. М.: ГИТТЛ. 1953, 420 с.
4. **Хилл Р.** Математическая теория пластичности. М.: ГИТТЛ. 1956, 407 с.
5. **Прагер В., Ходж Ф. Г.** Теория идеально пластических тел. М.: ИИЛ, 1956. 398 с.
6. **Прагер В.** Проблемы теории пластичности. М.: ГИФМЛ, 1958. 136 с.
7. **Джонсон У., Меллор П.** Теория пластичности для инженеров. М.: Машиностроение, 1979. 567 с.
8. **Соколовский В. В.** Теория пластичности. М.: Высшая школа, 1969. 608 с.
9. **Качанов Л. М.** Основы теории пластичности. М.: Наука, 1969. 420 с.
10. **Малинин Н. Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.
11. **Ильюшин А. А.** Труды. Т. 1. М.: Физматлит, 2003. 352 с.
12. **Воронцов А. Л.** Технологические задачи теории пластичности. В 3 т. М.: Машиностроение, 2006. Т. 1, 474 с. Т. 2, 397 с. Т. 3, 475 с.
13. **Сторожев М. В., Попов Е. А.** Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
14. **Степанский Л. Г.** Расчеты процессов обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1979. 215 с.
15. **Воронцов А. Л.** Анализ кинематического, напряженного и деформированного состояний заготовки при вдавливании цилиндрического пуансона в полупространство // Вестник машиностроения. 1998. № 7. С. 44—47.
16. **Воронцов А. Л.** Теория штамповки выдавливанием. М.: Машиностроение, 2004. 721 с.
17. **Тимошенко С. П., Гудьер Дж.** Теория упругости. М.: Наука, 1979. 560 с.
18. **Расчеты** на прочность в машиностроении / С. Д. Пономарев и др. М.: Машгиз, 1958. Т. 2. 974 с.
19. **Воронцов А. Л.** Новый метод решения инженерных задач обработки давлением // Производство проката. 2003. № 3. С. 2—9.
20. **Смирнов-Аляев Г. А.** Сопротивление материалов пластическому деформированию. Л.: Машиностроение, 1978. 368 с.
21. **Томленов А. Д.** Теория пластического деформирования металлов. М.: Металлургия, 1972. 408 с.
22. **Гун Г. Я.** Теоретические основы обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1980. 456 с.
23. **Ильюшин А. А., Ленский В. С.** Сопротивление материалов. М.: Физматгиз, 1959. 371 с.
24. **Теория** обработки металлов давлением / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго и др. М.: Металлургиздат, 1963. 672 с.

УДК 621.91.01

А. Я. КРАСИЛЬНИКОВ, д-р. техн. наук., К. Ю. КРАВЧЕНКО (УрФУ им. Б. Н. Ельцина, г. Екатеринбург),
e-mail: laPosteGenerale@gmail.com

Исследование устойчивости систем с запаздыванием, описывающих процесс фрезерования, в случае с одной степенью свободы

Рассмотрены линейная и нелинейная модели процесса фрезерования в соответствии с теорией регенерации колебаний, получены зависимости, определяющие границы устойчивого резания. Предложен алгоритм построения диаграмм устойчивости, реализованный в среде Python 2.6.0.

Ключевые слова: фрезерование, математическая модель, колебания, устойчивость, закаленная сталь.

The linear and non-linear models of milling process in compliance with regeneration theory of vibrations are considered. The dependencies, which determine boundaries of stable cutting, are obtained. The algorithm of stability diagram drawing, implemented in Python 2.6.0 software, is suggested.

Keywords: milling, mathematical model, vibrations, stability, hardened steel.

В исследованиях механической обработки материалов резанием одним из основных направлений по-прежнему остается изучение устойчивости процессов. Вибрации, возникающие при резании, снижают стойкость инструмента, качество и точность обработки, поэтому приходится ужесточать режимы резания, что часто ведет к снижению производительности.

Показателями устойчивости являются смещения элементов динамической системы от положения равновесия, т. е. колебания (вибрации), которые делятся на вынужденные, свободные и автоколебания. Свободные колебания возникают вследствие ударов и толчков. Вынужденные колебания порождаются возмущающей силой. Более сложную природу имеют автоколебания. В отличие от вынужденных и свободных колебаний они представляют собой незатухающие колебания, несмотря на то что существуют в диссипативной системе. Автоколебания при обработке резанием продуцируются осциллирующей силой резания, обусловленной переменной глубиной резания. Поэтому автоколебания существуют на протяжении всего процесса резания.

Цель настоящей статьи — показать особенности определения границ устойчивости для процесса фрезерования концевым инструментом.

Представленные математические модели получены в среде Python 2.6.0. Использована классическая теория регенерации колебаний для системы с одной степенью свободы. Рассмотрены модели с линейной и нелинейной функциями силы резания. Приведены алгоритм построения диаграмм устойчивости и математическое обоснование.

Одномерная модель фрезерования

При фрезеровании вращающийся инструмент перемещается относительно заготовки, снимая часть материала. В отличие от точения при фрезеровании инструмент вращается относительно неподвижной заготовки, что позволяет получать изделия различной формы. Фреза имеет несколько режущих кромок, каждая из которых участвует в процессе резания с некоторой периодичностью.

При контакте режущей кромки с заготовкой возникает сила резания, которая пропорциональна площади поверхности контакта стружки с режущей частью инструмента и зависит от свойств обрабатываемого материала. Существует несколько экспериментально полученных формул усилия резания, рассмотрим две из наиболее распространенных:

1) *линейная зависимость*, предложенная учеными Y. Altintas и E. Budak [1]:

$$F_1 = K_s ab, \tag{1}$$

где K_s — удельная сила резания, Н/мм^2; a — осевая глубина резания; b — радиальная глубина резания;

2) *нелинейная зависимость*, предложенная G. Stepan [2]:

$$F_2 = K_s a b^{x_F}, \tag{2}$$

где x_F = const — коэффициент, при разных условиях резания изменяющийся от 0,7 до 0,8.

Система резания в совокупности является нелинейной. Однако, приняв ряд допущений (напри-

мер, сократив число степеней свободы), можно избавиться от большинства нелинейных величин. Относительно устойчивости линейные и нелинейные системы проявляют себя неодинаково. Устойчивая при малых возмущениях линейная система будет устойчивой и при больших возмущениях. Система описывается нелинейным дифференциальным уравнением и может быть устойчивой при малых и неустойчивой при больших возмущениях.

Коэффициент удельной силы резания определяется экспериментально. Ведущие производители инструментов составляют таблицы параметра K_s для основных сплавов [3].

При концевом фрезеровании глубина резания в радиальном направлении зависит от угла зацепления между фрезой и заготовкой. Данный параметр можно выразить через относительную величину RI (англ. Radial Immersion) — относительное радиальное врезание, %: $RI = 100b/D$, где D — диаметр фрезы.

При колебаниях радиальная глубина резания начинает тоже осциллировать, что приводит к осцилляции и силы резания. При обработке концевой фрезой $a = \text{const}$. При контурной обработке сферическим инструментом осевая глубина резания — величина квазипериодическая. Таким образом, исследование устойчивости процесса фрезерования сводится к определению границы устойчивости в зависимости от глубин резания в осевом и радиальном направлениях. Схема концевого фрезерования представлена на рис. 1.

Поскольку при концевом фрезеровании отсутствует осевая составляющая силы резания, рассмотрим схему резания в ортогональной плоскости. В отличие от точения при фрезеровании вектор радиальной глубины резания имеет постоянное направление — к центру фрезы. Следовательно, модуль глубины резания можно рассматривать как

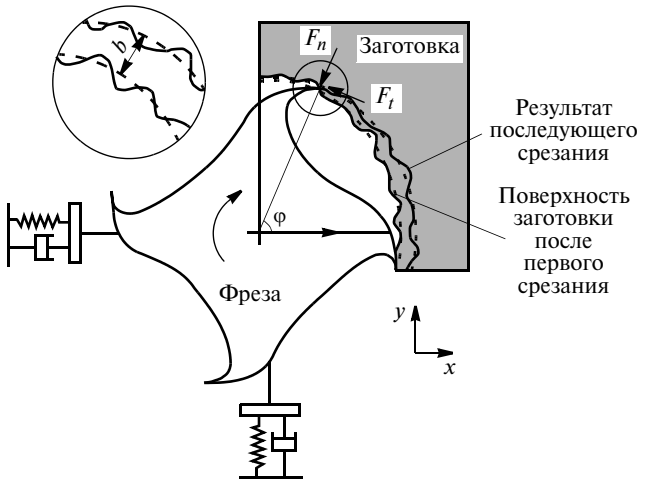


Рис. 1. Схема фрезерования концевой фрезой

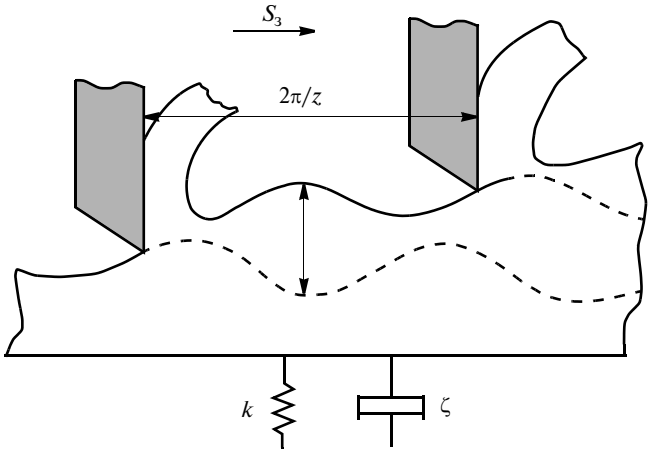


Рис. 2. Одномерная модель фрезерования

сумму статической (h_0) и динамической (Δh) составляющих:

$$b = h_0 + \Delta h, \tag{3}$$

где $h_0 = S_з \sin\varphi$ ($S_з$ — подача на зуб).

Подставив в формулы (1) и (2) значение b, получим:

$$F_1 = K_s a(h_0 + \Delta h); \tag{4}$$

$$F_2 = K_s a(h_0 + \Delta h)^{x_F}. \tag{5}$$

Составим одномерную модель колебательной системы для одного зуба фрезы, на который действует сила резания (рис. 2).

Уравнение смещения режущей кромки под действием периодической силы с одной степенью свободы имеет вид:

$$\ddot{q} + 2\varsigma\omega_0\dot{q} + \omega_0^2 q = \frac{\omega_0^2}{k}F, \tag{6}$$

где q, $\dot{q}$, $\ddot{q}$ — соответственно вибросмещение, виброскорость, виброускороение; ς — относительный коэффициент демпфирования; ω_0 — частота собственных колебаний системы, рад/с; k — коэффициент жесткости, Н/м; F — сила внешнего воздействия.

Согласно формуле (3) величина b включает в себя статическую и динамическую составляющие. Постоянный параметр h_0 зависит от подачи $S_з$. Переменный параметр Δh зависит от смещения режущей кромки относительно заготовки и шероховатости поверхности, полученной в результате предыдущего резания, которое описывается также функцией q смещения, но сдвинутой на время T — время запаздывания (проход между зубьями), т. е. функция запаздывания имеет вид: $q(t - T)$. Тогда

$$b = h_0 + q(t - T) - q(t). \tag{7}$$

Линейная зависимость

Подставив формулы (4) и (7) в выражение (6), получим:

$$\ddot{q}(t) + 2\varsigma\omega\dot{q}(t) + \omega_0^2 q(t) =$$
$$= \frac{\omega_0^2}{k} K_s a[h_0 + q(t - T) - q(t)]. \qquad (8)$$

Выражение (8) называется линейным дифференциальным уравнением с постоянным запаздыванием по времени. Дифференциальное уравнение описывает движение системы с одной степенью свободы с запаздыванием на время T, которое находим по формуле

$$T = 60/(zn), \qquad (9)$$

где z — число зубьев фрезы; n — частота вращения шпинделя, мин$^{-1}$.

Модель, описывающую регенерацию поверхности, предложил H. E. Merrit [4], ее до сих пор широко используют при моделировании процесса резания. Выражение (8) можно представить как систему одномерной модели фрезерования (рис. 3), где $G(s)$ — передаточная функция, здесь $s = i\omega$ (i — мнимая единица, ω — частота колебаний).

Для исследования устойчивости систем применяют алгебраические критерии Гурвица, Рауса и др. или частотные критерии устойчивости Михайлова и Найквиста. Однако при определении зон устойчивого резания для уравнений с запаздыванием алгебраические методы не подходят, поскольку дифференциальное уравнение с запаздыванием имеет бесконечное множество корней характеристического уравнения. Будем использовать частотный критерий Найквиста, согласно которому *для устойчивости замкнутой системы необходимо и достаточно, чтобы амплитудно-фазовая характеристика (АФХ) не охватывала точку с координатами* $[-1, i0]$ *на комплексной плоскости при изменении* ω *от 0 до* ∞.

Передаточная функция системы с одной степенью свободы в случае вынужденных колебаний под действием возмущающей периодической силы имеет вид:

$$W_0(i\omega) = \frac{\omega_0^2}{k}\frac{\omega_0^2 - \omega^2}{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + (2\varsigma\omega_0\omega)^2} +$$
$$+ \frac{\omega_0^2}{k}\frac{-i2\varsigma\omega_0\omega}{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + (2\varsigma\omega_0\omega)^2} =$$
$$= \mathrm{Re}[W_0] + i\mathrm{Im}[W_0], \qquad (10)$$

где $\mathrm{Re}[W_0]$ — вещественная часть функции W_0; $\mathrm{Im}[W_0]$ — мнимая часть данной функции.

Обратим внимание на отрицательность мнимой части передаточной функции. При всех положительных значениях ω передаточная функция будет располагаться только в третьей и четвертой четвертях комплексной плоскости. При этом фазовый угол будет изменяться от 0 до $-\pi$. Фазовое положение определяется выражением

$$\psi_t = \mathrm{arctg}\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}. \qquad (11)$$

Поскольку смещение режущей кромки происходит с той же частотой ω, что и колебание возмущающей силы резания, решение имеет вид:

$$q(t) = Q\mathrm{e}^{i(\omega t - \psi_t)}. \qquad (12)$$

При этом координату запаздывания зададим как

$$q(t - T) = Q\mathrm{e}^{i(\omega(t - T) - \psi_T)} =$$
$$= Q\mathrm{e}^{i(\omega t - \psi_t)}\mathrm{e}^{-i(\omega T - \varepsilon)} = q(t)\mathrm{e}^{-i(\omega T - \varepsilon)}, \qquad (13)$$

где Q — амплитуда вибросмещений; $i = \sqrt{-1}$; ψ_t — отставание по фазе вектора смещения от вектора вынуждающей силы в момент времени t; ψ_T — отставание по фазе в момент времени $(t - T)$; ε — фазовый сдвиг между ψ_t и ψ_T, где $\varepsilon = \psi_t - \psi_T$.

Значения фазового сдвига находим от 0 до 2π. При $\varepsilon = 0$ и $\varepsilon = 2\pi$ координаты совпадают, а при $\varepsilon = \pi$ они находятся в противофазе.

Постоянный параметр h_0 не влияет на устойчивость системы, изменяет только абсолютное значение смещения q. Поэтому его можно отбросить и исследовать только динамическую составляющую силы резания. Подставив данные решения в формулу (4), получим уравнение осцилляции силы F:

$$F_1 = K_s a(Q\mathrm{e}^{i(\omega t - \psi_T)}\mathrm{e}^{i\omega T} - Q\mathrm{e}^{i(\omega t - \psi_t)},$$

или

$$F_1 = K_s a Q\mathrm{e}^{i(\omega t - \psi_t)}(\mathrm{e}^{-i(\omega T - \varepsilon)} - 1). \qquad (14)$$

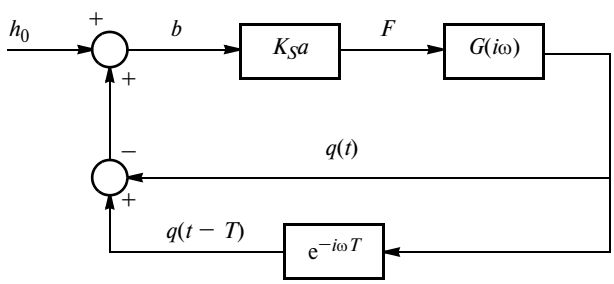


Рис. 3. Схема системы управления одномерной модели фрезерования

Подставим формулы (12), (13) и (14) в выражение (8):

$$(\omega_0^2 - \omega^2)Q + i2\varsigma Q\omega_0\omega = \frac{\omega_0^2}{k} K_s a Q(e^{-i(\omega T - \varepsilon)} - 1).$$

Если принять, что амплитуда вектора силы резания $f = K_s a Q$, то получим передаточную функцию системы:

$$G(i\omega) = Q/S_з = \frac{\omega_0^2}{k} \frac{1}{\omega_0^2 - \omega^2 + i2\zeta Q\omega_0\omega} \times$$
$$\times (e^{-i(\omega T - \varepsilon)} - 1) = W_0(i\omega)(e^{-i(\omega T - \varepsilon)} - 1). \quad (15)$$

Критическое время запаздывания

Из условия устойчивости по Найквисту следует:

$$\mathrm{Re}(G) = -1; \quad \mathrm{Im}(G) = 0.$$

Используя формулу Эйлера: $e^{-i\omega} = \cos\varphi - \sin\varphi$, можно преобразовать выражение (15), выделив вещественную и мнимую части. Для удобства вычислений введем переменные:

$$a(\omega) = \omega_0^2 - \omega^2;$$
$$b(\omega) = -2\varsigma\omega_0\omega.$$

Тогда получим систему уравнений

$$\begin{cases} a\cos(\omega T - \varepsilon) + b\sin(\omega T - \varepsilon) - a = \dfrac{-k}{\omega_0^2}(a^2 + b^2); \\ a\sin(\omega T - \varepsilon) + b\cos(\omega T - \varepsilon) + b = 0. \end{cases} \quad (16)$$

Заметим, что

$$\frac{b(\omega)}{a(\omega)} = \frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]} = \frac{-2\varsigma\omega_0\omega}{\omega_0^2 - \omega^2}.$$

Из второго уравнения системы (16) можно определить $b(\omega)/a(\omega)$, выразив через время T запаздывания:

$$\frac{b(\omega)}{a(\omega)} = \frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]} = \frac{\sin(\omega T - \varepsilon)}{\cos(\omega T - \varepsilon) - 1}. \quad (17)$$

Решив систему (16), получим уравнение критического времени $T_{кр}$ запаздывания, при котором годограф линейной системы пересекает вещественную ось комплексной плоскости в точке -1:

$$T_{кр} = \frac{L + \varepsilon/(2\pi)}{\omega}, \quad (18)$$

где ω выражено в герцах; L — число целых колебаний между векторами $q(t - T)$ и $q(t)$, принадлежит множеству N натуральных чисел.

Полученное решение является ключевым для определения границы устойчивого резания. Решением же системы (16) относительно ω является значение резонансной частоты при вынужденных колебаниях: $\omega_{рез} = \omega_0\sqrt{1 - 2\varsigma^2}$.

Выражение (18) включает в себя фазовый сдвиг ε. Как отмечалось выше, параметр ε отражает разность между фазовыми положениями в моменты времени t и $(t - T)$. Определить фазовые положения в разные моменты времени можно размыканием цепи, представленной на рис. 3. Значение фазы ψ_t определено согласно уравнению (11) анализом системы без запаздывания. Аналогично для определения фазы ψ_T можно исследовать систему, содержащую элемент запаздывания. Если передаточная функция системы без запаздывания W_0, то для системы с запаздывающим аргументом передаточная функция имеет вид: $W_{зап} = W_0 e^{-i\omega T}$.

В системе с передаточной функцией $W_{зап}$ нет фазового сдвига ε или этот сдвиг кратен 2π. Следовательно, получим:

$$\psi_T = \mathrm{tg}^{-1}\frac{\mathrm{Im}[W_0 e^{-i\omega T}]}{\mathrm{Re}[W_0 e^{-i\omega T}]}.$$

Выделим вещественную и мнимую части:

$$W_0 e^{-i\omega T} = (\mathrm{Re}[W_0] + i\mathrm{Im}[W_0])(\cos\omega T - i\sin\omega T) =$$
$$= (\mathrm{Re}[W_0]\cos\omega T + \mathrm{Im}[W_0]\sin\omega T) +$$
$$+ i(\mathrm{Im}[W_0]\cos\omega T + \mathrm{Re}[W_0]\sin\omega T).$$

Учитывая выражение (17), при $\varepsilon = 0$ получим:

$$\frac{\mathrm{Im}[W_0 e^{-i\omega T}]}{\mathrm{Re}[W_0 e^{-i\omega T}]} = \frac{\mathrm{Im}[W_0]\cos\omega T - \mathrm{Re}[W_0]\sin\omega T}{\mathrm{Re}[W_0]\cos\omega T + \mathrm{Im}[W_0]\sin\omega T} =$$
$$= \frac{\dfrac{\sin\omega T}{\cos\omega T - 1} - \sin\omega T}{\cos\omega T + \dfrac{\sin^2\omega T}{\cos\omega T - 1}} = \frac{\sin\omega T}{1 - \cos\omega T} = -\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}.$$

Тогда $\psi_T = \mathrm{arctg}\left(-\dfrac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}\right) = -\mathrm{artg}\left(\dfrac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}\right) = -\pi n - \psi_t$, где $n \in \mathbf{N}$.

В совокупности формулы (9) и (18) приводят к общему уравнению зависимости критической частоты вращения шпинделя от частоты автоколебаний:

$$N_{кр}(\omega) = \frac{60\omega}{\left(L + \dfrac{\varepsilon}{2\pi}\right)}\frac{1}{z}. \quad (19)$$

Фазовое отставание при запаздывании

Особое внимание стоит уделить определению фазового сдвига ε соответственно для области от 0 до 2π. Во-первых, функция тангенса является нечетной, поэтому она чувствительна к отношению $\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}$. Поскольку мнимая часть $\mathrm{Im}[W_0]$ всегда отрицательная, знак тангенса будет определяться значением вещественной части $\mathrm{Re}[W_0]$. Во-вторых, областью определения тангенса как функции является интервал от $(-\pi/2 + \pi n)$ до $(\pi/2 + \pi n)$ при $n \in \mathbf{N}$. Поэтому, например, при отрицательных значениях вещественной части фазовый сдвиг $\varepsilon = 2\mathrm{arctg}\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}$ будет принимать значения в интервале от $-\pi$ до π. Отрицательное значение запаздывания для реальных систем недопустимо.

При положительном $\mathrm{Re}[W_0]$ согласно уравнению (11) вектор смещения $\vec{q}(t)$ будет находиться в четвертой четверти; при отрицательном $\mathrm{Re}[W_0]$ — в третьей четверти (рис. 4).

Поэтому, если $\psi_t^{\mathrm{Re}>0} = \mathrm{arctg}\left(\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}\right)$, то $\psi_t^{\mathrm{Re}>0} = -\pi - \mathrm{arctg}\left(\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}\right)$. Однако отношение $\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}$ не имеет значения при $\mathrm{Re}[W_0] = 0$. Поэтому более корректно определять угол $\psi_t^{\mathrm{Re}<0}$ как

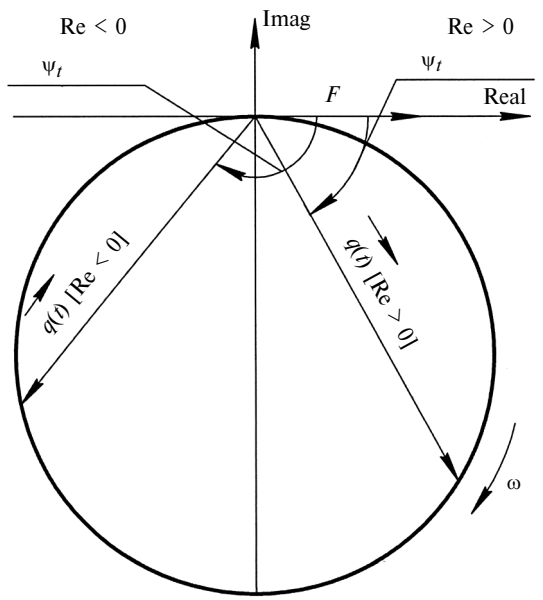


Рис. 4. Положение вектора $\vec{q}(t)$ при разных значениях $\mathrm{Re}[W_0]$

$-\frac{\pi}{2} - \mathrm{arctg}\frac{\mathrm{Re}[W_0]}{\mathrm{Im}[W_0]}$. При этом значения угла ψ_t будут находиться в интервале от 0 до $-\pi$ при изменении ω от 0 до ∞.

Вектор $\vec{q}(t - T)$ при изменении ω от 0 до ∞ на комплексной плоскости должен описывать кривую, идентичную функции $W_0(i\omega)$. Поэтому при положительных значениях $\mathrm{Re}[W_0]$ угол $\psi_T = -\pi - \psi_t$.

С учетом вышеизложенного получим выражение фазового сдвига, удовлетворяющее области определения:

$$\varepsilon = \begin{cases} \pi + 2\mathrm{arctg}\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]} \text{ при } \mathrm{Re}[W_0] > 0; \\ \pi - 2\mathrm{arctg}\frac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]} \text{ при } \mathrm{Re}[W_0] \le 0. \end{cases} \quad (20)$$

Критическая глубина резания

Рассмотрим правую часть выражения (8), при составлении которого было принято обозначение линейной зависимости силы резания согласно выражению (4). Принимая во внимание, что $q(t - T) = q(t)\mathrm{e}^{-i(\omega T - \varepsilon)}$, а $\frac{q(t)}{F(t)} = W_0$, получим:

$$a_{\text{кр}} = \frac{1}{K_s W_0(\mathrm{e}^{-i\theta} - 1)} = \frac{1}{K_s W_0([\cos\theta - 1] - i\sin\theta)}, \quad (21)$$

где $\theta = \omega T - \varepsilon$.

Определим мнимую часть передаточной функции системы без запаздывания из формулы (17) и решим равенство (21) относительно вещественной части:

$$a_{\text{кр}}^{\text{лин}} = \frac{\cos\theta - 1}{K_s \mathrm{Re}[W_0]([\cos\theta - 1] + i\sin\theta)([\cos\theta - 1] - i\sin\theta)} = \frac{-1}{2K_s \mathrm{Re}[W_0]}$$

или

$$a_{\text{кр}}^{\text{лин}}(\omega) = \frac{-k}{2K_s\omega_0^2}\frac{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + (2\zeta\omega_0\omega)^2}{\omega_0^2 - \omega^2}.$$

Поскольку параметр $a_{\text{кр}}$ должен быть всегда положительным или равным нулю, будем рассматривать только отрицательные значения вещественной части передаточной функции W_0. Другими слова-

ми, область определения функции $a_{кр}(\omega)$ соответствует $\omega \geqslant \omega_0$.

Так как для расчетов требуются отрицательные значения вещественной части передаточной функции, то для фазового сдвига актуально только выражение $2\pi - 2\mathrm{arctg}\dfrac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}$, которое широко используют. Так, в работе [5] для определения фазового сдвига приведена формула $3\pi + 2\mathrm{arctg}\dfrac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}$; в работе [6] предлагается определять фазовый сдвиг как $2\pi - 2\mathrm{arctg}\dfrac{\mathrm{Im}[W_0]}{\mathrm{Re}[W_0]}$. В настоящей работе доказано, что значение угла ε зависит от знака передаточной функции.

Нелинейная зависимость

Нелинейная зависимость силы резания от радиальной глубины резания описывается формулой (5). Разложим функцию силы резания в ряд Маклорена относительно $\Delta h = 0$:

$$F(t) \cong K_s a h_0 + x_F K_s a h_0^{x_F - 1}\,[q(t - T) - q(t)].$$

Рассматривать более двух элементов ряда не имеет смысла, поскольку каждое последующее слагаемое пренебрежительно мало относительно суммы первых двух слагаемых и фактически не изменяет абсолютного значения силы резания. В случае линейной зависимости можно пренебречь постоянной величиной h_0, так как она не влияет на устойчивость. При нелинейной зависимости полностью исключить из расчетов величину h_0 нельзя. Можно пренебречь постоянной составляющей $K_s a h_0$, но параметр h_0 будет влиять на динамическую составляющую силы резания. Согласно выражению (19) критическая частота вращения $N_{кр}$ шпинделя не зависит от параметров силы резания. В то же время согласно уравнению (22) критическая осевая глубина резания зависит от силы резания. Поэтому для колебательной системы с одной степенью свободы при нелинейном возмущении параметр $a_{кр}$ примет вид:

$$a_{кр}^{нел} = \frac{-1}{2K_s \mathrm{Re}[W_0]}\,\frac{h_0^{1-x_F}}{x_F}. \qquad (22)$$

Множитель $\dfrac{h_0^{1-x_F}}{x_F}$ — положительный, кроме того, он определяет, какой из параметров ($-a_{кр}^{нел}$ или $a_{кр}^{лин}$) будет иметь большее значение. Проанализируем множитель $\dfrac{h_0^{1-x_F}}{x_F}$ как функцию $h_0(x_F)$ при условии, что $a_{кр}^{лин} = a_{кр}^{нел}$, т. е. $h_0(x_F) = (x_F)^{1/(1-x_F)}$. Таким образом, определим границу преобладания $a_{кр}^{лин}$ над $a_{кр}^{нел}$.

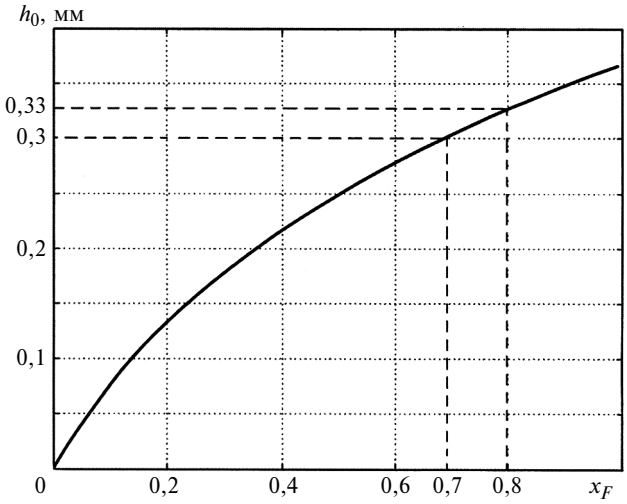


Рис. 5. Зависимость изменения статической составляющей h_0 функции W_0 от коэффициента x_F

На рис. 5 показана зависимость изменения статической составляющей h_0 от постоянной величины x_F. В интервале значений x_F от 0,7 до 0,8 функция $h_0(x_F)$ практически линейная и изменяется от 0,30 до 0,33. Если расчетное значение h_0 мало по сравнению с реальным значением h_0, обусловленным подачей и углом зацепления между фрезой и заготовкой, то можно принять, что устойчивая нелинейная модель будет тоже устойчивой при линейной возмущающей силы. При превышении $f\sin\varphi$ значения $h_0(x_F)$ устойчивость, определенную линейной зависимостью, можно распространить на нелинейную модель. Это не является обязательным при определении параметров резания, обеспечивающих устойчивость процесса обработки, но можно учитывать при расчетах, так как использовать линейные величины проще. Однако нелинейность в определении возмущающей силы более точно описывает усилие резания. Заметим, что удельная сила K_s резания также нелинейно зависит от радиальной глубины резания, но эта зависимость практически не оказывает заметного влияния на устойчивость процесса обработки.

Программное моделирование

Согласно выражениям (20), (22) и (23) можно построить диаграмму устойчивости для линейной и нелинейной моделей, описывающих процесс фре-

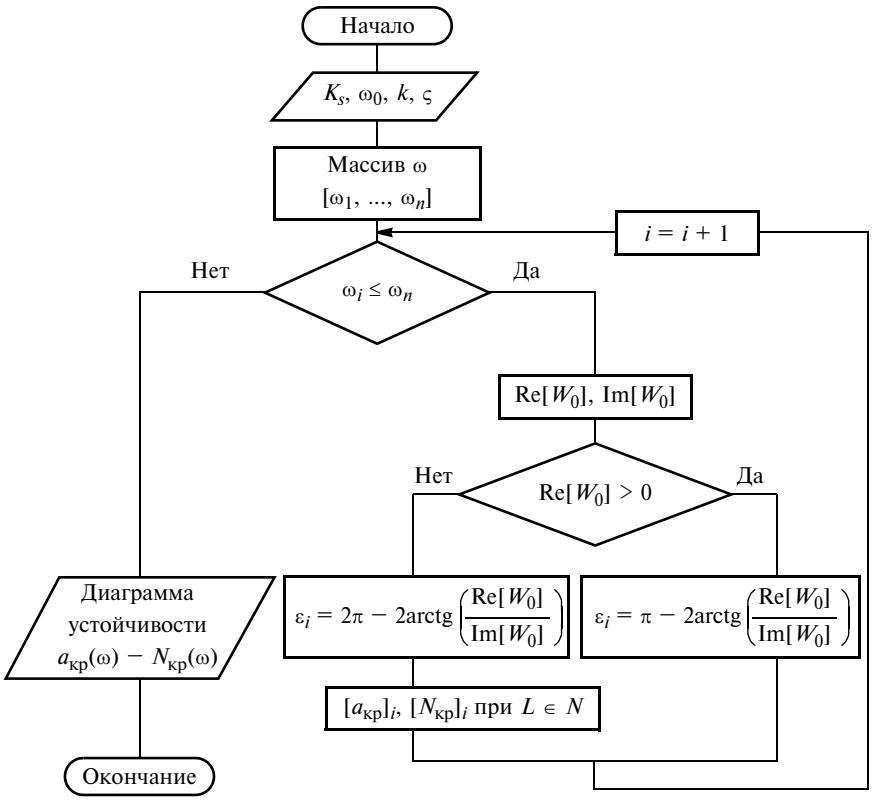


Рис. 6. Алгоритм построения диаграммы устойчивости процесса резания

зерования. При этом кривая будет разделять зоны устойчивого и неустойчивого резания для разных сочетаний параметров — частота вращения шпинделя и глубина резания. В среде Python 2.6.0, используя библиотеки Numpy, SciPy и Matplotlib, реализован представленный на рис. 6 алгоритм вычисления границ устойчивого резания.

Поскольку рассматривается одномерная система, зададим параметры только для одного возможного перемещения: $\omega_0 = 2827$ рад/с — собственная частота колебаний упругого элемента; $k = 9 \cdot 10^6$ Н/м; $\varsigma = 2$ %; $K_s = 750$ МПа.

Введем массив возможных значений ω (рассматриваем только положительные значения). По формуле (10) вычислим массивы для вещественной и мнимой частей передаточной функции W_0. При вычислении массива критических значений осевой глубины резания согласно формуле (20) для линейной модели и формуле (22) для нелинейной модели необходимо учитывать, что $\omega \geqslant \omega_0$, т. е. отрицательные значения, при которых функция $\mathrm{Re}[W_0]$ отрицательна.

Для определения массива критических значений частоты вращения $N_{кр}$ шпинделя предварительно найдем массив значений фазового сдвига ε по формуле (19). Затем составим массивы значений $N_{кр}$ для различных значений L.

Результаты моделирования

Рассмотрим результаты моделирования. Передаточная функция W_0 системы без запаздывания является основным параметром при анализе устойчивости системы. Значения ω_0, ω и ζ всегда положительны, поэтому для ω от 0 до $+\infty$ мнимая часть функции W_0 — величина отрицательная. Годограф лежит в третьей и четвертой четвертях комплексной плоскости (рис. 7). Вещественная и мнимая части функции W_0 представлены на рис. 8, *а* и *б*.

Функция $\mathrm{Re}[W_0]$ имеет экстремальные значения, которые определяются традиционными методами. Максимальные и минимальные значения вещественной части функции W_0 имеют место соответственно при $\omega^{max} = \omega_0\sqrt{1-2\zeta}$ и $\omega^{min} = \omega_0\sqrt{1+2\zeta}$. Поскольку при определении критической глубины резания условия и для линейной модели [см. формулу (20)], и для нелинейной [см. формулу (22)] задаются отрицательными значениями вещественной составляющей, то учитывается только значение $\omega = \omega_0\sqrt{1+2\zeta}$. При минимальном значении вещественной составляющей передаточной функции осевая глубина резания принимает минимальное значение:

$$a_{min}^{лин} = \frac{2k\zeta(1+\zeta)}{K_s}. \qquad (23)$$

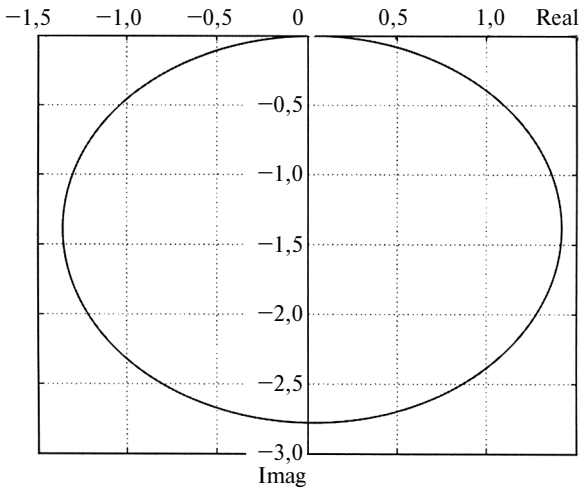


Рис. 7. Передаточная функция W_0 на комплексной плоскости

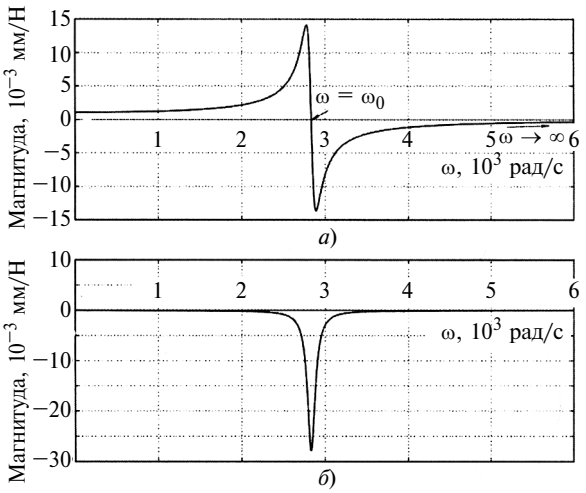


Рис. 8. Вещественная (*а*) и мнимая (*б*) части предаточной функции W_0 в частотной области

Ограниченная снизу функция $a_{кр}$, казалось бы, не ограничена сверху. Однако, как будет показано ниже, ограничения "сверху" существуют. Выражение (24) имеет практическое значение, его можно использовать при назначении параметров обработки однозубой фрезой для получения устойчивого процесса резания. Для определения $a_{\min}$ при обработке фрезой с несколькими зубьями и равномерным шагом в выражение (24) вводится множитель $z_{эф}$ — число зубьев, одновременно участвующих в резании:

$$a_{\min}^{лин} = \frac{2k\zeta(1+\zeta)}{K_s z_{эф}}.$$

На рис. 9, *а* приведена зависимость устойчивости при $L = 1$. Критические точки функции глубины резания аналогичны точкам вещественной части передаточной функции (рис. 9, *б*). Точка *1* соответствует нулевому значению вещественной части. Функция глубины резания асимптотически стремится слева к бесконечности. Точка *2* функции вещественной части — экстремум. Поэтому и функция глубины резания также имеет экстремум, точнее, минимальное значение. Поскольку функция вещественной части асимптотически стремится справа к нулю, функция глубины резания справа не ограничена. Это позволяет сделать вывод о том, что при нулевом значении вещественной части передаточной функции фазовый сдвиг $\varepsilon = 2\pi$. На рис. 10 показан векторный эквивалент для $a = \infty$. Аналогичная картина имеет место и в случае $\omega \to \infty$. При этом $\varepsilon \to \pi$, а векторы $q(t)$ и $q(t - T)$ стремятся к нулю.

В точке минимума $\omega = \omega_0\sqrt{1+2\zeta}$, следовательно, вещественная и мнимая части соответственно будут иметь значения $\frac{-1}{4k\zeta(1+\zeta)}$ и $\frac{-\sqrt{1+2\zeta}}{4k\zeta(1+\zeta)}$. Тогда фазовый сдвиг имеет вид:

$$\varepsilon = 2\pi - 2\operatorname{arctg}\frac{1}{\sqrt{1+2\zeta}}.$$

При малом демпфировании фазовое отставание практически равно $3\pi/2$, а при значительном демп-

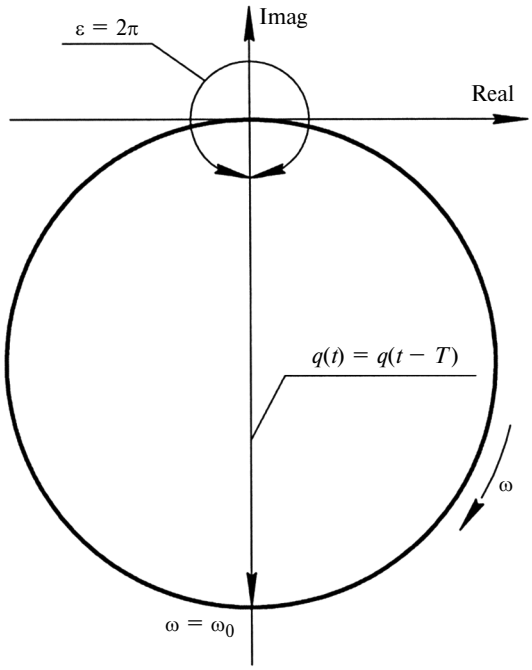


Рис. 10. Векторный эквивалент для $a = \infty$

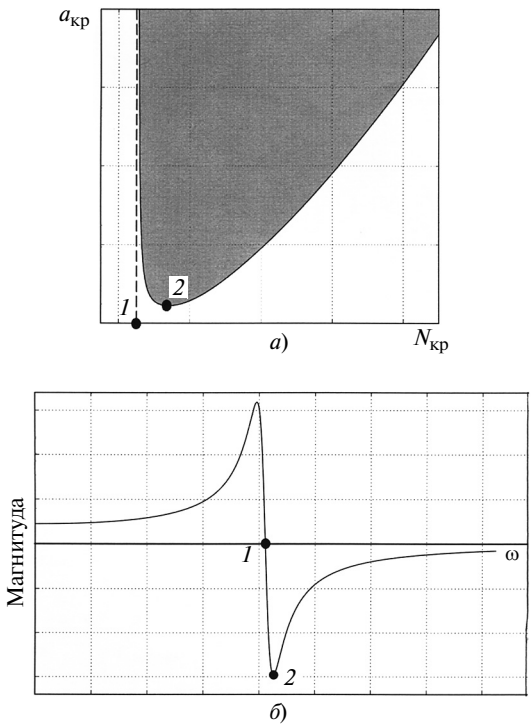


Рис. 9. Диаграмма устойчивого резания для $L = 1$ (*а*) и функция вещественной составляющей W_0 (*б*)

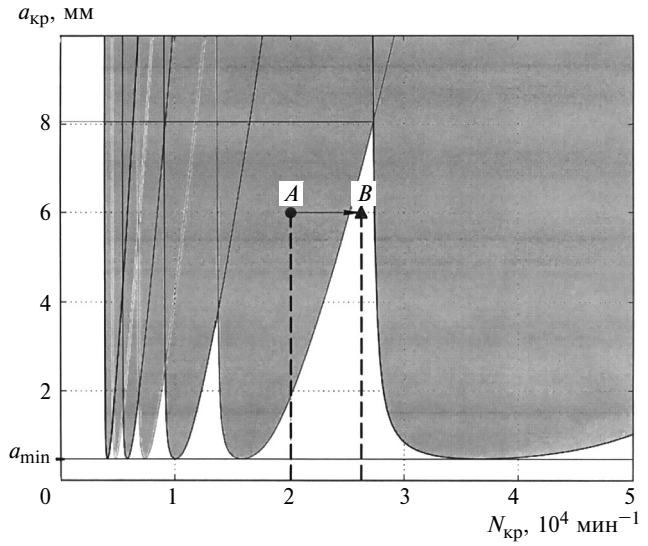


Рис. 11. Диаграммы устойчивого резания для L = 0; 1; 2; 3; 4; 5; 6 при h_0 = 0,4

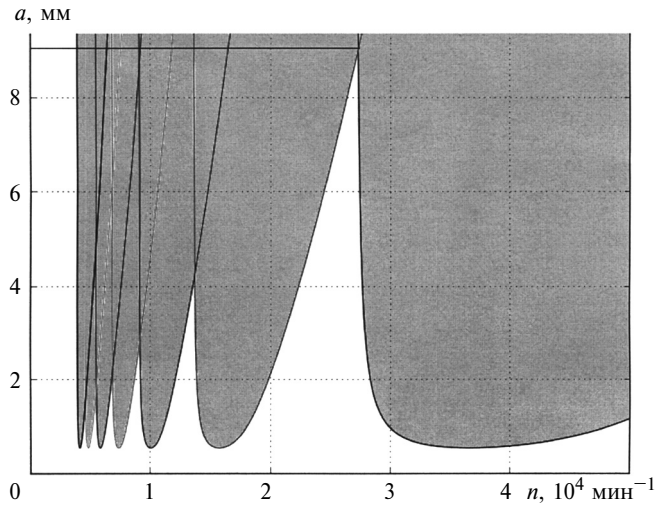


Рис. 12. Диаграммы устойчивого резания для нелинейной модели при 0,2 мм

фировании — увеличивается. Так, при ζ = 2 % имеем ε = 271°, при ζ = 30 % угол ε составит 283°.

Для осевой глубины резания существует предел a_{min}, т. е. при $a < a_{min}$ при любой частоте вращения шпинделя имеет место устойчивое резание. Функция осевой глубины резания не имеет максимума (см. рис. 9), она стремится к бесконечности и справа, и слева. Но это справедливо лишь для конкретного значения L. Функции глубины резания для ряда значений L пересекаются, ограничивая сверху зону устойчивого резания.

По полученным массивам критических значений частоты вращения шпинделя и глубины a резания построим диаграммы устойчивого резания для L = 0; 1; 2; 3; 4; 5; 6 (рис. 11). Точка A соответствует такому сочетанию значений a и n, при которых процесс резания будет неустойчивым и качество (шероховатость) обработанной поверхности будет очень низким. Увеличивая частоты вращения шпинделя до n = 26 000 мин$^{-1}$ (см. рис. 11, *а*, точка *B*), получим устойчивый процесс резания, а следовательно, обработанную поверхность высокого качества.

Сравним диаграммы устойчивого резания, представленные на рис. 11, с диаграммами для нелинейной модели (рис. 12), рассмотрим два случая: h_0 = 0,2 и 0,4 мм. Очевидно, что при h_0 > 0,3 мм пиковое значение критической глубины резание меньше пикового значения при h_0 < 0,3 мм и меньше значения для линейной модели.

Таким образом, диаграмма устойчивого процесса резания, полученная для функции вещественной части передаточной функции W_0, позволила установить, что минимальная осевая глубина резания соответствует минимальному значению вещественной части передаточной функции. При этом фазовый сдвиг $\varepsilon = 3\pi/2$ при малых значениях коэффициента ζ. При увеличении ζ параметр ε также увеличивается. При увеличении ε положение диаграммы устойчивого резания смещается вправо. В большей степени коэффициент ζ влияет на критическую глубину $a_{кр}$ резания в сторону увеличения.

Для труднообрабатываемых материалов, например закаленных сталей, для которых усилие резания составляет 2000 Н/мм, минимальная глубина резания ≈0,2 мм. В этом случае диаграмма устойчивого резания позволяет уже на этапе технологической подготовки определить наиболее эффективные параметры режима резания, обеспечивающие высокую производительность обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Budak E., Altintas Y.** Analytical prediction of chatter stability in milling. P. I: General formulation // Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control. Transactions of the ASME. 1998. N 120. I. 1. S. 22—30.

2. **Stépán G.** Modelling nonlinear regenerative effects in metal cutting // Philosophical transaction of the Royal Society of London. 2001. N 359. I. 1781. S. 739—757.

3. **Вращающийся** инструмент Sandvik. Фрезерование. Сандвикен: Spoon publishing aB, 2012. 359 с.

4. **Merrit H. E.** Theory of self-excited machine tool chatter // Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry. 1965. N 87. I. 4. S. 447—454.

5. **Modeling** of Machining Processes for Predictive Analysis of Self-excited Vibrations / Vela-Martinez Luciano and al // Ingenieria Mecanica. Tecnologia y Desarrollo. 2008. N 3. I. 1. S. 1—9.

6. **Schmitz Tony L., Smith K. Scott.** Machining Dynamics. Frequency response to improve productivity, s. 1. New York: Springer, 2009. 303 p.

УДК 621.77.04

Ю. С. ДОДИН, канд. техн. наук (НИ РХТУ им. Д. И. Менделеева, г. Новомосковск), e-mail: y.dodin@yandex.ru

Расчет температуры и усилия прессования алюминиевых баллонов

Рассмотрен процесс обратного прессования алюминиевых баллонов. Предложены зависимости для расчета основных его параметров.

Ключевые слова: прессование, алюминий, расчет, температура, усилие.

The invereted extrusion process of aluminum vessels is considered. The dependencies for calculation of its basic parameters are suggested.

Keywords: pressing, aluminum, calculation, temperature, load.

Широко применяемые для упаковки различных материалов, а также для иных целей алюминиевые баллоны, тубы и подобные им изделия изготовляют методом обратного прессования на горизонтальных кривошипных прессах из плоской цилиндрической заготовки (рондоли) без предварительного подогрева. Для рондолей используют технически чистый алюминий А7 и А8. Основные технологические параметры прессования — температура и усилие. При горячей обработке давлением заготовку предварительно нагревают до необходимой температуры и определяют механические характеристики прессуемого материала, давление и усилие прессования, при этом следует учитывать влияния степени и скорости деформации на механические свойства материла. При обработке без предварительного нагревания заготовка нагревается в процессе формоизменения. Температура разогрева зависит от работы деформации, т. е. и от усилия прессования. При обработке алюминия деформационное нагревание значительно изменяет его свойства, поэтому при расчете технологических параметров необходимо определять и температуру, и усилие прессования.

Рассмотрим расчет этих параметров при прессовании заготовок без предварительного нагревания. На рис. 1 показан график усилий при обратном прессовании алюминиевых заготовок, полученный экспериментально при анализе работы промышленного оборудования. При обратном прессовании имеют место два вида сопротивления, определяющие усилие процесса: сопротивление сжатию рондоли между плоскими рабочими поверхностями матрицы и пуансона, которое повышается с увеличением отношения d/h (d и h — соответственно диаметр и высота заготовки), и сопротивление истечению материала рондоли в радиальный зазор между матрицей и пуансоном, которое уменьшается

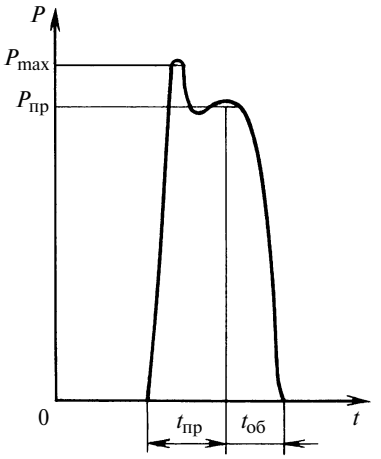


Рис. 1. Осциллограмма обратного прессования алюминиевой тубы:
P_{max} — максимальное усилие прессования; $P_{пр}$ — усилие в конце прессования; $t_{пр}$ — время хода прессования; $t_{об}$ — время возврата пуансона

с уменьшением высоты заготовки. Соотношения этих сопротивлений в разные периоды прессования и определяют характер зависимости, представленной на рис. 1. На начальном этапе прессования заготовка еще не разогрелась, поэтому для преодоления сопротивления необходимо максимальное усилие P_{max}. Пластические деформации испытывает не весь материал рондоли. Рост пластических деформаций может быть обусловлен сдерживанием движений дислокаций атомами примесей железа и кремния, которые всегда присутствуют в технически чистом алюминии (энергия нарушения укладки атомных слоев алюминия равна 20 Дж/м^2, для коррозионностойкой стали — 2 Дж/м^2 [1]). Деформационное нагревание рондоли снижает сопротивление деформации алюминия, и усилие прессования уменьшается до величины, необходимой для равновесного состояния системы, определяемого указанными сопротивлениями. Далее характер усилия зависит от отношения $d/h_к$ ($h_к$ — окончательная толщина изделия). При малой толщине изделия усилие прессования будет вновь повышаться до $P_{пр}$. Эксперименты показали, что предварительное нагревание рондоли уменьшает P_{max}, и тем больше, чем больше температура нагревания заготовки. Но до тех пор, пока температура предварительного нагревания ниже температуры деформационного нагревания, данный параметр не оказывает влияния на P_{max}.

При расчете усилия обратного прессования различают две стадии процесса: установившуюся и неустановившуюся. На рис. 2 показано поле линий скольжения, используемое для анализа установившейся стадии прессования. В пластическом состоянии находится лишь слой материала заготовки толщиной $h^* < h$, примы-

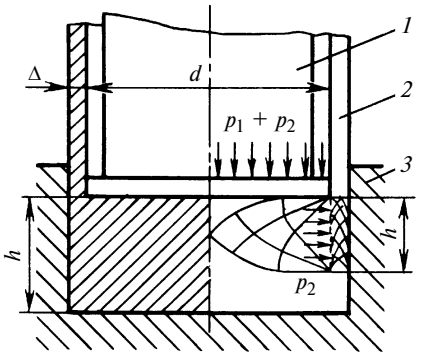


Рис. 2. Поля линий скольжения при установившейся стадии обратного прессования:
1 — пуансон; *2* — корпус тубы; *3* — матрица

кающий к пуансону. При движении пуансона со скоростью v материал этого слоя перемещается в корпус баллона, движущегося со скоростью $v_1 = 0{,}25v_0d/\Delta$. Размеры и конфигурация пластической зоны на этой стадии остаются неизменными, но усилие прессования изменяется, так как меняется сопротивление деформации $\sigma_д$ прессуемого материала. При $h^* = h$ наступает неустановившаяся стадия прессования, при которой весь материал заготовки находится в пластическом состоянии и при движении пуансона высота пластического слоя постоянно уменьшается.

Наличие бокового сопротивления p_2 обусловливает всестороннее сжатие деформируемого материала, следовательно, удельное усилие прессования увеличивается (в этом и заключается разница усилий при осадке заготовки и обратном прессовании):

$$p = p_1 + p_2 = 2kn_\sigma,$$

где $k = \tau_S$ — предел текучести материала на сдвиг; n_σ — коэффициент напряженного состояния, определяющий геометрию очага деформации.

Расчет коэффициента $n_{\sigma 1}$ напряженного состояния при осадке цилиндра в зависимости от d/h на основе полей линий скольжения приведен в работе [2]. При больших значениях d/h можно использовать выражение

$$n_{\sigma 1} = p_1/(2k) = 1 + 0{,}17d/h. \quad (1)$$

Для определения коэффициента $n_{\sigma 2}$ напряженного состояния, характеризующего истечение металла в корпус изделия, воспользуемся решением Прандтля, полученным для сжатия бесконечной полосы шириной $2l$ между двумя жесткими шероховатыми плитами [3]. На рис. 2 линии скольжения поля Прандтля показаны схематически слева, примыкающими к матрице. Материал этой области находится в плоском деформированном состоянии, так как в окружном направлении его течение отсутствует. То, что деформируемый слой имеет форму тонкостенного цилиндра, а не полосы, для расчета усилия значения не имеет. Размеры поперечного сечения рассматриваемого слоя характеризуются отношением $h/\Delta = 15 \div 24$, что вполне позволяет считать его тонким. Для тонкого слоя решение Прандтля является хорошим приближением [3]. Для удовлетворения кинематическим граничным условиям воспользуемся лишь частью поля, расположенной до оси симметрии, на которой скорость осевого течения материала $v_1 = 0$, тогда получим:

$$n_{\sigma 2} = p_2/2k = 0{,}25(\pi + 2h/\Delta). \quad (2)$$

Коэффициент n_σ напряженного состояния при обратном прессовании определяется суммированием выражений (1) и (2). Глубина пластической области на установившейся стадии прессования определяется из условия минимального давления прессования, т. е. $dp/dh = 0$:

$$h^* = \sqrt{0{,}34d\Delta}. \quad (3)$$

На цилиндрической поверхности контакта двух полей при их сдвиге относительно друг друга возникают касательные напряжения $\tau = k$. Однако их влияние на усилие прессования не превышает 3 %.

При обработке металлов давлением предел текучести $2k = 1{,}15\sigma_S$ определяют экспериментально в зависимости от степени, скорости и температуры деформации. Эта величина и есть сопротивление деформации $\sigma_д = \sigma_S$ прессуемого материала, которое входит в формулу усилия при обратном прессовании:

$$P = 1{,}15\sigma_д(n_{\sigma 1} + n_{\sigma 2})F = \\ = 1{,}15\sigma_д(1 + 0{,}25\pi + 0{,}17d/h + \\ + 0{,}5h/\Delta)\pi d^2/4. \quad (4)$$

На установившейся стадии прессования в уравнение (4) вместо h подставляют значение h^*, найденное по формуле (3).

Для обоснованного выбора $\sigma_д$ необходимо знание температуры нагревания изделия в процессе деформации. Она легко определяется при наличии графика прессования, представленного на рис. 3, т. е. зависимости изменения усилия P от перемещения S пуансона в процессе прессования. Ее получают исключением времени t из функций $P(t)$ и $S(t)$. Площадь под кривой $P(S)$ равна работе, затраченной на деформацию рондоли. Например, при прессовании тубы ∅40 мм и $h_к = 1{,}2$ мм из рондоли массой $m = 0{,}0123$ кг искомая площадь на рис. 3 эквивалентна работе деформации $A = 2620$ Дж. Полагая, что на нагревание затрачивается 90 % деформационной работы, определим температуру изделия в конце прессования [4]:

$$T_к = \eta A/(cm) = \frac{0{,}9 \cdot 2620}{880 \cdot 0{,}0132} = \\ = 203\ °C, \quad (5)$$

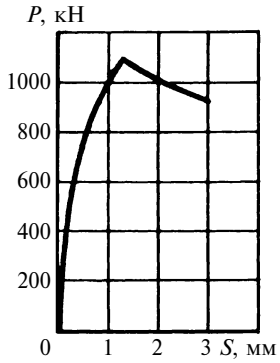


Рис. 3. График прессования тубы ∅40 мм

где c = 880 Дж/(кг · °С) — теплоемкость алюминия; m — масса рондоли.

Экспериментальная температура, полученная измерением температуры туб (баллонов), составила ≈150 °С. Расхождение результатов объясняется быстрым охлаждением тонкостенных изделий.

Ниже приведены результаты расчетов P_{max} и $P_{пр}$ и сравнение их с экспериментальными данными (см. рис. 3). При определении сопротивления деформации использовали данные по механическим показателям алюминиевых сплавов, полученные на кулачковом пластометре [5]. Рассчитывали рондоль из алюминия размерами: d = 40 мм, h_0 = 40 мм, Δ = 0,15 мм. При усилии P_{max} толщина рондоли уменьшается до h = 2,7 мм и разогревается она до температуры ≈(80÷90) °С, при $P_{пр}$ толщина рондоли уменьшается до h = 1,2 мм и она разогревается до температуры 200 °С.

По формуле (3) определяем h^* = 1,428 мм, что меньше h = = 2,7 мм, поэтому режим прессования будет установившимся, а n_σ = 11,235. Подставив это значение в формулу (4), получим P_{max} = 1280÷1440 кН, если $\sigma_д$ = 80÷90 Н/мм^2. Согласно графику прессования (см. рис. 3) максимальное усилие P_{max} = = 1090 кН. Аналогичным образом определяем усилие в конце прессования: h^* = 1,428 мм, что больше h = 1,2 мм, т. е. режим прессования будет неустановившимся, а n_σ = 11,409. Тогда по формуле (5) получим: $P_{пр}$ = 1055÷1220 кН при $\sigma_д$ = 65÷75 Н/мм^2. Фактическое усилие $P_{пр}$ в конце прессования согласно рис. 3 равно 930 кН. Анализ показал, что теоретические расчеты дают завышенный на 15÷30 % результат. Это объясняется в первую очередь наличием смазочного материала (стеорат цинка), который обязательно применяют при прессовании для повышения качества изделия.

Если нет графика прессования, то температуру можно рассчитать приближенным способом. При ударном прессовании из-за малой продолжительности охлаждением алюминия в процессе прессования можно пренебречь, а процесс обработки можно считать адиабатическим. Поэтому для дальнейшего анализа воспользуемся выражением (5), записав его в следующем виде:

$$T = [\eta/(cm)] \int P \mathrm{d}S.$$

Разделив в этом выражении и числитель, и знаменатель на объем рондоли ($V = \pi d^2 h_0/4$), получим:

$$T = (\eta/c\rho h_0) \int p \mathrm{d}S, \qquad (6)$$

где $\rho = m/V$ — плотность алюминия.

Для решения уравнения (6) используем метод последовательных приближений. Примем $p = p_{ср0}$ = const, где $p_{ср0}$ — среднее давление прессования, вычисленное без учета нагревания. Тогда средняя температура нагревания после интегрирования выражения (6) с начальными условиями $S = 0$ и $T = T_0$ в первом приближении составит: $T_1 = T_0 + p_{ср0}S/(ah_0)$, где $a = c\rho/\eta$; $p_{ср0} = 1{,}15\sigma_{д T_0}(n_{\sigma 1} + n_{\sigma 2})$. По T_1 определим в первом приближении сопротивление деформации $\sigma_{д T_1}$, $p_{ср1}$ и второе приближение средней температуры нагревания $T_2 = T_0 + p_{ср1}S/a$. По T_2 определим $\sigma_{д T_2}$, $p_{ср2}$ и т. д. Расчет продолжаем до тех пор, пока разница полученных результатов двух последовательных приближений не будет соответствовать требуемой точности расчетов. При использовании данного метода требуется экспериментальная зависимость $\sigma_д = \varphi(T, \varepsilon, \mathrm{d}\varepsilon/\mathrm{d}t)$ (ε — деформация); необходимые данные можно найти в книге [5].

Пример. Определим температуру в конце прессования алюминиевой тубы со следующими параметрами: d = 40 мм; h = 4 мм; $h_к$ = 1,2 мм; S = 2,8 мм; a = = 2,6 · 10^6 Н/(м^2 · °С); среднее значение $n_{\sigma 1} + n_{\sigma 2}$ = 9,5.

Для температуры T_0 = 20 °С, используя данные работы [5], определим $\sigma_{д T_0}$ = 122 · 10^6 Н/м^2 и $p_{ср}$ = 1332,8 Н/м^2. Тогда в первом приближении средняя температура $T_1 = 20 + \dfrac{1332{,}8 \cdot 10^6 \cdot 2{,}8}{2{,}6 \cdot 4{,}0}$ = = 378 °С. Затем по температуре T_1 находим $\sigma_{д T_1}$ и $p_{ср1}$, далее находим T_2 и т. д.:

$$\sigma_{д T_1} = 34 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2;\ T_2 = 120 \text{ °С};$$

$$\sigma_{д T_2} = 97 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2;\ T_3 = 305 \text{ °С};$$

$$\vdots$$

$$\sigma_{д T_{11}} = 65 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2;$$

$$T_{12} = 211 \text{ °С};$$

$$\sigma_{д T_{12}} = 68 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2;$$

$$T_{13} = 219 \text{ °С}.$$

Расхождение двух последних результатов составляет менее 4 %, т. е. на этом расчеты следует закончить. Таким образом, температура тубы в конце прессования составит $(T_{11} + T_{12})/2$ = 215 °С.

При определении основных параметров прессования без предварительного нагревания расчет следует начинать с температуры. Достоверность полученных результатов будет зависеть прежде всего от точности данных по сопротивлению деформаций прессуемого материала.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Орлов Л. Г., Усиков М. П., Утевский Л. М.** Наблюдение дислокаций в металлах с помощью электронного микроскопа // Успехи физических наук. Т. LXXVI. Вып. 1. 1962.
2. **Бровман М. Я., Додин Ю. С.** Определение усилий методом характеристик при осадке цилиндрических заготовок // Кузнечно-штамповочное производство. 1964. № 6. С. 5, 6.
3. **Качанов Л. М.** Основы теории пластичности. М.: Наука, 1969. 420 с.
4. **Смирнов В. С.** Теория обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1973. 496 с.
5. **Гун Г. Я., Яковлев В. И., Прудковский Б. А.** Прессование алюминиевых сплавов. М.: Металлургия, 1974. 356 с.

УДК 658.51

И. Н. ОМЕЛЬЧЕНКО, д-р техн. и экон. наук, С. В. ЛАЗАРЕВ
(МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: corpotdel@yandex.ru

Модель системы управления качеством производства на основе принципов производственной системы Тойота и учения Деминга

Проанализированы принципы Деминга и производственной системы Тойота. На их основе с учетом особенностей отечественной промышленности разработана новая система управления качеством производства, состоящая из четырех основных компонент. Предложена последовательность внедрения принципов бережливого производства на предприятии.

Ключевые слова: система управления качеством производства, производственная система Тойота, принципы Деминга, бережливое производство.

The Deming principles and the Toyota production system principles are analyzed. The new production quality management system, consisting of four main components, is developed, basing on them with taking into account features of domestic industry. The sequence of lean production principles implementation on the enterprise is suggested.

Keywords: production quality management system, Toyota production system, Deming principles, lean production.

Существует множество концепций и моделей менеджмента. Наиболее эффективные из них построены на основании двух базовых систем: системы всеобщего управления качеством (СВУК) [1] и производственной системы Тойота (ПСТ) [2], которая в России известна как "Бережливое производство" [3].

В основу предлагаемой системы управления качеством производства (СУКП) положено учение Э. Деминга [4], принципы ПСТ, в которую входят системы "Точно во время" и автономизации, а также японские принципы культуры производства (ЯПКП).

Учение Деминга

В конце 40-х годов XX века предприятия Японии не составляли конкуренцию американской и европейским промышленностям. Чтобы исправить такое положение, в Японию пригласили американского специалиста в области математической статистики и менджмента — Эдвардса Деминга, который предложил японским компаниям уход от американского принципа управления предприятиями, на которое было направлено их внимание. Он объяснил, почему японские предприятия не должны копировать американский менеджмент, и сформулировал причины:

1. Индустрия США направлена на массовое производство, а в Японии не было большого рынка сбыта.

2. Предприятия США не имеют должной системы качества продукции.

3. Жесткая административная ответственность персонала предприятий США и отсутствие командной работы и поддержки в этом со стороны руководства сдерживают развитие предприятий.

Учение Э. Деминга базируется на трех составляющих:

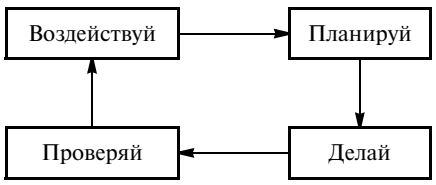
I. Всеобъемлющая концепция качества.

II. Понимание природы непостоянства процессов.

III. Создание атмосферы сотрудничества.

Таким образом, Деминг определил цель — качество, обозначил проблему — непостоянство процессов и указал путь к ее решению — командное сотрудничество.

Деминг популяризировал цикл Шухарта "планируй — делай — проверяй — воздействуй", который в дальнейшем получил название цикл Шухарта—Деминга. (рисунок). Он предложил анали-



Цикл Шухарта—Деминга

зировать каждый процесс и воздействовать на них для повышения качества, т. е. процесс постоянно улучшается, в результате этого снижается фактор непостоянства. Для реализации улучшающих воздействий необходимы постоянное повышение квалификации сотрудников и командная работа.

Принципы Деминга [4]:

I. Всеобъемлющая концепция качества:

1) внедрение новой философии — отказ от низкого качества во всем;

2) отказ от повсеместного контроля;

3) внедрение современных методов руководства — функции управления должны смещаться от контроля количественных показателей к контролю качества;

4) уход от практики предоставления заказов на основании ценовых показателей (минимизация совокупных затрат);

5) руководство предприятия должно главным считать качество;

II. Понимание природы непостоянства процессов:

6) постоянная задача — совершенствование продукта;

7) постоянное совершенствование системы производства и обслуживания (цикл Шухарта—Деминга);

8) внедрение системы повышения квалификации сотрудников;

III. Создание атмосферы сотрудничества:

9) устранение барьеров между различными подразделениями, а также между сотрудниками предприятия;

10) уход от наказаний и стимулирование свободного высказывания сотрудниками суждений о производстве;

11) отказ от лозунгов и наставлений, призывающих к полному исключению брака и повышению производительности;

12) стимулирование чувства профессиональной гордости у администрации и инженеров предприятия, устранение препятствующих этому факторов;

13) поддерживание чувства профессиональной гордости сотрудников;

14) практика наставничества и обучения на предприятии.

Принципы Деминга в первую очередь следует применять на предприятиях, где СУКП находится на начальном этапе создания. Принципы Деминга в большей степени были реализованы в компании Тойота, что позволило ей занять лидирующие позиции сначала на рынке Японии, затем на рынках США и других стран.

Анализ учения Деминга позволил сделать следующие выводы.

Компонент I — всеобъемлющая концепция качества, начинается с приверженности руководства идее качества и продолжается внедрением новой философии работы на всем предприятии. Как следствие, появляются правила работы с поставщиками — их выбор основывается не только на цене поставляемого товара, но и на его качественных характеристиках, соблюдении сроков поставки и допустимой доли брака. Деминг призывает исключить повсеместный контроль и сосредоточится на соблюдении технологии и стремлении к совершенствованию производственных процессов. Всеобъемлющая концепция качества предусматривает переход руководства компании от контроля над количественными показателями к контролю над качественными показателями, что является аналогом перехода от контроля соблюдения результативных критериев (РК) к контролю соблюдения процессных критериев (ПК).

Компонент II — понимание природы непостоянства процессов, включает в себя три задачи. Задача постоянного совершенствования продукции с точки зрения конструкции решается одновременно с задачей постоянного совершенствования производственных процессов, параллельно которым выполняется задача постоянного обучения персонала. Деминг считал, что успешное совершенствование продукции и производственных процессов зависит от качества обучения персонала, его квалификации.

Компонент III — создание атмосферы сотрудничества, направлен на создание такой рабочей среды, которая способствовала бы развитию и поддержанию всеобъемлющей системы качества, а также совершенствованию продукции, производственных процессов и повышению профессионализма сотрудников. При этом устраняются барьеры между отделами, поощряется свобода высказывания сотрудниками собственного мнения по вопросам производства и его управления. Это достигается практикой наставничества и приходит с осознанием профессиональной гордости, чему способствуют различные виды поощрения, а также отказ от оценок по количественным показателям.

Применение принципов Деминга можно отнеси к начальному этапу подготовки предприятия при создании СУКП. Таким образом, в производственной сфере Деминг переходит к иной философии управления — к управлению на основе качества.

Принципы производственной системы Тойота

Система "Точно во время" заключается в том, что при создании изделия учитываются требо-

вания потребителей. При этом потребителями являются и покупатели выпускаемого изделия, и внутренний потребитель на предприятии, т. е. каждый последующий участок производства. Производство продукта начинается исключительно по запросу потребителя — не раньше и не позже, что исключает перепроизводство и затоваривание. Такая система получила название системы вытягивания. Она позволяет своевременно выявлять проблемы производства.

Система автономизации позволяет в автоматическом режиме фиксировать отклонения от заданных параметров качества продукции, останавливать производственный процесс и устранять причину, что исключает выпуск бракованных изделий.

В производственной системе Тойота, так же как и в учении Деминга, выделены 14 принципов [2], которые сгруппированы в три компонента:

I. Философия долгосрочной перспективы и постоянного совершенствования на основе системы качества:

1) приоритетность управленческих решений, направленных на долгосрочную перспективу;

2) принятие решений на основе анализа всех возможных вариантов и незамедлительное внедрение оптимального варианта;

3) принцип самообучающегося предприятия на основе непрерывного анализа и совершенствования производственного процесса;

II. Контроль качества производственных процессов (аналог в учении Деминга — понимание природы непостоянства процессов):

4) выстраивание непрерывного потока изделий;

5) исключение перепроизводства путем использования системы вытягивания;

6) повышение культуры производства (для решения проблем можно остановить производство);

7) равномерность распределения работ;

8) стандартизация решаемых задач — основа непрерывного совершенствования предприятия и делегирования полномочий работников сотрудникам;

9) использование только утвержденной технологии;

10) визуальный контроль;

11) участие руководства при выяснении причин возникновения проблемы и принятии решения по ее устранению;

III. Создание атмосферы сотрудничества:

12) воспитание лидеров — специалистов наивысшей квалификации, полностью принимающих идеологию предприятия;

13) формирование команд из приверженцев идеологии предприятия;

14) сотрудничество с партнерами и смежниками на принципах уважения и взаимовыручки.

Проанализируем принципы ПСТ. Принципы учения Деминга нашли практическое применение на предприятиях Тойота, где были получены прикладные компоненты, основанные на процессных критериях функционирования производства.

Компонент I — в компании Тойота была сформулирована концепция качества, встроенная в производственную систему. Принятие стратегических решений происходит по согласованию со всеми заинтересованными сторонами, что снижает затраты на исправление ошибок.

Компонент II — аналог *компонента II* учения Деминга, но есть отличие: Деминг ставит только теоретическую задачу, оставляя ее практическое решение предприятию, на предприятиях же Тойота задача получила практическое развитие и выразилась в нескольких принципах: организация производственного процесса в виде непрерывного потока, использование системы вытягивания, равномерное распределение работ; повышение уровня производственной культуры; стандартизация процессов — основа дальнейшего совершенствования; применение только проверенных технологий.

Компонент III является прикладным продолжением компонента III по Демингу и заключается в воспитании лидеров, формировании команд единомышленников и воспитании чувств уважения к партнерам.

ПСТ вобрала в себя основы японских принципов управления производством и новые принципы, сформированные в ходе совершенствования производственных отношений.

Японские принципы культуры производства

Остановимся на основных составляющих ЯПКП, которые можно заимствовать для новой СУКП.

1. Принцип Кайдзен [5] — постоянное совершенствование, который заключается в следующем:

а) вовлечение каждого сотрудника в процесс совершенствования производства;

б) обязательная стандартизация успешного опыта в области организации труда;

в) распространение успешных технологий на все подразделения предприятия.

Дальнейшее развитие производственной деятельности строится на основе стандартных задач на всех этапах жизненного цикла изделия.

2. Приоритетность долгосрочной перспективы (производная принципа Кайдзен) выражается в главенствующей роли многолет-

него планирования относительно сегодняшней задачи — получения сверхдохода. Этому способствует и банковская система Японии, которая практикует сотрудничество промышленного предприятия и так называемого главного банка предприятия, который является его акционером, финансовым консультантом и инвестиционным аналитиком.

3. Принцип Немаваси — обсуждение принимаемых решений со всеми заинтересованными сторонами [2], т. е. решения внутри предприятия обсуждают все стороны, чья работа зависит от принятого решения; решение, принятое одним человеком, считается необъективным. На основе обсуждений составляется лист согласования, который подписывает администрация. Это значительно экономит ресурсы ввиду своевременных корректировок на начальном этапе проекта.

4. Принцип "Все делать только качественно" воспитывается в людях с раннего возраста.

Анализ принципов Деминга и ПСТ позволил детализировать систему управления качеством производства и выявить ключевые составляющие. Ниже приведена детализированная структура предлагаемой СУКП, состоящая из четырех компонент, каждый из которых включает в себя несколько принципов.

Компонент I — создание атмосферы сотрудничества. Важным является то, что данный компонент поставлен на первое место, так как для российских предприятий на начальном этапе построения СУКП он является первостепенным по двум причинам.

Первая причина — атмосфера сотрудничества и культура производства являются фундаментом построения СУКП. Культура производства сложно формируется и сложно переделывается. Она формируется годами, переходя от сотрудников с многолетним стажем к новым членам трудового коллектива, и нуждается в постоянной поддержке со стороны руководства. Культура производства строится на взаимоуважении сотрудников на основе выстраивания отношений по принципу "внутреннего клиента", запрете на передачу, прием и изготовление брака и др. Культура производства подразумевает накопление полученного опыта для использования его как основы дальнейшего развития всего предприятия и профессионализма сотрудников. Накопленный опыт отражается в стандартах на производственные процессы и организацию производства на данном предприятии. Кроме того, накопленный опыт позволяет избежать повторения ошибок. В свою очередь, ошибки анализируются до выявления их первопричины. Для этого внедряется и совершенствуется система аналитического управления, что важно при естественной смене кадров. При этом практикуется обучение новых сотрудников путем наставничества, что требует наличия глубоких профессиональных знаний руководящего состава. Задачи, решаемые руководителями, должны выходить за рамки зоны их комфорта, т. е. если предприятие в состоянии непрерывного совершенствования, то перед руководителями (отдела, подразделений, предприятия) ставятся в основном новые задачи. Такие условия способствуют воспитанию лидеров, которым будет что передать следующему поколению.

Вторая причина — отсутствие у российских предприятий опыта формирования культуры производства в том понимании, которое было приведено выше. Культура производства в большей части производственных отраслей находится на начальном этапе развития.

Компонент II — основная цель — качество, представляет собой совокупность принципов, направленных на повышение качества выпускаемой продукции, которые распространяются на все подразделения предприятия. Для достижения этой цели вовлекаются все сотрудники, что обусловлено приоритетностью принятия стратегических решений, направленных на выполнение главной цели предприятия и принимаемых на основе консенсуса всех подразделений. Поддержание качества выпускаемых изделий и качества производственных процессов важнее контроля количественных показателей производства. Важно понимать, что повышение качества влечет за собой повышение производительности. И это должен осознавать каждый сотрудник предприятия, а также партнеры и поставщики. Повышенные требования к поставщикам и их участие в достижении поставленной цели — неотъемлемая часть условий при создании СУКП.

Компонент III — контроль качества производственных процессов, гарантирует не только высокое качество продукции, но и непрерывное его повышение. Стандартизация производственных операций также важна для обеспечения высокого качества продукции. Выпуск малых партий или единичных изделий способствует своевременному обнаружению снижения качества. Статус "внутреннего клиента" обязывает подразделения следить за качеством изделия, передаваемого на следующую операцию. Чем меньше интервал между операциями, тем легче установить причину брака.

Система "Вытягивание заказов" исключает возникновение

перепроизводства, а следовательно, и связанные с ним потери. Для лучшего взаимодействия смежных участков производства целесообразно применять систему Канбан [6], в которой используют информационные карточки. Их крепят к таре, в которой новая партия изделий поступает с предыдущего производственного участка. Освободившуюся тару возвращают, а в карточке указывают необходимую информацию для изготовления следующей партии, что и является сигналом для ее производства.

Остановка производственного процесса при обнаружении проблемы, которую позволяет осуществить автономизация [7] оборудования, способствует выявлению проблемы сразу при ее возникновении. Это упрощает поиск источника брака. Анализ причин возникновения брака происходит в кругу качества — в межфункциональных группах сотрудников, анализирующих ситуацию и принимающих решение по изменению используемых стандартов производства для исключения повторных случаев брака.

Равномерное распределение нагрузок на работников и оборудование, периодичность выпуска изделий определяют качество выпускаемой продукции. Равномерность распределения нагрузки на исполнителей обеспечивает выполнение операций в назначенное время, установившийся такт выпуска продукции. Равномерная загрузка оборудования исключает его простаивание и перегрузки, которые сокращают срок службы техники. Равномерный и плановый выпуск изделий способствует своевременному выполнению заказов.

Производственные процессы выполняются строго по стандартным технологиям. Вводимые изменения перед утверждением подлежат глубокому анализу и согласованию во всех подразделениях.

Автоматизация процессов осуществляется только после достижения стабильности всего производственного процесса. При этом автоматизированные линии должны быть достаточно гибкими для возможности внесения изменений в связи с постоянно меняющимися требованиями рынка.

В управлении производством важен визуальный контроль. Для этого используют стенды текущего состояния производства.

В организации труда часто используют систему 5S (организация рабочего места), которая включает в себя пять правил: стандартизируй, систематизируй, содержи в чистоте, сортируй, соблюдай порядок. Такой подход, в частности, предполагает строгое размещение инструментов на рабочих местах, а это способствует четкому выполнению стандартных операций.

Высокая эффективность достигается оптимизацией производственного потока и своевременным устранением проблем. Поэтому руководство должно быть в курсе реальной ситуации, для чего необходимо иметь полную информацию о задачах каждого исполнителя.

Т. Оно установил семь причин потерь на производстве: перепроизводство, ожидание, лишняя транспортировка, лишняя обработка, избыток запасов, лишние движения, брак [7]. Д. Лайкер добавил еще одну причину: нереализованный потенциал сотрудников [2]. В данной статье выявлена девятая причина: затраты при хранении. Устранение потерь — одно из основных направлений в повышении эффективности производства.

Для успешного развития предприятия в совершенствовании производственного процесса необходимо участие каждого сотрудника. Распространение успешного опыта на другие подразделения является частью системы самообучения на предприятии.

Важную роль в формировании трудоспособного рабочего коллектива играет социальная политика на предприятии: медицинское страхование, организация и частичная оплата питания, организация отдыха сотрудников, проведение культурных и спортивных мероприятий и т. д.

Кадровая политика должна не только включать грамотный подбор кадров, но и поддерживать связь предприятия с соответствующими учебными учреждениями.

Участвуя в общественной жизни микрорайона, города, области, страны, например, оказывая помощь ветеранам, детским домам, участвуя в озеленении территорий, поддержке спортивных мероприятий и т. д., предприятие поднимает свой статус и престиж.

Анализ и обобщение составляющих компонентов и принципов производственных систем позволили сформулировать структуру предлагаемой системы управления качеством производства.

Структура СУКП

I. Формирование культуры производства и создание атмосферы сотрудничества.

1. Формирование производственных отношений на основе взаимоуважения.

2. Развитие предприятия через развитие личности:

2.1. Воспитание лидеров.

2.2. Внедрение систем наставничества и обучения.

2.3. Стимулирование инициатив сотрудников по вопросам развития предприятия.

3. Кооперация отделов — прозрачность функционала и взаимная поддержка.

4. Принятие решений на основе консенсуса между подразделениями и анализа всех возможных вариантов.

II. Целевая установка на качество.

5. Качество — основная цель предприятия.

6. Направление деятельности всех подразделений на основную цель предприятия.

7. Формирование принципов высокой культуры производства.

8. Постоянное совершенствование выпускаемой продукции.

9. Постоянное совершенствование производства и системы технического обслуживания.

10. Акцент на контроль качества выпускаемой продукции и производственных процессов.

11. Обеспечение в стратегических управленческих решениях приоритетности долгосрочной перспективы.

12. Повышение значимости предприятия для сотрудников, потребителей и общества.

13. Долгосрочные отношения с поставщиками:

13.1. Отказ от приоритетности цены приобретаемых материалов, комплектующих и т. д.

13.2. Прогнозируемое размещение заказов.

13.3. Высокие требования к качеству материалов, комплектующих и т. д.

13.4. Постановка сложных задач.

13.5. Технологическая поддержка и консалтинговые услуги по совершенствованию процессов.

13.6. Сотрудничество на принципах уважения и взаимовыручки.

III. Контроль качества на основе процессных критериев.

14. Стандартизация решаемых задач — основа непрерывного совершенствования предприятия и делегирования полномочий сотрудникам.

15. Организация производственного процесса как непрерывного потока:

15.1. Запрет на передачу, прием и изготовление брака.

15.2. Выстраивание производственных отношений по принципу "внутреннего клиента".

16. Исключение перепроизводства путем использования системы вытягивания.

17. Остановка производственного процесса при обнаружении снижения качества:

17.1. Автономизация станков.

17.2. Создание кругов качества.

18. Равномерность распределения производственной нагрузки.

19. Использование только утвержденной технологии:

19.1. Соответствие внедряемой технологии требованиям по условиям труда, существующим процессам и основным ценностям предприятия.

19.2. Всесторонний анализ новой технологии, совершенствование средств труда — основа автоматизации производства;

19.3. Обеспечение гибкой системы автоматизации.

20. Использование визуального контроля:

20.1. Информационная карточка системы Канбан.

20.2. Система 5S.

20.3. Карты процесса.

20.4. Стенды текущего состояния процесса.

21. Непосредственное участие руководителя при выявлении проблемы и поиске путей ее решения.

22. Устранение потерь, вызванных следующими факторами:

22.1. Брак.

22.2. Излишняя обработка деталей.

22.3. Излишняя транспортировка.

22.4. Избыток запасов, отвлечение капитала.

22.5. Хранение запасов на складе.

22.6. Вынужденные ожидания.

22.7. Плохая организация труда.

22.8. Перепроизводство.

22.9. Нереализованный потенциал сотрудников.

Компонент IV. Повышение ценности предприятия.

23. Создание самообучающегося предприятия на основе непрерывного анализа и совершенствования производственного процесса.

24. Внедрение системы повышения квалификации сотрудников.

25. Повышение значимости социальной политики:

25.1. Социальная поддержка сотрудников предприятия.

25.2. Связь с профильными образовательными учреждениями.

25.3. Участие в культурной и социальной жизни общества.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Джордж С., Ваймерскирх А.** Всеобщее управление качеством. СПб: Виктория плюс, 2002. 252 с.

2. **Лайкер Д.** Дао Toyota: 14 принципов ведущей компании мира / Пер. с англ. Т. Гутман. М.: Альпина Бизнес Букс, 2005. 402 с.

3. **Вумек Д., Джонс Д.** Бережливое производство: как избавиться от потерь и добиться процветания вашей компании / Пер. с англ. С. Турко. М.: Альпина Бизнес Букс, 2005. 473 с.

4. **Деминг Э.** Выход из кризиса. Тверь: АЛЬБА, 1994. 497 с.

5. **Масааки Имаи.** Кайдзен: ключ к успеху японских компаний / Пер. с англ. М.: Альпина Паблишерс, 2011. 274 с.

6. **Канбан** и "точно вовремя" на Toyota: Менеджмент начинается на рабочем месте / Пер. с англ. Е. Пестерова. М.: Альпина Бизнес Букс, 2008. 218 с.

7. **Оно Т.** Производственная система Тойоты: уходя от массового производства / Пер. с англ. А. Грязнова, А. Тяглова. М.: Институт комплексных стратегических исследований, 2008. 208 с.

ЭКСПОЦЕНТР
МЕЖДУНАРОДНЫЕ ВЫСТАВКИ И КОНГРЕССЫ
МОСКВА

Высокие технологии XXI века — 2013

С 24 по 26 апреля на территории ЦВК "Экспоцентр" состоялся 14-й Международный форум "Высокие технологии XXI века", который проводился при поддержке Правительства г. Москвы, Торгово-промышленной палаты РФ, Российской академии наук и ЗАО "Экспоцентр". В его подготовке и проведении приняли участие Институт экономики и комплексных проблем связи "ЭКОС", ООО "ЭКСПО-ЭКОС", Российский Фонд развития высоких технологий, Московская торгово-промышленная палата, Московская ассоциация предпринимателей. В рамках данного многоотраслевого мероприятия работали специализированные салоны: "Нанотехнологии XXI—2013", "Энергия XXI—2013", "Hi-Tech-мегаполис", "Технопарк", "Hi-Tech-наука". В выставке участвовали компании из России, Нидерландов, Китая. Объединенные экспозиции представили Правительство Москвы, Томская область, Республика Карелия, Хабаровский край, Российская академия наук, Дальневосточное и Сибирское отделения РАН, ОАО "Роснано", Минобороны России, предприятия Росатома. На выставке "Высокие технологии XXI века — 2013" продукцию и новейшие разработки представили 245 компаний.

Свои достижения продемонстрировали и предложили потребителям институты Российской академии наук.

НИИМАШ РАН им. А. А. Благонравова

Опытный образец устройства для выращивания монокристаллических волокон оксида алюминия с использованием лазерного нагревателя и контроля процесса выращивания. Получаемые волокна можно применять в лазерах или в качестве датчиков в оборудовании, работающем с высокими температурами или подверженном коррозии, в котором традиционные сенсорные волокна не работают. Прочность волокон из оксида алюминия не изменяется до температур, не превышающих 1600 °С. Мощность лазерного излучателя 60 Вт, вместимость вакуумной камеры 0,27 м^3, диаметр моноволокна менее 180 мкм, габаритные размеры установки 1350 × 3600 × 2500 мм.

Институт проблем управления РАН им. В. А. Трапезникова

Z-термистор для контроля заданных температур любых физических сред и агрегатов в диапазоне температур от −50 до +100 °С представляет собой полупроводниковую *p-n*-структуру с функцией перехода из одного устойчивого состояния (малый ток) при достижении заданного значения температуры в другое (сила тока в 30÷100 раз больше). Установка требуемого значения температуры осуществляется изменением напряжения питания. Продолжительность перехода 1÷2 мкс, питающее напряжение 1÷60 В, выходной сигнал 0,5÷15 В, потребляемый ток 0,05÷2,5 мА, точность 0,1÷0,01 °С, быстродействие <1 с.

Институт прикладной механики РАН

Датчик измерения давления газа основан на высокоточном резистивном датчике, используется для определения уровня жидкости в жидкостном манометре с точностью до 100 мкм. Под действием измеряемого давления или скорости напора газа изменяется уровень жидкости в измерительном колене манометра, это фиксируется датчиком и преобразуется в показание давления. Скорость измеряемого потока воздуха >1 м/с, давление >1 Па.

Научно-производственное объединение "Техномаш"

Программно-аппаратный комплекс М-2500 для контроля качества сборки гироскопов открытого и закрытого типов по моментным характеристикам в лабораторных и цеховых условиях состоит из электронного блока, преобразователя моментов с приспособлением для закрепления испытуемых

приборов, ПК информационно-измерительной системы; погрешность измерения моментов для нормальных условий не более 3 %.

Программно-аппаратный комплекс СБИ-06 для контроля динамической неуравновешенности жестких межопорных роторов открытого типа в лабораторных и производственных условиях состоит из механической части с ложем для размещения изделия (рамка для установки балансируемого гироскопа), излучателя, фотодатчика, двух преобразователей виброскорости, электронного блока, ПК измерительно-информационной системы. Комплекс позволяет осуществлять балансировку на рабочих частотах вращения ротора. Характеристики балансируемых роторов: диаметр до 400 мм, расстояние между опорами 60÷480 мм; масса роторов 5÷30 кг; частота вращения ротора при балансировке 600÷1000 мин$^{-1}$; время установления рабочего режима не более 30 мин; время непрерывной работы не более 8 ч. Порог чувствительности комплекса: по дисбалансу — 0,0001 г, по углу — 1°. Система координат отображения информации — полярная. Настроечные параметры запоминаются для десяти изделий. Габаритные размеры: подвеса — 800 × 600 × 570 мм, электронного блока — 200 × 330 × 80 мм; массы: подвеса — 35 кг, электронного блока — 2 кг.

Вакуумная напылительная установка УВН-74-П-3 для нанесения в вакууме многоцелевых терморегулирующих покрытий класса "солнечный отражатель" с внешней защитой от статического электричества оптически прозрачным слоем, применяется при изготовлении систем пассивного и активного терморегулирования.

Машина для сварки трением биметаллических переходников, используемых при производстве трубопроводов из разнородных металлов (сталь—алюминий, титан—алюминий и т. п.) диаметром 25÷80 мм. Система управления машины обеспечивает выполнение цикла сварки в автоматическом режиме, контроль и регистрацию всех параметров процесса. Применение данной машины повышает качество биметаллических сварных соединений на 15÷20 %, а производительность на 10÷15 %, снижает энергопотребление на 8÷12 %. Площадь свариваемого сечения до 3000 мм^2, диаметр свариваемых деталей 15÷90 мм, длина 100÷120 мм, частота вращения шпинделя 900 мин$^{-1}$, осевые усилия: при нагревании — 110 кН, при поковке — 100÷120 Н. Применяется в авиационной и ракетно-космической отраслях, химическом и транспортном машиностроении, при изготовлении заготовок режущего инструмента.

Специальный станок ЭПП-8 для электроэрозионной прошивки отверстий в форсунках камер сгорания оснащен генератором импульсов и системой ЧПУ, обеспечивающих точность перемещения и взаимного расположения координат прошивочного электрода и обрабатываемого отверстия. Максимальные размеры обрабатываемой детали: диаметр — 50 мм, высота — 60 мм, диаметр отверстий — 0,1÷6 мм; точность изготовления отверстий ±0,01 мм; шероховатость Ra = 0,2 мкм; точность позиционирования по осям ±0,005 мм; потребляемая мощность 1,1 кВт; габаритные размеры станка 925 × 770 × 1030 мм; масса 200 кг.

Стан СРВ-1200 для изготовления (высокоточная ротационная вытяжка) тонкостенных осесимметричных бесшовных цилиндрических и эллиптических оболочек (обечаек), в том числе оболочек баллонов высокого давления из алюминиевых сплавов и высокопрочных сталей и сплавов. Стан позволяет изготовлять детали прямолинейной и криволинейной формы с постоянной и переменной толщиной стенок, оснащен ЧПУ для одновременного управления по восьми координатам всеми подвижными узлами и системой охлаждения. Диаметр изготовляемых деталей до 1200 мм, длина до 1800 мм, толщина заготовок до 12 мм. Точность раскатки (по толщине) 0,05 мм, вытяжка осуществляется двумя давильными роликами. Усилия на роликах при продольной и поперечной подачах 200 кН; точность позиционирования давильных роликов 0,01 мм; габаритные размеры стана 9657 × 5272 × 2315 мм; масса 70 т.

Намоточно-выкладочный станок СНП21 с ЧПУ для изготовления длинномерных стержней ферменных конструкций, антенн, труб манипуляторов, грузовых стрел из полимерных композиционных материалов. Применяемый армирующий материал: стеклолента, стекложгут, углежгут, стеклоткань. Станок оснащен автоматической системой контроля и регулирования технологических параметров намотки. Усилие натяжения ленты 5÷500 Н, длина ленты 2500÷3200 мм, максимальная скорость намотки 24 м/мин, масса станка 9 т. Используются четыре управляемые координаты намотки.

Технология вакуумной пайки алюминиевых теплообменников унифицированной конструкции. Обеспечивается высококачественное формирование паяных соединений и высокая работоспособность теплообменников. Предельно допустимый зазор под пайку 0,05 мм. Максимальные размеры сборочных единиц 300 × 600 × 400 мм. Пластинчато-ребристая конструкция из унифицированных элементов существенно улучшает теплофизические характеристики теплообменников и снижает трудоемкость их изготовления.

Группа компаний "Мир намоточных станков" (Россия)

Намоточный станок СНП-0.1-150В "Пульсар" для рядовой и секционной намотки прецизионных

электрокатушек, требующих высокой стабильности натяжения, раскладки и числа витков. Станок позволяет наматывать катушки индуктивности малых размеров, магнитные датчики, прецизионные проволочные резисторы и т. п. Станок состоит из блока управления (на базе промышленного контроллера с сенсорным экраном и программного обеспечения Windinq—PLC), механизма намотки, задней бабки, защитного экрана, светодиодов, винтового раскладчика с шаговым двигателем, электронно-натяжного устройства ЭНУ-01. Диаметр наматываемого провода 0,0014÷0,3 мм; частота вращения вала 2000 мин$^{-1}$; питающее напряжение станка 220 В; потребляемая мощность 0,5 кВт; габаритные размеры 1000 × 600 × 500 мм; масса 40 кг.

Намоточный станок СНС-2.0-400 "Универсал" для намотки типа "Универсал", а также всех видов рядовой намотки и перемотки длинномерных материалов с высокой точностью и скоростью состоит из блока управления (на базе промышленного контроллера с сенсорным экраном и программного обеспечения Windinq—PLC), механизма намотки, задней бабки, защитного экрана, светодиодов, раскладчика с устройством для намотки "Универсал", датчика иррациональной раскладки, натяжного устройства ФНУ-2.0 и смоточного устройства БСУ-0.5. Диаметр перематываемого провода 0,05÷2,2 мм; шаг раскладки 0,00061÷15,24 мм/об; частота вращения вала 2900 мин$^{-1}$; питающее напряжение 220 В; потребляемая мощность 0,4 кВт; габаритные размеры станка 1050 × 650 × 800 мм; масса 50 кг.

Станок СН-10С-600 "Прогресс" для крупногабаритной намотки с автоматической раскладкой изделий, допускающих консольное закрепление, например якорей электродвигателей или обмоток крупногабаритных магнитов. Станок состоит из блока управления (на базе промышленного контроллера с сенсорным экраном и программного обеспечения Windinq-PLC), механизма намотки с планшайбой ∅500 мм, раскладчика, формующего натяжного устройства, подвижного защитного экрана, светодиодов, выносного пульта управления, педали пуск-стоп, мотор-редуктора с асинхронным двигателем, педалей управления станком и устройства заправки. Диаметр наматываемого провода 0,5÷5 мм; шаг раскладки 0,0018÷200 мм/об; диаметр вала намотки (планшайбы) 400 мм; площадь поперечного сечения наматываемого провода (прямоугольного) 0,5÷400 мм^2; частота вращения вала 100 мин$^{-1}$; питающее напряжение 380 В; потребляемая мощность 6 кВт; габаритные размеры 1630 × 1540 × 1750 мм; масса 700 кг.

Карусельно-обвивочный комплекс КОК-12 для встречной обвивки, упрочнения кабеля датчиков, а также для экранирования и других операций, связанных с прецизионным наложением обматываемого материала. Комплекс состоит из смоточного устройства, карусельно-обвивочного и вытяжного механизмов, устройства подъема-снятия катушек, блока управления. Диаметр катушки смоточного устройства 950 мм; частота вращения 50 мин$^{-1}$; одновременно осуществляется намотка на шесть катушек; стабильность натяжения 15 %; диаметр вытягиваемого свитого материала до 9 мм; питающее напряжение 380 В; потребляемая мощность 8,5 кВт; габаритные размеры 9000 × 1500 × 1800 мм, масса 1,5 т.

Специализированный намоточный комплекс с ЧПУ для навивки резистивных элементов многооборотных потенциометров состоит из механизма намотки и задней бабки на подвижной платформе, обмоточной головки на пять катушек с индивидуальными натяжными узлами, блока управления на базе промышленного контроллера, компьютера с сенсорным экраном, защитного экрана зоны намотки и устройств освещения зоны намотки, смоточного устройства ИСУ-30. Намотка осуществляется по специальной программе с автоматическим расчетом параметров намотки. Предусмотрена корректировка электрических показателей изделия. Диаметры: наматываемого провода — 1,5 мм, резистивной проволоки — 0,035÷0,16 мм. Число устанавливаемых катушек с резистивной проволокой — 5 шт., их диаметр 40 мм. Питающее напряжение 220 В; потребляемая мощность 8 кВт; габаритные размеры 1800 × 1000 × 1700 мм; масса 60 кг.

Намоточные станки рядовой прецизионной намотки СН-10СП-300 и 200 для намотки (фасовки) сварочной проволоки на еврокассеты К-200, К-300, К-415 и др. Станок состоит из блока управления (на базе промышленного контроллера с сенсорным экраном и программного обеспечения Windinq—PLC), формующего устройства с дистанционным управлением, системы раскладки, выносного пульта управления, защитного экрана, датчиков затвора, обрыва и скрутки, смоточного устройства. Предусмотрена установка специального раскладчика для намотки порошковой сварочной проволоки. Диаметр наматываемой проволоки 0,4÷2 мм; максимальное биение вала 0,2 мкм; частота вращения вала 1000 мин$^{-1}$; питающее напряжение 380 В; габаритные размеры 2300 × 1300 × 1300 мм; масса 500 кг.

Автомат АНМС-0,02 для намотки микроспиралей в один слой в автоматическом режиме. Обеспечивается отладка процесса намотки по следующим операциям: захват провода, намотка необходимого числа витков с заданным шагом, формирование вывода, снятие намотанной катушки с оправки, отрезка провода. Автомат состоит из блока управления (на базе промышленного контроллера с сенсорным экраном и программного обеспечения Windinq—PLC), механизмов намотки, рас-

кладки, обрезки провода, поворотного механизма подачи провода, смоточно-натяжного узла, механизма прижима спирали микропровода. Диаметр наматываемой проволоки 0,02 мм; питающее напряжение 220 В; потребляемая мощность 5 кВт; габаритные размеры 1000 × 500 × 700 мм; масса 30 кг.

Станок СН-10М-70 для намотки прямоугольных и круглых витых магнитопроводов из электротехнической ленты состоит из блока управления с подставкой, модуля памяти и защиты от несанкционированного доступа, механизма намотки, формующего устройства, смоточного устройства, направляющих роликов, ловителя для удержания отрезанного конца ленты. Толщина наматываемой ленты 0,05÷0,4 мм; ширина ленты 10÷70 мм; питающее напряжение 220 В; потребляемая мощность 1,5 кВт; габаритные размеры 1220 × 1200 × 1800 мм; масса 500 кг.

Полуавтомат СНР-300-2В для продольной резки изоляционного материала с большого роля на рулончики для изолирования проводов состоит из валов намотки, правильного устройства, механизма резки и торможения, блока управления, длинномера. Диаметр вала намотки 40 мм; частота вращения 68 мин$^{-1}$; питающее напряжение 220 В; потребляемая мощность 0,85 кВт; габаритные размеры 1500 × 1750 × 1750 мм; масса 250 кг.

Намоточный станок CHQ-1.2-2B для высокопроизводительной намотки якорей одновременно двумя мотовилами с автоматической заброской коллектора состоит из привода мотовил и позиционирования якоря, оправки, лопатки для формовки петелек на коллектор, натяжного устройства, блока управления. Диаметр перематываемого материала 0,1÷1,2 мм; питающее напряжение 220 В; потребляемая мощность 0,25 кВт; габаритные размеры 2300 × 900 × 850 мм; масса 195 кг.

Счетчик СОЭП-3/1 для решения широкого круга задач, связанных со счетом импульсов и с управлением технологическими процессами, обеспечивает счет импульсов по одному, двум и трем независимым каналам. Счет может выполняться с автоматическим определением и ручным заданием направления счета. Отслеживается возникновение нештатной ситуации (например, обрыва). Счет импульсов выполняется от одного автореверсивного датчика. Счетчик предназначен для различного технологического оборудования, например заменяющего механический программируемый счетчик СОП-105. Предусмотрено автоматическое прерывание технологического процесса (например, намотки) по достижению заданного значения и измерение частоты вращения. Счетчик оснащен аккумуляторами. Имеются фотодатчики оборотов и обрыва (микровыключатель с кабелем и разъемом). Максимальная скорость счета 2000 об/мин; питающее напряжение 1,2 В; сила тока 850 мА; зарядное устройство работает при напряжении 220 В; габаритные размеры 173 × 640 × 1460 мм; масса 0,5 кг.

Член.-кор. Академии проблем качества
А. Н. ИВАНОВ

Вниманию авторов

Не допускается предлагать к публикации уже опубликованные или намеченные к публикации в других журналах материалы.

Статьи в редакцию можно присылать на e-mail: vestmash@mashin.ru. В случае пересылки статьи почтой, кроме текста, напечатанного на белой бумаге формата А4 на одной стороне листа через 1,5—2 интервала 14-м кеглем, необходимо прикладывать электронную версию (шрифт Times New Roman в Microsoft Word, 14-й кегль, расстояние между строк 1,5).

К статье прилагаются:

1) акт экспертной комиссии, подтверждающий, что статья не содержит материалов, входящих в перечень сведений, отнесенных к государственной тайне Указом Президента РФ № 1203 от 30.11.1995, и может быть опубликована в открытой печати;

2) аннотация (1—3 предложения) и ключевые слова;

3) сведения об авторах (фамилия, имя, отчество, место работы, должность, ученая степень, адрес, e-mail, телефон).

Объем статьи не должен превышать 20 страниц (с рисунками и таблицами). Все страницы должны быть пронумерованы. Рисунки и таблицы давать после текста.

Представляя статью в редакцию для публикации, авторы выражают согласие с тем, что:

1) статья может быть переведена и опубликована на английском языке;

2) после публикации в журнале материал может быть размещен в Интернете;

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

Редакция оставляет за собой право сообщать автору о результатах рецензирования без предоставления рецензии.

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

Минимальный срок публикации — 4 месяца со дня предоставления рукописи в редакцию при соблюдении всех изложенных выше требований (обусловлен технологическим процессом).