



ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

8
2021

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

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

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

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

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

Адрес редакции:

**107076, Москва,
Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8 (495) 661-38-80.**

**E-mail: vestmash@mashin.ru; vestmash@mail.ru
www.mashin.ru**

Журнал зарегистрирован 27 марта 2020 г. за ПИ № ФС 77-78172 в Федеральной службе по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций (РОСКОМНАДЗОР)
Учредитель: Е.А. Боголюбова

Индекс: **27841** ("Пресса России")

Цена свободная

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

Главный редактор А.С. БОГОЛЮБОВ

**Заместитель главного редактора
Е.А. БОГОЛЮБОВА**

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

СОДЕРЖАНИЕ

CONTENTS

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

- Мамедов А. Т., Аббасов Э. О., Ханкишиев И. А.** — Аналитическое решение уравнений диффузии в многокомпонентных системах при нанесении диффузионных покрытий 3
- Ишмуратов Х. К.** — Расчет износа зубьев открытых зубчатых передач 9
- Иванов А. С., Муркин С. В.** — Уточнение теплового расчета редуктора учетом термической проводимости стыка 12
- Коченов В. А., Авдеева Е. А., Хатамов А.** — Конструктивные возможности повышения герметичности и износостойкости цилиндропоршневой группы ДВС 17
- Ванаев В. С.** — Испытания клепальных молотков (становление стандовой методики) 20
- Дорохов А. С., Катаев Ю. В., Градов Е. А.** — Влияние кавитации на рабочие поверхности цилиндропоршневой группы дизельного двигателя при техническом обслуживании 30
- Лазарев С. И., Селиванов Ю. Т., Селиванов А. Ю., Луа П., Ковалев С. В., Ковалева О. А.** — Разработка конструкции, расчет технологических и прочностных характеристик электробаромембранного аппарата плоскокамерного типа 35
- Тютерыakov Н. Ш., Дема Р. Р., Харченко М. В., Латыпов О. Р., Романенко Е. Ф.** — Оценка ресурса подшипников скольжения валковой арматуры сортопрокатных станов 43
- Кабалдин Ю. Г., Аносов М. С., Шатагин Д. А., Колчин П. В.** — Оценка хладостойкости и механизмов разрушения металлов, полученных 3D-печатью 47

- Mamedov A. T., Abbasov E. O., Khankishiev I. A.** — Analytical solution of diffusion equations in multicomponent systems when applying diffusion coatings 3
- Ishmuratov Kh. K.** — Calculation of wear of teeth of open tooth gears 9
- Ivanov A. S., Murkin S. V.** — Refinement of the thermal analysis of the gearbox taking into account the thermal conductivity of the joint 12
- Kochenov V. A., Avdeeva E. A., Khatamov A.** — Constructive possibilities of increasing the tightness and wear resistance of the cylinder-piston group of the internal combustion engine 17
- Vanaev V. S.** — Testing of riveting hammers (formation of the bench technique) 20
- Dorokhov A. S., Kataev Yu. V., Gradov E. A.** — Influence of cavitation on the working surfaces of the cylinder-piston group of a diesel engine during maintenance 30
- Lazarev S. I., Selivanov Yu. T., Selivanov A. Yu., Lua P., Kovalev S. V., Kovaleva O. A.** — Design development, calculation of technological and strength characteristics of a flat-chamber electrobaromembrane apparatus 35
- Tyuteryakov N. Sh., Dema R. R., Kharchenko M. V., Latypov O. R., Romanenko E. F.** — Estimation of the resource of sliding bearings of roll reinforcement in section rolling mills 43
- Kabalidin Yu. G., Anosov M. S., Shatagin D. A., Kolchin P. V.** — Assessment of cold resistance and fracture mechanisms of metals obtained by 3D-printing 47

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

MANUFACTURING ENGINEERING

- Есов В. Б., Каляшина А. В.** — Металлургические способы улучшения обрабатываемости конструкционных сталей для повышения производительности обработки в условиях автоматизированного производства 51
- Воронцов А. Л.** — Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Часть 5. Методы расчетов выдавливания швеллеров. 1. Расчетные формулы 55
- Базиненков А. М., Иванова Д. А., Ефимов И. А., Ротарь А. П.** — Исследование механических свойств магнеторологического эластомера для системы активной виброизоляции 60
- Ширзадов Ф. М., Садыхов А. И., Гасимова Л. А.** — Исследование степени сжатия и стабильности жидкого металла в высокочастотном магнитном поле 64
- Калякулин С. Ю., Митин Э. В., Сульдин С. П.** — Классификация математических моделей технологического проектирования 68
- Ленина В. А., Воробьева Г. А., Ремшев Е. Ю., Расулов З. Н.** — Закономерности формирования фазового состава, структуры и свойств сплава БрНХК 2,5-0,7-0,6 при термической и аэротермоакустической обработках 71

- Esov V. B., Kalyashina A. V.** — Metallurgical methods of improving the machinability of structural steels to increase the productivity of processing in the conditions of automated production 51
- Vorontsov A. L.** — Research of stamping of unequal channel bars. Part 5. Methods for calculating the extrusion of channels. 1. Calculation formulas 55
- Bazinenkov A. M., Ivanova D. A., Efimov I. A., Rotar' A. P.** — Research of the mechanical properties of a magnetorheological elastomer for an active vibration isolation system 60
- Shirzadov F. M., Sadykhov A. I., Gasimova L. A.** — Research of the degree of compression and stability of liquid metal in a high-frequency magnetic field 64
- Kalyakulin S. Yu., Mitin E. V., Sul'din S. P.** — Classification of mathematical models of technological design 68
- Lenina V. A., Vorob'eva G. A., Remshev E. Yu., Rasulov Z. N.** — Regularities of the formation of the phase composition, structure and properties of the БрНХК 2.5-0.7-0.6 alloy during thermal and aérothermoacoustic treatments 71

Теория и практика резания материалов

Problems of theory and practice of materials cutting

- Кряжев Ю. А., Горин Е. Ю.** — Использование сборного режущего инструмента с демпфирующими элементами для снижения механических колебаний 76
- Ли Сюэянь, Галиновский А. Л., Кравченко И. Н., Величко С. А., Кузнецов Ю. А., Ерофеев М. Н., Боровик Т. Н.** — Применение сменных режущих пластин в конструкции ножей роторных дробилок 82

- Kryazhev Yu. A., Gorin E. Yu.** — The use of assembled cutting tool with damping elements to reduce mechanical vibrations 76
- Li Xueyan, Galinovskiy A. L., Kravchenko I. N., Velichko S. A., Kuznetsov Yu. A., Erofeev M. N., Borovik T. N.** — Application of replaceable cutting plates in the design of knives of rotary crushers 82

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

TECHNICAL INFORMATION

- Щедрин А. В., Бекаев А. А., Томская Н. В.** — Пути совершенствования способов ротационного резания 87

- Shchedrin A. V., Bekaev A. A., Tomskaya N. V.** — Ways to improve the methods of rotary cutting 87

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

Сдано в набор 28.05.2021. Подписано в печать 18.07.2021.
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.

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 621.762.4.5.8

DOI: 10.36652/0042-4633-2021-8-3-9

А. Т. МАМЕДОВ, д-р техн. наук, Э. О. АББАСОВ, д-р филос. по техн. наукам,
И. А. ХАНКИШИЕВ, д-р филос. по техн. наукам (Азербайджанская государственная морская академия, г. Баку),
e-mail: ariff-1947@mail.ru

Аналитическое решение уравнений диффузии в многокомпонентных системах при нанесении диффузионных покрытий

Для многокомпонентных покрытий получены аналитические уравнения, учитывающие коэффициенты диффузии в уравнениях концентраций. Показано, что для решения задачи по многокомпонентной диффузии в твердом растворе, содержащем элементы замещения и элементы внедрения, целесообразно использовать уравнения концентраций химических элементов.

Ключевые слова: многокомпонентное покрытие, твердый раствор, концентрация, коэффициент диффузии, аналитическое решение.

For multicomponent coatings, analytical equations are obtained that take into account the diffusion coefficients in the concentration equations. It is shown, that to solve the problem of multicomponent diffusion in a solid solution containing substitutional elements and interstitial elements, it is advisable to use the equations for the concentrations of chemical elements.

Keywords: multicomponent coating, solid solution, concentration, diffusion coefficient, analytical solution.

Формирование диффузионного покрытия, его строение, фазовый состав и свойства значительно зависят от строения основы, на которую наносят покрытие, а также от состояния металлической поверхности.

Влияние на диффузионные константы таких показателей, как размер зерен (общий размер межзеренных границ), плоскости субзерен, вакансии и дислокации, а также влияние примесей, в том числе растворенных газов, изучены в работах [1–4]. С увеличением общей длины поверхности раздела между зернами и субзернами эффективный коэффициент диффузии в общем диффузионном потоке должен повышаться. Это вызвано увеличением доли граничной диффузии.

Влияния растворенных примесей и коэффициентов диффузии химических элементов на результат диффузионного насыщения не очень заметен.

Это обусловлено значительной сложностью процесса диффузии, так как она рассматривается не в бинарной системе, а в многокомпонентной.

Многие аналитические уравнения диффузии для многокомпонентных систем получены в предположении о постоянстве коэффициентов диффузии. Однако, как показано в работах [5–7], такой подход не соответствует действительности и дает неприемлемые результаты. Поэтому в уравнениях концентрации необходимо учитывать коэффициенты диффузии. При этом уравнения диффузии становятся нелинейными, и получить их решение в замкнутой форме не удается. Поэтому для расчета диффузионных процессов в многокомпонентных системах наиболее удобными являются численные методы.

В работах [8, 9] рассмотрены задачи, описывающие диффузионные процессы в многокомпонентных твердых растворах, т. е. наличие в насыщаемом металле растворенных примесей.

Состав многокомпонентной системы определяется долей атомов каждого элемента в общем числе:

$$\tilde{C}_i = n_i / \sum_{i=1}^n n_i,$$

где n_i — плотность атомов элемента (индекс i относится к атомам матрицы).

Для описания диффузии в твердом растворе, содержащем r элементов, образующих растворы замещения, и $(k-r)$ -элементов внедрения, удобнее перейти к концентрациям: $C_i = n_i/n_0$ (n_0 — плотность узлов кристаллической решетки).

Концентрации \tilde{C}_i и концентрации C_i введенных химических элементов связаны уравнением

$$\tilde{C}_i = \frac{C_i}{1 + \sum_{i=r+1}^R C_i}. \quad (1)$$

Для упрощения будем считать, что в процессе диффузии деформация кристаллической решетки не происходит, т. е. $n_0 = \text{const}$.

Для плотности диффузионного потока i -го компонента (химического элемента) с пренебрежением коэффициентами L_{ij} Онзагера при $i \neq j$ имеем:

$$\vec{I}_i = \frac{1}{V}(C_i \vec{v} - L_{ii} \Delta \mu_i). \quad (2)$$

Здесь $V = 1/n_0$ — объем, приходящийся на один узел кристаллической решетки; μ_i — химический потенциал i -го элемента; v — скорость пластического течения вещества в диффузионной зоне.

В приближении локальной равновесности распределения вакансий для концентраций элементов замещения имеется дополнительное условие [10]:

$$\sum_{i=1}^n C_i = 1.$$

Из уравнений непрерывности потоков для каждого из элементов замещения имеем:

$$V \left(\sum_{i=1}^r \vec{I}_i \right) = 0.$$

Данное выражение позволяет определить скорость пластического течения:

$$\vec{v} = \sum_{j=1}^r L_{jj} \mu_j. \quad (3)$$

Выбирая в уравнениях (2) и (3) в качестве независимых величин концентрации $C_i (i = 2R)$ и учитывая соотношение Гиббса—Дюгема

$$\sum_{i=1}^R C_i \delta \mu_i = 0,$$

получим выражение для плотности потоков компонентов и коэффициентов взаимной диффузии:

$$I_i = -\frac{1}{V} \sum_{j=2}^R \tilde{D}_{ij} C_j; \quad (4)$$

$$\tilde{D}_{ij} = \frac{C_i}{RT} \left[D_i^* \frac{\partial \mu_i}{\partial C_i} + \sum_{\alpha=2}^R C_\alpha (D_i^* - \xi_\alpha D_\alpha^*) \frac{\partial \mu_\alpha}{\partial C_j} \right], \quad (5)$$

где $D_i^* = L_{ii} RT / C_i$ — коэффициенты диффузии i -го элемента в матрице;

$$\xi_\alpha = \begin{cases} 1 & \text{при } i \leq r, \\ 0 & \text{при } i > r. \end{cases}$$

Выражения 4 и 5 являются обобщением полученных в работе [10] результатов для трехкомпонентных систем. Как видно из выражений, для решения задачи многокомпонентной диффузии необходимо знать характер концентрационных зависимостей химических потенциалов. Существующие ме-

тоды расчета данных зависимостей [11—13] основаны на использовании различных приближенных моделей, построенных в соответствии с определенными конкретными системами, что в значительной мере затрудняет их применение для численных решений диффузионных задач. Учитывая это, в расчетах [4, 5] проанализирован характер концентрационной зависимости химических потенциалов в многокомпонентных растворах на базе чистой теории. При этом использован метод большого канонического ансамбля, предложенный Майером и Макс—Милланом [14] и основанный на аппарате функций распределения [15].

Ограничиваясь коэффициентами первого и второго порядков имеем:

$$\left. \begin{aligned} \mu_i (i > 1) &= \psi_i + RT \ln \left(\tilde{C}_i + \sum_{j=2}^R A_{ij} \tilde{C}_i \tilde{C}_j \right); \\ \mu_i &= \mu_i^* + T \ln \left(\tilde{C}_i + \sum_{2 \leq i \leq j} A_{ij}^{(1)} \tilde{C}_i \tilde{C}_j \right); \\ A_{ij} &= A_{jr} = -A_{ij}^{(1)} = n_0 \left(\sum_{ij} - \sum_{ii} - \sum_{jj} \right), i \neq j; \\ A_{ii} &= -2A_{ii}^{(1)} = -2 \sum_{ii} \sum_{ij} = b_{2\delta_i}^{\rightarrow} + b_{2\delta_j}^{\rightarrow} - b_{\delta_i + \delta_j}^{\rightarrow}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Групповые интегралы, которые входят в коэффициенты формул (6), записываются как

$$b_{\delta_i + \delta_j}^{\rightarrow} = \frac{1}{V} \int \left[\exp \left(-\frac{W(l_i, l_j)}{RT} \right) - 1 \right] d(l_i) d(l_j);$$

$$b_{2\delta_i}^{\rightarrow} = \frac{1}{2V} \int \left[\exp \left(-\frac{W(l_i, l_j)}{RT} \right) - 1 \right] d(l_i) d(l_j),$$

где $W(l_i, l_j)$ — потенциал средней силы, физический смысл величин \sum_{ij} заключается в том, что они показывают, на сколько пары $i - i$ и $j - j$ более устойчивы, чем пары $i - j$.

Подставив выражения (6) с учетом формул (1) в выражение (4), получим выражения для коэффициентов взаимной диффузии в многокомпонентных твердых растворах:

$$D_{ij} = D_i^* \left(\delta_{ij} + \frac{a_{ij} C_i}{1 + \sum_{\beta=2}^k a_{i\beta} C_\beta} \right) + C_i \sum_{\alpha=2}^k (D_i^* - \xi_\alpha D_\alpha^*) \left(\delta_{\alpha j} + \frac{a_{\alpha j}}{1 + \sum_{\beta=2}^k a_{\alpha\beta} C_\beta} \right), \quad (7)$$

где $a_{ij} = A_{ij} - 1 + \xi_j$.

Проанализируем полученные выражения. В линейном приближении формулы (7) существенно упрощаются.

При условии, что j -й элемент относится к раствору замещения, имеем:

$$\tilde{D}_{ij} \approx D_i^* \delta_{ij} + C_i D_i^* \left(A_{ij} + \frac{D_i^* - D_j^*}{D_i^*} \right). \quad (8)$$

Если j -й элемент относится к раствору внедрения, имеем:

$$\tilde{D}_{ij} \approx D_i^* \delta_{ij} + C_i D_i^* \left(A_{ij} + \frac{D_i^* - D_C^*}{D_i^*} \right). \quad (9)$$

Из выражений (8) и (9) видно влияние i -го компонента, его поток зависит не только от параметра их термодинамического взаимодействия, но и от соотношения между коэффициентами диффузии атомов матрицы и этих элементов. Последней величиной можно пренебречь, только если $j - j$ элемент образует раствор замещения, а i -й — раствор внедрения, так как в этом случае $D_i^*, D_i^* \ll D_i^*$.

Найденные выражения для плотностей потоков (4) и (5) и коэффициентов взаимной диффузии [см. формулу (7)] позволяют составить систему уравнений, определяющих распределение концентраций диффундирующих химических элементов в многокомпонентных твердых растворах.

В дальнейшем ограничимся рассмотрением одномерной диффузии, в этом случае система уравнений имеет вид:

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\sum_{j=2}^R \tilde{D}_{ij} \left(\frac{\partial C_i}{\partial x} \right) \right), \quad i = 2, 3, \dots, R. \quad (10)$$

Запишем краевые условия к уравнению (10) при диффузионном насыщении сплавов:

$$-\sum_{j=2}^R \tilde{D}_{ij} \frac{\partial C_i}{\partial x} \Big|_{x=0} = \sum_{j=2}^R \tilde{V}_{ij} (C_j^h - C_j|_{x=0}); \quad (11)$$

$$C_i|_{x=\infty} \rightarrow C_i^\infty, \quad C_i|_{t=0} \rightarrow C_i^b(x). \quad (12)$$

Здесь коэффициенты $\tilde{V}_{ij}(t)$ учитывают взаимодействие атомов разных химических элементов на насыщаемой поверхности (необходимость данного учета указана в работе [16]); C_i — концентрация i -го элемента в матрице; C_j^h — предельная поверхностная концентрация i -го элемента; $C_i^b(x)$ — начальное распределение i -го элемента в диффузионной зоне.

Чтобы задача (10)–(12) имела точное решение, необходимо выполнение условий согласования [17]. Это накладывает определенные условия на поведе-

ние функций $\tilde{V}_{ij}(t)$ при $t \rightarrow 0$. Так, при согласовании нулевого порядка требуется выполнение ра-
венств, имеющих простой физический смысл:

$$-\sum_{j=2}^R \tilde{D}_{ij} \frac{\partial C_j}{\partial x} \Big|_{x=0} = \sum_{j=2}^R \tilde{V}_{ij}(0) (C_j^h - C_j|_{x=0}),$$

$$C_j^b|_{x=\infty} \rightarrow C_i^\infty.$$

Перейдем к уравнениям (10)–(12) в безразмерных величинах:

$$\tau = \frac{t}{t_0}; \quad z = \frac{x}{L}; \quad D_{ij} = \frac{\tilde{D}_{ij}}{D_0}; \quad V_{ij} = \frac{\tilde{V}_{ij}}{V_0},$$

где $D_0 = L^2/t$, $V_0 = L/t$, L — размеры, значительно превосходящие длину диффузионной зоны.

Преобразив и замкнув неограниченную область границей на расстоянии L (как это делается в разных методах решения внешних задач), получим:

$$\frac{\partial \bar{c}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(D \frac{\partial \bar{c}}{\partial z} \right);$$

$$-D \frac{\partial \bar{c}}{\partial z} \Big|_{z=0} = V (\bar{c}^h - \bar{c}|_{z=0}), \quad \bar{c}|_{z=1} = \bar{c}^\infty,$$

$$\bar{c}|_{t=0} = \bar{c}^b, \quad (13)$$

где $\bar{c} = \{c_j\}$, $D = \{D_{ij}\}$, $V = \{V_{ij}\}$ — матрицы.

Для численного решения задачи (13) использовали сетку $\omega = \omega_z \times \omega_r$, неравномерную по z и r :

$$\omega_z = (Z_\delta, S = 0, i_1, \dots, N; Z_0 = 0, Z_N = 1, h_\delta = Z_\delta - Z_{\delta-1}),$$

$$\omega_0 = (\tau_j, j = 0, 1, \dots, r; \tau_0 = 0, \tau_r = 1, \Delta\tau_j = \tau_{jH} - \tau_j).$$

Разностная схема, построенная на сетке ω интегро-интерполяционным методом (метод баланса) [18], имеет вид:

$$\frac{\bar{c}_s^{j+1} - \bar{c}_s^j}{\Delta\tau_j} = \frac{2}{h_s + h_{s+1}} \left(D_{s+1/2} \frac{\bar{c}_{s+1}^{j+1} - \bar{c}_s^{j+1}}{h_{s+1}} - D_{s-1/2} \frac{\bar{c}_s^{j+1} - \bar{c}_{s-1}^{j+1}}{h_s} \right),$$

$$D_{1/2} \frac{\bar{c}_i^{jH} - \bar{c}_o^{j+1}}{h_j} = V^{j+1/2} (\bar{c}_o^{j+1} - \bar{c}^h) + (\bar{c}_o^{j+1} - \bar{c}_o^j) \frac{h_i}{2\Delta\tau_1}, \quad (14)$$

$$\bar{c}_N^{jH} = \bar{c}^\infty, \quad \bar{c}_s^o = \bar{c}_s^b,$$

здесь \bar{c}_s^j — концентрация элементов в точке z_b в момент времени τ_j ;

$$D_{S+1/2} \equiv D[1/2(\bar{c}_s^{j+1} + \bar{c}_s^{j+1})].$$

Погрешность аппроксимации данной схемы составляет $(\Delta\tau_{\max} + h_{\max}^2)$ [18]. Для решения нелинейной системы (14) используем метод итераций [18]. Итерационный процесс строят следующей заменой в уравнениях (14):

$$\bar{c}_s^{j+1} \rightarrow \bar{c}_s^{j+1, \alpha},$$

$$D_{S+1/2} \rightarrow D_{S+1/2}^{\alpha-1} \equiv D[1/2(\bar{c}_s^{j+1, \alpha-1} + \bar{c}_s^{j+1, \alpha-1})].$$

Относительно $\bar{c}_s^{j+1, \alpha}$, $s = 0, 1, \dots, N$, разностная схема оказывается линейной. За начальную итерацию принимается распределение концентраций предыдущего значения времени: $\bar{c}_s^{j+1, \alpha} = c_s^j$. Разностная схема для $\bar{c}_s^{j+1, \alpha}$ является трехточечной. Приведем эту схему к виду:

$$D_{S+1/2}^{\alpha-1} \bar{c}_{S+1}^{j+1} - (D_{S+1/2}^{\alpha-1} + D_{S-1/2}^{\alpha-1} W_S + \sigma_S E) \bar{c}_S^{j+1, \alpha} + D_{S-1/2}^{\alpha-1} W_S \bar{c}_S^{j+1, \alpha} = -\tau_S \bar{c}_S^j;$$

$$D_{1/2}^{\alpha-1} \bar{c}_1^{j+1, \alpha} - \left(D_{1/2}^{\alpha-1} + h_1 V^{j+1/2} + \frac{h_1^2}{2\Delta\tau_1} \right) \bar{c}_0^{j+1, \alpha} = - \left(h_1 V^{j+1/2} \bar{c}^n + \frac{h_1^2}{2\Delta\tau_1} \bar{c}_0^j \right);$$

$$\bar{c}_N^{j+1, \alpha}, \quad \alpha = \bar{c}^\infty, \quad \bar{c}^0 = \bar{c}^b,$$

где E — единичная матрица; $W_S = h_{SH}/h_{SH}$, $\sigma_\delta = h_{SH}(h_S + h_{SH})/2\Delta\tau_j$.

Данная задача решается методом прогонки [18, 19]:

$$\bar{c}_S^{j+1, \alpha} = x \bar{c}_S^{j+1, \alpha} + Z_S, \quad S = 1, \dots, N, \quad (15)$$

где матрицы x_S и Z_S рассчитывают из рекуррентных соотношений для $S = 1, \dots, N-1$:

$$x_1 = \left(D_{1/2}^{\alpha-1} + h_1 V^{j+1/2} + \frac{h_1^2}{2\Delta\tau_1} E \right)^{-1} D_{1/2}^{\alpha-1}; \quad (16)$$

$$Z_1 = \left(D_{1/2}^{\alpha-1} + h_1 V^{j+1/2} + \frac{h_1^2}{2\Delta\tau_1} E \right)^{-1} \times \left(h_1 V^{j+1/2} \bar{c}^h + \frac{h_1^2}{2\Delta\tau_1} \bar{c}_0^j \right);$$

$$x_{S+1} = (D_{S+1/2}^{\alpha-1} + D_{S-1/2}^{\alpha-1} W_S + \delta_S E + D_{S+1/2}^{\alpha-1} W_S x_S)^{-1} D_{S+1/2}^{\alpha-1};$$

$$z_{S+1} = (D_{S+1/2}^{\alpha-1} + D_{S-1/2}^{\alpha-1} W_S + \delta_S E + D_{S+1/2}^{\alpha-1} W_S x_S)^{-1} (D_{S+1/2}^{\alpha-1} W_S z_S + \sigma_S \bar{c}_S^j). \quad (17)$$

Сначала по формулам (16) и (17) вычисляются матрицы x_S и z_S для $S = 1, \dots, N-1$. Затем учитываем, что $\bar{c}_N^{j+1, \alpha} = \bar{c}^\infty$, с помощью выражения (15)

определяем концентрацию $\bar{c}_S^{j+1, \alpha}$ во всех узлах сетки. Последовательный расчет итерации следует вести до тех пор, пока не будет выполняться неравенство

$$\varepsilon \geq \max_{R,S} |c_{R,S}^{j+1, \alpha} - c_{R,S}^{jH, \alpha-1}|. \quad (18)$$

Так как имеется большое число работ [17–19], посвященных исследованию сходимости и устойчивости конечно-разностной схемы (14), то эти вопросы не рассматриваем.

Итерационный процесс на каждом временном слое ведется или до выполнения неравенства (16), или до тех пор, пока номер итерации не станет равным N_0 . Второе условие введено в связи с тем, что итерационный процесс может не сходиться [18].

Так как коэффициенты диффузии химических элементов могут различаться на несколько порядков, для сокращения времени расчета применяли неравномерные сетки по z и r . С этой целью введены одновременно массивы WM и mM размерности M , элементы которых соответственно дают величины $W_p = h_{s+1}/h_s$ и число узлов пространственной сетки W_R с коэффициентами $W_S = W_R$. При этом выполняется выражение

$$\frac{h_{\max}}{h_{\min}} \sim \left(\frac{D_{i, \max}^*}{D_{i, mby}^*} \right)^{1/2}, \quad \sum_{R=1}^m m_0 = N-1,$$

где N — число узлов пространственной сетки; $D_{i, \max}^*/(D_{i, \min}^*)$ — наибольший (наименьший) коэффициент диффузии; $h_{\max}(h_{\min})$ — наибольший (наименьший) шаг пространственной сетки.

Шаг по времени $\Delta\tau_j$ изменяется линейно:

$$\Delta\tau_{jH} = \Delta\varepsilon_j + \Delta\tau, \quad \Delta\tau = h_{\min}^2/\lambda, \quad \lambda \sim 1.$$

Была составлена программа, которая позволяет рассчитывать разные диффузионные процессы в многокомпонентных твердых растворах. Проанализируем подробнее результаты расчетов процессов насыщения легирующими химическими элементами при температуре 1000 °С железоуглеродистых сплавов с содержанием углерода 2,1 и 3,78 %. Пред-

Таблица 1

Экспериментальные данные, используемые в расчетах

Химический элемент	Диффузионные параметры		Термодинамические параметры	
	$D_0, \frac{\text{см}^2}{\text{с}}$	$Q, \frac{\text{ккал}}{\text{г} \cdot \text{атом}}$	$\frac{z\varepsilon}{2}, \frac{\text{ккал}}{\text{г} \cdot \text{атом}}$	A_{ij}
Si	0,4400	48,00	6,000	10,35
Jo	300	87,00	3,937	2,32
Mn	0,4860	66,40	-0,114	-4,15
Cr	18 000	97,00	-0,960	-13,20
Al	0,7200	45,20	9,600	1,50
Mo	0,0684	59,00	-1,100	17,70
J	0,0400	31,35	6,600	—
Fe	0,0700	67,00	—	—
B	0,6700	43,30	—	—

полагается, что углерод из сплава в насыщающую среду не выходит.

Используемые экспериментальные данные приведены в табл. 1, где $A_{ij} = (z\varepsilon)_{ij}/(RT)$. При расчетах применяли пространственную сетку, которая сгущается к началу координат.

В табл. 2 приведены результаты расчета распределения концентраций кремния и углерода при насыщении кремнием сплава с 3,7 % углерода. При быстро диффундирующем кремнии только достаточно густая сетка вблизи $x = 0$ позволяет рассчитывать распределения химических элементов в диффузионной зоне. С уменьшением ячейки сетки точность результатов повышается, но до определенного предела. Так, распределения химических элементов, полученные на первой и второй сетках, различаются менее чем на 0,0001 ат. %. Как показали численные расчеты, дальнейшее дробление первой сетки нецелесообразно.

Таблица 2

Распределение концентраций углерода и кремния через $\tau = 1$ ч, рассчитанные на трех сетках: $h_{\min}/h_{\max} = 1/125; 1/25; 1/5$

$x, \text{МКМ}$	$C_C, \text{ат. \%}$			$C_{Cr}, \text{ат. \%}$		
	$h_{\max} = 125$	$h_{\max} = 25$	$h_{\max} = 5$	$h_{\max} = 125$	$h_{\max} = 25$	$h_{\max} = 5$
0,00	2,923364	2,923406		2,99981	2,999980	2,999989
0,48	2,929875			2,974927		
0,96	2,936400			2,949864		
1,44	2,942939			2,924794		
1,92	2,949492			2,899721		
2,4	2,956058	2,956114		2,874646	2,874593	
4,8	2,989070	2,989127		2,749289	2,749237	
7,2	3,022304	3,022361		2,624274	2,624222	
9,6	3,055675	3,055731		2,499910	2,499860	
12	3,089094	3,089151	3,090493	2,376504	2,376456	2,370970
24	3,255419	3,255469	3,256463	1,778549	1,778512	1,774453
36	3,409688	3,409738	3,410152	1,245606	1,245590	1,243605
48	3,543315	3,543359	3,543120	0,798765	0,798770	0,798949
60	3,651605	3,651645	3,650838	0,445168	0,445191	0,447152
120	3,769360	3,769402	3,769020	0,039299	0,039307	0,040016
180	3,769143	3,769186	3,769055	0,002541	0,002542	0,026305
240	3,758568	3,758609	3,758562	0,000131	0,000131	0,001377
300	3,748218	3,748298	3,748311	0,000006	0,000006	0,000006
360	3,739040	3,739080	3,739147	0,000000	0,000000	0,000000
420	3,731015	3,731055	3,731165			
480	3,724186	3,724225	3,724369			
540	3,718507	3,728546	3,718711			
600	3,713890	3,713929	3,714104			
660	3,710222	3,710259	3,710434			
720	3,707373	3,707408	3,705575			
780	3,705209	3,705241	3,705396			
840	3,703601	3,703630	3,703766			
900	3,702431	3,702456	3,702572			
960	3,701594	3,701615	3,701709			
1020	3,701002	3,701018	3,701089			
1080	3,700581	3,700591	3,700639			
1140	3,700264	3,700270	3,700293			
1200	3,700000	3,700000	3,700000			

Распределения концентраций легирующих химических элементов и углерода для трех моментов времени представлено на рисунке (цифры 1, 2, 3 — точки в табл. 2).

Химические элементы, понижающие химический потенциал углерода, втягивают его в диффузионную зону, а элементы, повышающие этот потенциал, вытесняют его из диффузионной зоны.

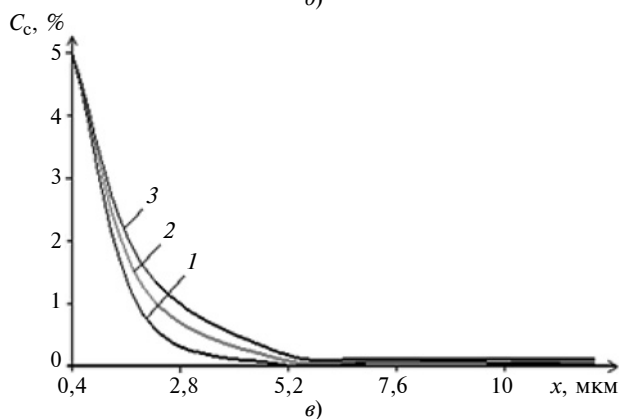
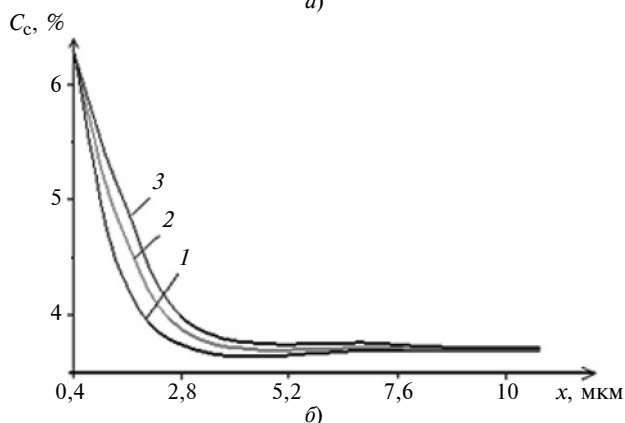
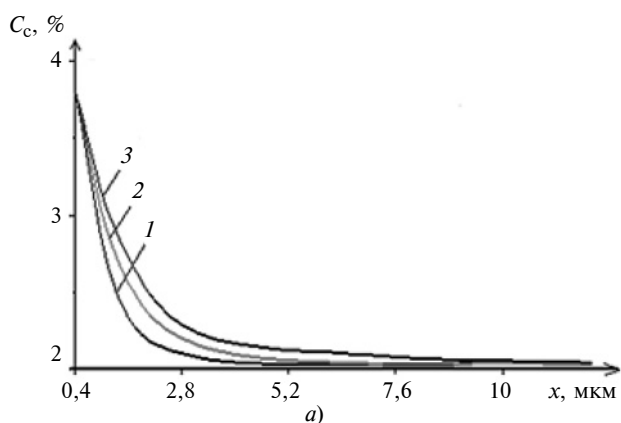
С увеличением исходной концентрации углерода в сплаве степень его перераспределения в диффузионной зоне уменьшается. Повышение концентрации углерода замедляет диффузию легирующих химических элементов, увеличивающих химический потенциал углерода, и ускоряет диффузию эле-

ментов, понижающих его химический потенциал. Однако этот эффект весьма мал. Так, увеличение содержания углерода от 2,9 до 3,7 ат. % вызывает изменение распределений концентраций других легирующих элементов. По всей видимости, действие азота и водорода, также растворяющихся по типу внедрения, должно быть аналогично углероду. Для расчета количественного влияния данных химических элементов на насыщение железа имеющихся экспериментальных данных недостаточно.

Таким образом, получено аналитическое решение уравнений диффузии в многокомпонентных системах в твердых растворах и определены изменения коэффициентов диффузии при нанесении покрытий. Установлены постоянные коэффициенты диффузионных уравнений для многокомпонентных систем.

Получены выражения для плоскостей диффузионных потоков и коэффициентов взаимной диффузии, которые позволяют составить систему уравнений, определяющих распределение концентраций диффундирующих химических элементов в многокомпонентных твердых растворах.

Построены зависимости распределений концентраций легирующих элементов и углерода. Установлено, что элементы, понижающие химический потенциал углерода, втягивают его в диффузионную зону, а элементы, повышающие этот потенциал, вытесняют его из диффузионной зоны.



Распределения концентраций C легирующего химического элемента (v) и углерода (a, b), рассчитанные на сетках $h_{\min}/h_{\max} = 1/125$ (1); $1/25$ (2); $1/5$ (3)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. А. с. 55-41299 Японии: Кл. С23с. Многостадийная обработка поверхности деталей, повышающая износостойкость.
2. Диффузионная металлизация — эффективный способ восстановления, упрочнения и защиты от коррозии деталей машин / В. Н. Бугаев, В. З. Сергеев, Е. А. Давиденко. М.: Инф. листок ЦНИИТЭИ, 1993. 3 с.
3. Дубинин Г. Н. Диффузионное хромирование металлов и сплавов. М.: Машиностроение, 1984. 451 с.
4. Sharifov Z. Z., Abbasov E. O. The effect of wear of plunger pair details on fuel supply of pump // Journal of maritime transport and engineering. 2015. Vol. 4. N. 1. P. 77–80.
5. Ачкасов К. А., Павлов Л. В. Сравнительная оценка восстановления деталей плунжерных пар различными методами // Тр. МИИСП. 2004. Вып. 4. Ч. 1. С. 58–62.
6. Каван, Хосе. Материалы для гидротурбин, стойкие против истирания песком, содержащиеся в потоке воды / Пер. ВИНТИ. 1999. Т. 43. № 5. С. 782–791 // Дэнреку. № 20225/1.
7. Abbasov E. O. Gəmi mexanizmlərində yüksək təzyiqli yanacaq nasoslarında plunjer cütünün detallarının yeyilməsi səbəbləri / XIX Respublika elmi Konfransı. Bakı. 2015. S. 146–148.
8. Земсков Г. В., Коган Р. Л. Многокомпонентное диффузионное насыщение металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1998, 207 с.
9. Зинович Н. С., Аврух Е. Л. Термодиффузионное хромирование прецизионных деталей топливной аппа-

Х. К. ИШМУРАТОВ, д-р техн. наук (Ташкентский ГТУ), e-mail: x.ishmurov@mail.ru

Расчет износа зубьев открытых зубчатых передач

Исследуется абразивное изнашивание и, в частности, изнашивание зубчатых зацеплений в присутствии абразивных частиц. В условиях контактно-абразивного изнашивания при повышении твердости стали и содержания углерода объемы единичных повреждений поверхности, вызванных дроблением абразивных частиц, уменьшаются, при этом процесс качественно не изменяется. Прямое разрушение материала в процессе изнашивания продолжает оставаться определяющим.

Ключевые слова: зубчатое зацепление, изнашивание, адгезия, абразивные зерна, нагружение, сила трения.

Abrasive wear and, in particular, wear of gear couplings in the presence of abrasive particles is studied. Under conditions of contact abrasive wear, with an increase in steel hardness and carbon content, the volumes of single surface damages caused by crushing of abrasive particles decrease, while the process does not qualitatively change. The direct fracture of the material in wear continues to be decisive.

Keywords: gear coupling, wear, adhesion, abrasive grains, loading, friction force.

Трение в присутствии абразивных частиц характеризуется нестационарностью контактов твердых частиц с изнашиваемой поверхностью, высокими напряжениями и физико-химической активностью сопряженных поверхностей. При этом адгезия аб-

разивных частиц минерального происхождения к металлической поверхности незначительная. Разрушение поверхности может происходить в результате однократного взаимодействия абразивной частицы в виде микрорезания с образованием стружки, однако это маловероятно. Более вероятными являются процессы многократного деформирования поверхности абразивными частицами и процесс усталостного разрушения [1].

Разработка и анализ математической модели абразивного изнашивания применительно к зубчатым передачам выполнены Г. Я. Ямпольским и И. В. Крагельским, которые сделали предположение, что абразивная частица в виде сферы разрушается раньше, чем достигает глубины внедрения, необходимой для микрорезания. В условиях контактно-абразивного изнашивания при повышении твердости стали и содержания углерода объемы единичных повреждений поверхности, вызванные дроблением абразивных частиц, уменьшаются, однако сам процесс качественно не изменяется. Прямое разрушение материала продолжает оставаться определяющим в процессе изнашивания [2].

По мнению М. М. Тененбаума, в формировании процесса изнашивания участвуют обе контактирующие поверхности, поэтому изменение твердости одной из них изменяет процессы изнашивания всего сопряжения, если абразивные зерна имеют размер менее 1 мм [3]. Если изнашивание происходит



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

ратуры // Автомобильная и тракторная промышленность. 1994. № 5. С. 25–27.

10. **Прогрессивный** способ восстановления плунжерных пар / В. Н. Бугаев, К. А. Ачкасов, В. З. Сергеев, З. И. Климавичус // Техника в сельском хозяйстве. 1984. № 12. С. 17–18.

11. **Ремонт** деталей топливной аппаратуры и агрегатов гидросистемы на предприятиях Госкомсельхозтехники / В. Н. Бугаев, Ю. В. Мазаев, И. Г. Голубев. М.: ЦНИИТЭИ, 1983. 48 с.

12. **Каприлин Б. Н.** К вопросу деформации прецизионных деталей топливных насосов дизелей в процессе износа под действием остаточных поверхностных напряжений // Тр. ЦНИТА. 1993. Вып. 16. С. 47.

13. **Колмаков А. Л.** Восстановление работоспособности плунжерных пар топливных насосов дизелей полимерными покрытиями: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Москва. 1996. 20 с.

14. **Прогрессивные** методы химико-термической обработки / Под ред. Г. Н. Дубинина, Я. Д. Когана. М.: Машиностроение, 1979. 184 с.

15. **Мюррети И., Моттон К.** Механизм абразивного изнашивания. Проблемы трения и смазки // Тр. Америк. общ. инж.-мех. 1992. № 1. С. 9–16.

16. **Лозинский М. Г.** Строение и свойства металлов и сплавов при высоких температурах. М.: Металлургиздат, 1993. 452 с.

17. **Зинович Н. С., Аврух Е. Л.** Термодиффузионное хромирование прецизионных деталей топливной аппаратуры. Кн: Повышение срока службы тракторных двигателей // Автомобильная и тракторная промышленность. 1994. № 5. С. 25–27.

18. **Многокомпонентные** диффузионные покрытия / Л. С. Лахович, Л. Г. Ворошин, Г. Г. Панич, Э. Д. Шербаков. Минск: Наука и техника, 1994. 288 с.

19. **Мажримас В. В.** Исследование износов топливного насоса распределительного типа НД-21/2 и их влияние на рабочие параметры насоса и на экономико-динамические показатели тракторного двигателя Д-21: Дис. ... канд. техн. наук. Каунас. 1990. 275 с.

при разрушении абразивных зерен, то больше изнашивается материал с меньшей твердостью и прочностью.

При частичном шаржировании абразивных зерен в более мягкий металл наблюдается повышенное изнашивание материала с большей твердостью [4].

Установленные связи между износостойкостью и другими показателями свойств материала, определяемыми стандартными методами, носят частный характер, их нельзя использовать при выборе износостойких материалов и назначении твердости для открытых зубчатых передач. Прогнозирование износа требует разработок более совершенных методик, основанных на четких физических представлениях о процессах абразивного изнашивания [5].

При работе зубчатых передач взаимодействия зубьев вдоль линии зацепления имеют переменный характер. Скорость относительного скольжения профилей зубьев изменяется от нуля (в полюсе зацепления) до максимального значения (момент контакта головки зуба и ножки сопряженного зуба зубчатых колес) [6].

Радиус кривизны эвольвенты в пределах рабочего профиля зуба меняется, что обуславливает изменение контактных напряжений.

Рассмотрим метод оценки износов зубьев.

В соответствии с законом абразивного изнашивания линейный износ h_0 профиля зуба за один цикл нагружения составит [7]:

$$h_0 = K_w \sigma_H L. \quad (1)$$

Здесь L — путь трения профиля зубьев, находящихся в контакте; σ_H — контактное напряжение по Герцу:

$$\sigma_H = \sqrt{w_n / (\pi \rho_{пр})} / \lambda_E, \quad (2)$$

где $\rho_{пр}$ — приведенный радиус кривизны; $w_n = 10^3 K_H T_1 / (b_w r_1 \cos \alpha_w)$ — нормальная нагрузка, приходящаяся на единицу длины контакта ($r_1 = 0,5 m z_1$ — радиус делительной окружности шестерни); параметр λ_E определяем по формуле

$$\lambda_E = \sqrt{(1 - \mu_1^2) / E_1 + (1 - \mu_2^2) / E_2}, \quad (3)$$

здесь μ_1 и μ_2 — коэффициенты Пуассона соответственно материалов шестерни и зубчатого колеса; E_1 и E_2 — модули упругости.

Путь трения L рассчитываем как произведение скорости v_c относительного скольжения сопряженных точек профилей на время их трения за одно зацепление [8]:

$$L = v_c t_{ц}. \quad (4)$$

Время $t_{ц}$ трения точки профиля за один цикл зацепления зависит от ширины $2b_H$ контакта и тан-

генциальной составляющей v_t скорости перемещения:

$$t_{ц} = \frac{2b_H}{v_1}. \quad (5)$$

Ширину $2b_H$ контакта определяем по формуле

$$2b_H = 2,25 \lambda_E \sqrt{w_n \rho_{пр}}. \quad (6)$$

Используя закон изнашивания с учетом выражений (1–6), запишем:

$$h_0 = K_w \frac{2,25}{\sqrt{\pi}} \frac{v_c}{v_t} W_n.$$

Введем обозначение коэффициента относительного скольжения $\eta = v_c / v_t$, получим:

$$h_0 = 1,269 K_w w_n \eta.$$

Таким образом, износ зубьев пропорционален нормальной нагрузке w_n и коэффициенту η относительного скольжения.

Износ зубьев зубчатого колеса за N_1 циклов нагружения будет соответствовать времени работы

$$h_1 = h_0 60 n_1 t_h = 76,14 K_w w_n \eta n_1 t_h.$$

Износ зубьев колеса за N_2 циклов будет соответствовать времени работы

$$h_2 = h_0 60 n_1 t_h / u = 76,14 K_w w_n \eta n_1 t_h / u,$$

K_{w1} и K_{w2} — определяем экспериментально.

Выразив коэффициент относительного скольжения в функции радиусов ρ_1 и ρ_2 кривизны сопряженных зубьев зубчатых колес, получим систему уравнений [9]:

$$\begin{cases} h_1 = 76,14 K_{w1} w_n \left(1 - \frac{\rho_{1n}}{\rho_1} \right) n_1 t_h; \\ h_2 = 76,14 K_{w2} w_n \left(1 - \frac{\rho_{2n}}{\rho_2} \right) n_1 t_h / u, \end{cases}$$

где ρ_{1n} , ρ_{2n} — радиусы кривизны в полюсе.

Выражения $\eta_i = \rho_{ni} / \rho_i$ ($i = 1; 2$) берем по модулю, так как в полюсе зацепления скорость w_n скольжения изменяет направление, и при $\rho_i < \rho_{ni}$ данные выражения изменяют знак.

В соответствии с теорией зацепления зубчатых колес с эвольвентным профилем в полюсе зацепления отсутствует скольжение зубьев, а следовательно, и изнашивание. Этот вывод следует из соответствующего выражения при $\rho_{ni} = \rho_i$. Некоторые исследователи считают, что вследствие искажения при износе эвольвент и в результате возникающего

в полюсе проскальзывания, а также ввиду пластических деформаций изнашивание имеет место и в полюсе зацепления [10].

При недостаточной твердости материала зубьев в полюсе зацеплений может возникнуть канавка на ведущем колесе, а на ведомом зубчатом колесе образоваться гребень. Это подтвердили эксперименты по исследованию формоизменений пластмассовых зубчатых колес.

Расчет износа зубчатых колес по данной методике требует знания коэффициента K_w изнашивания относительно применяемого материала, который можно установить экспериментально модельными и стендовыми испытаниями с учетом используемой конструкции привода и условий работы зубчатой пары.

Однако остаются открытыми вопросы о постоянстве данного коэффициента при оценке формы изношенного профиля и его зависимостей от шероховатости поверхности, структуры и состава абразива, а также от кинематических и силовых факторов [11].

Для расчетов зубчатых колес предлагается использовать эксплуатационные данные аналогичных узлов. Однако без выявления всех факторов, влияющих на коэффициент изнашивания, данный подход может привести к существенным погрешностям.

Используя в качестве основного фактора показатель интенсивности изнашивания в виде отношения износа к пути трения, получена зависимость, позволяющая определить толщину изношенного слоя:

$$h_1 = 2,25 I_{hi} \sqrt{\frac{F_n \theta \rho_1 \rho_2}{b_w \rho_2 + \rho_1} \frac{v_c}{v_t} n_1 t_1}.$$

Для проверки справедливости расчетов их сопоставили с экспериментальными данными. При работе без смазочного материала зубчатых колес из стали 45 экспериментальная интенсивность изнашивания составила $I_{h\varepsilon} = 2,6 \cdot 10^{-7}$, а расчетами получили $I_{h\text{рас}} = 11 \cdot 10^{-7}$.

Относительный ресурс зубчатой пары определяем по формуле

$$L_{hi} = \frac{[h_1] v_1}{I_n 2 b_n v_c n_1}.$$

При прочих равных условиях и заданном допустимом износе $[h_i]$ отношение ресурсов [12] составило:

$$\frac{L_{h\varepsilon}}{L_{h\text{рас}}} = \frac{I_{h\text{рас}}}{I_{h\varepsilon}} = \frac{11 \cdot 10^{-7}}{2,6 \cdot 10^{-7}} = 4,23.$$

Следовательно, прогнозируемый ресурс может отличаться от реального в 4 раза и более.

Таким образом, применяемый расчет изнашивания зубьев зубчатых колес учитывает только изнашивание от взаимодействия абразивных частиц и не учитывает частицы, находящиеся в клиновом зазоре. Не учитывается также изнашивание в результате перекося колец подшипников из-за прогиба вала, на который устанавливается зубчатое колесо. Следовательно, применяемая методика определения ресурса зубчатых колес нуждается в уточнении [13].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Тихомиров П. В.** Теоретическое обоснование ресурса зубчатых передач лесохозяйственных машин по критерию износа: Дис. ... канд. техн. наук. Брянск, 2003. 136 с.
2. **Маликов А. А., Лихошерст В. В., Шалобаев Е. В.** Анализ и классификация процесса изнашивания зубчатых передач // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 9. С. 2—11.
3. **Тененбаум М. М.** Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин. М.: Машиностроение, 1966. 331 с.
4. **Прохоров В. П., Тимофеев Г. А., Чернышова И. Н.** Эволюция эвольвентного зацепления при износе от истирания // Изв. вузов. Машиностроение. 2015. № 2 (959). С. 14—21.
5. **Беляев В. Е.** Повышение долговечности тракторных трансмиссий путем улучшения эксплуатационного режима смазки рабочих поверхностей ресурсопределяющих сопряжений: Дис. ... канд. техн. наук. Саратов, 2000. С. 213.
6. **Ишмуратов Х. К.** Теоретическое обоснование ресурса зубчатых передач хлопкоуборочных машин по критерию износа: Дис. ... д-ра фил. по техн. наукам. Ташкент. 2019. 156 с.
7. **Дроздов Ю. Н.** Структура метода расчета на износ // Вестник машиностроения. 2003. № 1. С. 25—28.
8. **Дубовик Е. А.** Особенности изнашивания зубчатых передач трансмиссий // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 3. С. 31—35.
9. **Икрамов У. А.** Расчетные методы оценки абразивного износа. М.: Машиностроение, 1987. 288 с.
10. **Когаев В. П., Дроздов Ю. Н.** Прочность и износостойкость деталей машин. М.: Высшая школа, 1991. 319 с.
11. **Ишмуратов Х. К.** Накопление продуктов изнашивания при контакте выступов поверхностей зубчатых колес // Вестник машиностроения. 2019. № 8. С. 40—44.
12. **Виды повреждений зубчатых колес: Типология и рекомендации по предупреждению повреждений / В. Е. Старжинский, Ю. Л. Солимтерман, Е. И. Тескер // Трение и износ. 2008. № 5. С. 465—482.**
13. **Мышкин Н. К., Петроковец М. И.** Трение, смазка, износ. Физические основы и техническое приложение трибологии. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2007. 368 с.

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

Уточнение теплового расчета редуктора учетом термической проводимости стыка

Уточнен существующий метод расчета рабочей температуры корпуса редуктора путем учета коэффициента термической проводимости контакта, величина которого зависит от применяемых материалов корпуса и рамы, чистоты обработки опорных поверхностей и их площади, а также от силы затяжки винтов, притягивающих корпус к раме. Приведен пример расчета температуры корпуса червячного редуктора.

Ключевые слова: редуктор, теплоотвод, коэффициент теплоотдачи, коэффициент термической проводимости контакта, коэффициент теплопроводности материалов, параметр шероховатости.

The existing method for calculating the operating temperature of the gearbox housing is clarified by taking into account the thermal conductivity coefficient of the contact, the value of which depends on the materials used for the housing and frame, the finish of the supporting surfaces and their area, as well as on the tightening force of the screws that pull the housing to the frame. An example of calculating the temperature of the housing of a worm gear is given.

Keywords: gearbox, heat sink, heat transfer coefficient, thermal conductivity coefficient of contact, thermal conductivity coefficient of materials, roughness parameter.

При работе редуктора в непрерывном режиме его тепловыделение W , Вт, определяется КПД (η) передачи и подводимой к редуктору мощностью P_1 , кВт:

$$W = 10^3(1 - \eta)P_1. \quad (1)$$

В установившемся режиме работы тепловыделение равно теплоотводу $W_{\text{отв}}$:

$$W = W_{\text{отв}}. \quad (2)$$

Как правило, полагают [1], что теплоотвод $W_{\text{отв}}$, Вт, от редуктора пропорционален площади A , м², внешней поверхности корпуса редуктора, а также разности рабочей температуры $t_{\text{раб}}$, °С, корпуса редуктора и температуры t_0 , °С, окружающей среды:

$$W_{\text{отв}} = k_T(t_{\text{раб}} - t_0)A(1 + \psi), \quad (3)$$

где k_T — коэффициент теплоотдачи, равный 12÷16 Вт/(м²·°С) при естественном охлаждении корпуса воздухом, 20÷30 Вт/(м²·°С) при обдуве корпуса вентилятором и 100÷200 Вт/(м²·°С) при охлаждении жидкостью; ψ — коэффициент, учиты-

вающий теплоотвод, зависящий от теплопроводности подставки под редуктор: $\psi = 0,3$, если редуктор стоит на металлической раме, и $\psi = 0$, если он установлен на бетонном основании. Расчет по формуле (3) дает грубую оценку теплоотвода, так как коэффициент ψ не учитывает степень чистоты обработки контактных поверхностей опор редуктора и рамы, их площадь, силу затяжки винтов крепления редуктора к раме, материалы контактирующих деталей.

Авторы статьи считают, что расчет теплоотвода от редуктора лучше проводить по формуле

$$W_{\text{отв}} = k_T(t_{\text{раб}} - t_0)A + \alpha_T(t_{\text{раб}} - t_0)A_c, \quad (4)$$

где α_T — коэффициент термической проводимости контакта, Вт/(м²·К); A_c — площадь стыка лап редуктора с рамой.

Тепловой поток, проходящий через контактирующие поверхности, резко отличается от теплового потока через равновеликую площадь сплошного образца. Это объясняется тем, что в стыках никогда нет металлического контакта по всей поверхности. Любая реальная поверхность представляет собой комбинацию выступов и впадин, величина и форма которых зависят от способа обработки. При соприкосновении двух таких поверхностей между ними образуется некоторое число маленьких площадок действительного металлического контакта. На остальной (большей) части номинальной площади контакта поверхности разделены слоем воздуха, масла или иной межконтактной среды. В этом случае тепловой поток, проходящий через названные поверхности, может быть разбит на две части: тепловой поток, проходящий через площадь непосредственного контакта, и тепловой поток, проходящий через тонкий слой межконтактной среды.

На основе теории контактного теплообмена коэффициент α_T , Вт/(м²·К), термической проводимости контакта можно представить [2, 3] в виде:

$$\alpha_T = \frac{2\lambda A_r}{\pi\rho\varphi_c A_c} + \frac{\lambda_c}{h_3}, \quad (5)$$

где $\lambda = 2\lambda_1\lambda_2/(\lambda_1 + \lambda_2)$ — приведенный коэффициент теплопроводности материалов контактирующей пары, Вт/(м·К); λ_c — коэффициент теплопроводности межконтактной среды (воздуха, масла и т. д.), Вт/(м·К); A_r и A_c — фактическая и контурная площади контакта; ρ — средний радиус пятна контакта; $\varphi_c \approx 1$ — коэффициент сужения переходного

сечения для теплового потока у контактной поверхности; h_3 — эквивалентная толщина межконтактного зазора.

Для сухих контактирующих поверхностей (межконтактная среда — воздух) величина α_T определяется преимущественно первым слагаемым.

В формуле (5), согласно работе [3], отношение площадей

$$A_r/A_c = k_y t_m (\delta/Rp)^v, \quad (6)$$

где k_y — коэффициент упругой осадки выступов (для упругого контакта $k_y = 0,5$); t_m — относительная опорная длина профиля на уровне средней линии; δ — сближение в контакте; Rp — максимальная высота выступа над уровнем средней линии; v — константа.

Подставим в формулу (6) зависимость, полученную в работах [4, 5]:

$$\delta = Ra \cdot c_0^* \varepsilon \sqrt{p/E^*}, \quad (7)$$

где $Ra = (Ra_1 + Ra_2)^{0,5}$ — приведенный параметр шероховатости; Ra_1 и Ra_2 — средние арифметические отклонения профиля сопрягаемых поверхностей; c_0^* — коэффициент, учитывающий взаимное расположение микронеровностей; ε — масштабный фактор; $E^* = [(1 - \mu_1^2)/E_1 + (1 - \mu_2^2)/E_2]^{-1}$ — приведенный модуль упругости; E_1, μ_1 и E_2, μ_2 — модули упругости и коэффициенты Пуассона первого и второго контактирующих тел.

Коэффициент c_0^* следует принимать равным 263, если направления следов обработки на поверхностях не совпадают (большинство случаев), и равным 84, если следы обработки совпадают (поверхности получены строганием и при сборке повернуты соответствующим образом).

Масштабный фактор $\varepsilon = \delta/\delta_0$, где $\delta_0 = Ra \cdot c_0^* \sqrt{p/E^*}$ — сближение контактных поверхностей, наибольший размер $L_0 = 50$ мм которых взят за эталон, зависит от наибольшего размера L поверхности контакта и учитывает влияние высоты W_{\max} волны (рис. 1) шероховатой поверхности, а также отклонение формы, которое характеризует допуск Δ (рис. 2) плоскостности:

$$\varepsilon = \begin{cases} L/L_0, & \text{если } L \leq L_0; \\ \sqrt[3]{3a}, & \text{если } L > L_0, a \geq 1,72; \\ a/2 + \sqrt{1 - a^2/12}, & \text{если } L > L_0, a < 1,72, \end{cases} \quad (8)$$

где $a = (\Delta - W_{\max})/\delta_0$ — коэффициент.

Следует иметь в виду, что шлифование обеспечивает значения параметра шероховатости Ra от 0,08 до 1,25 мкм, точение — от 0,4 до 6,3 мкм, фре-

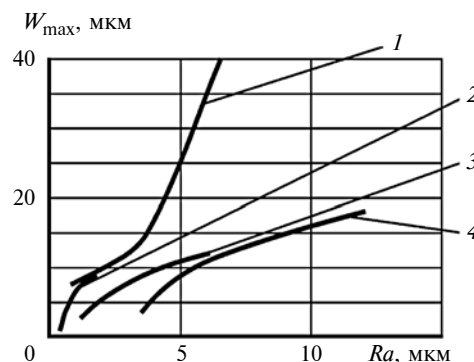


Рис. 1. Высота волны при фрезеровании (1), строгании (2), точении (3) и шлифовании (4)

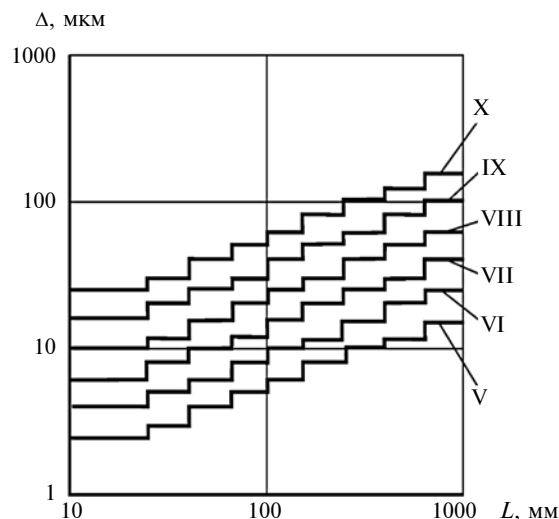


Рис. 2. Допуск плоскостности для степеней точности: V–VI ($Ra = 0,32 \div 2,5$ мкм); VII–VIII ($Ra = 2,5 \div 5$ мкм); IX–X ($Ra = 5 \div 16$ мкм)

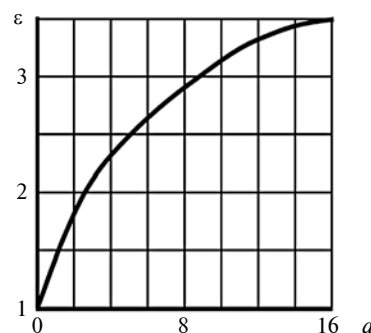


Рис. 3. Масштабный фактор

зерование — от 1,25 до 6,3 мкм, строгание — от 1,6 до 12,5 мкм.

При $L < L_0$ масштабный фактор ε можно определить также по графику (рис. 3).

Формулы (7) и (8) предполагают деформации микронеровностей упругими, так как они получены для повторных нагружений. Масштабный фактор учитывает влияние не только размера поверхности, но и ее волнистости и макроотклонений.

В результате подстановки получаем [6, 7]:

$$\frac{A_r}{A_c} \approx 0,5 t_m \left(\frac{\delta}{Rp} \right)^v = 0,5 t_m \left(\frac{Ra \cdot c_0^* \varepsilon (p/E^*)^{0,5}}{Rp} \right)^v. \quad (9)$$

Учитывая, что для шероховатых поверхностей типично $Rp \approx 2,5 Ra$, подставив в формулу (5) выражение (9) и полагая $v = 2$, получим для контакта сухих поверхностей:

$$\alpha_T \approx \frac{0,025 t_m \lambda}{\rho} (\varepsilon c_0^*)^2 \frac{p}{E^*}. \quad (10)$$

Средний радиус единичного пятна контакта можно выразить через параметры шероховатости контактирующих поверхностей и контактное давление:

$$\rho \approx \frac{1}{3} Ra (s_m/Ra)^{1 + 1/(2v)} (p/E^*)^{1/(2v)}. \quad (11)$$

Отношение s_m/Ra характеризует средний наклон микронеровностей шероховатых поверхностей и зависит от вида обработки поверхности. Подставляя величину ρ из формулы (11) в формулу (10), получаем для удельной термической проводимости:

$$\alpha_T = c_{ш} \frac{\lambda \varepsilon^2}{Ra} \left(\frac{p}{E^*} \right)^m, \quad (12)$$

где $c_{ш}$ — коэффициент пропорциональности, зависящий только от вида обработки поверхностей; $m = 1 - 1/(2v) \approx 0,75 \div 0,9$.

Значение коэффициента $c_{ш}$ пропорциональности можно получить по результатам эксперимента Ю. Н. Соколова [8]. Эксперимент заключался в сравнении тепловых потоков, проходящих через равновеликие цилиндры диаметром 120 мм, изготовленные из чугуна и отличавшиеся тем, что один образец был выполнен цельным, а второй — составным. Контактующие поверхности были получены шлифованием ($Ra = 1,25$ мкм). Для проведения экспериментов из одной заготовки были выточены образцы: один высотой $H_{ц} = 120$ мм и четыре высотой $H = 30$ мм. Боковые поверхности цилиндров во избежание теплоотдачи покрывали асбестовой изоляцией толщиной в $8 \div 10$ мм. Верхний торец в обоих случаях оставался открытым. Температура t_0 окружающей среды составляла 22 °С. Цельный образец и пакет из четырех образцов, образующих цилиндр той же высоты, но с тремя стыками ($z = 3$), прогревали со стороны нижнего торца паром температурой $t = 100$ °С. При проведении опытов измеряли температуру подогреваемого и холодного торцов. Нагрев продолжали до тех пор, пока температуры торцов не стабилизировались.

Зная температуры горячего $t = 100$ °С и холодного $t_{ц} = 93,96$ °С торцов цельного цилиндра, а также коэффициент теплопроводности чугуна

$\lambda = 68,2$ Вт/(м²·К), рассчитывали плотность $q_{ц}$, Дж/м², теплового потока, проходящего через цельный образец:

$$q_{ц} = \frac{\lambda}{H_{ц}} (t - t_{ц}) = \frac{68,2}{0,12} (100 - 93,96) = 3432 \frac{\text{Дж}}{\text{м}^2}.$$

Теплопередача от поверхности в окружающую среду пропорциональна разности температур этой поверхности и окружающей среды. У пакета температура наружного торца была ниже, чем у цельного образца, и составляла $t_{п} = 90,5$ °С. Следовательно, плотность $q_{п}$ теплового потока в пакете была меньше, чем в цельном образце:

$$q_{п} = q_{ц} \frac{(t_{п} - t_0)}{(t_{ц} - t_0)} = 3432 \frac{(90,5 - 22)}{(93,96 - 22)} = 3267 \frac{\text{Дж}}{\text{м}^2}.$$

Коэффициент термической проводимости в данном случае составит:

$$\begin{aligned} \alpha_T &= \frac{q_{п} z}{t - t_{п} - \frac{4H}{\lambda} q_{п}} = \frac{3267 \cdot 3}{100 - 90,5 - \frac{4 \cdot 0,03}{68,2} 3267} = \\ &= 2612 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}}. \end{aligned}$$

Зная α_T и параметры, характеризующие контактирующие поверхности (приведенный модуль упругости чугуна $E^* = 0,613 \cdot 10^{11}$ Па, коэффициент влияния масштаба $\varepsilon \approx 1$, среднее давление в контакте под действием собственного веса цилиндров $p = 3 \cdot 10^4$ МПа), по формуле (12) определяем коэффициент пропорциональности:

$$\begin{aligned} c_{ш} &= \frac{\alpha_T Ra}{\lambda \varepsilon^2} \left(\frac{E^*}{p} \right)^{0,75} = \\ &= \frac{2612 \cdot 1,25 \cdot 10^{-6}}{68,2 \cdot 1^2} \left(\frac{0,613 \cdot 10^{11}}{3 \cdot 10^4} \right)^{0,75} \approx 2,74. \end{aligned}$$

Таким образом, коэффициент термической проводимости сухого стыка можно выразить как

$$\alpha_T \approx 2,74 \frac{\lambda \varepsilon^2}{Ra} \left(\frac{p}{E^*} \right)^{0,75}. \quad (13)$$

Из анализа выражения (13) следует, что коэффициент термической проводимости сухого стыка возрастает с повышением чистоты обработки контактирующих поверхностей, с увеличением давления, коэффициента теплопроводности и номинального размера контактной поверхности, а также с уменьшением модуля упругости контактирующих материалов. Выражение (13) в значительной степени совпало с формулой для термической проводимости контакта работы [9, с. 100], но отличается от нее: своей применимостью для прикладных расче-

тов, возможностью проведения расчета для разных размеров поверхностей контакта, непосредственным учетом параметра шероховатости Ra .

Необходимо отметить, что значение коэффициента $c_{ш}$ является приближенным, так как для более точного его определения испытания следовало бы проводить в вакууме.

Для экспериментальной проверки формулы (13) воспользуемся результатами работы [10], в которой исследована теплопроводность стыков большого числа образцов из коррозионно-стойких сталей и алюминиевых сплавов различных марок. Диапазон параметра шероховатости исследуемых образцов $Ra = 0,8 \div 8$ мкм, диапазон номинальных контактных давлений $p = 0,14 \div 7,0$ МПа. На рис. 4 представлено в безразмерном виде сравнение расчетов по формуле (13) с экспериментальными результатами, полученными обработкой данных из работы [10]. Штриховые линии ограничивают диапазон экспериментальных значений коэффициента термической проводимости контакта образцов из коррозионно-стойких сталей с различной шероховатостью, сплошная линия — расчет по формуле (13). Расчетные значения коэффициента термической проводимости контакта находятся в диапазоне экспериментальных значений, ближе к верхней границе последних. График отражает возрастание коэффициента α_T с увеличением давления.

Согласно формуле (13) коэффициент термической проводимости контакта уменьшается обратно пропорционально параметру шероховатости Ra . Этот эффект подтверждает рис. 5, на котором приведены экспериментальные результаты из той же работы. Согласно экспериментам коэффициент α_T приблизительно пропорционален $Ra^{-0,9}$ с коэффициентом корреляции 0,93, что хорошо согласуется с формулой (13).

Таким образом, для теплового расчета редуктора можно использовать формулу (4) с подстановкой в нее коэффициента термической проводимости контакта, вычисленного по формуле (13).

Как правило считается, что рабочая температура $t_{раб}$ корпуса редуктора не должна превышать 95°C . Из формул (1), (2) и (4) следует, что

$$t_{раб} = 10^3(1 - \eta)P_1 / (k_T A + \alpha_T A_c) + t_0, \quad (14)$$

Материалы контактирующей пары корпус редуктора—рама или фундаментная плита

Материал	Параметры материала		
	E , МПа	μ	λ , Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{K}$)
Алюминий	$0,69 \cdot 10^5$	0,34	221
Чугун	$1,0 \cdot 10^5$	0,28	48,5
Сталь	$2,1 \cdot 10^5$	0,3	51,5
Бетон	$0,14 \cdot 10^5$	0,2	0,7

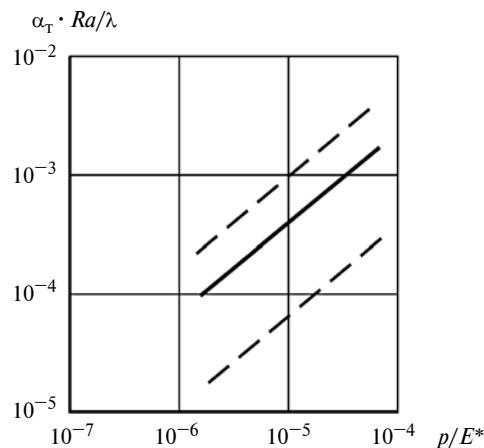


Рис. 4. Сравнение расчетных значений коэффициента α_T термической проводимости контакта, вычисленных по формуле (13), с экспериментальными результатами [10]

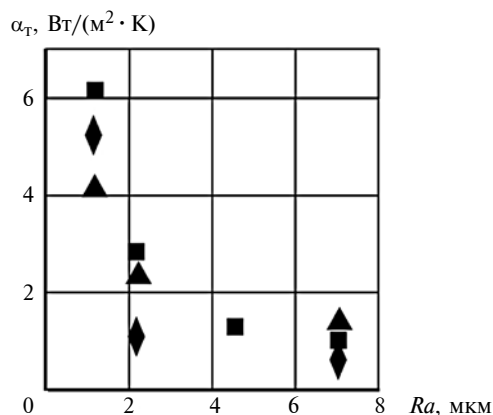


Рис. 5. Зависимость коэффициента α_T термической проводимости контакта от параметра шероховатости Ra при номинальном давлении в контакте $p = 2$ (ромбы); $4,75$ (квадраты); $6,1$ МПа (треугольники) [10]

где КПД редуктора можно определить по справочным данным работы [11], обобщающим результаты испытаний и эксплуатации, либо расчетом. Для расчета коэффициента термической проводимости контакта по формуле (13) можно использовать справочные данные для материалов контактирующей пары корпус редуктора — рама или фундаментная плита, приведенные в таблице.

Повторно-кратковременный режим работы снижает рабочую температуру корпуса редуктора.

Применим этот метод расчета к червячному редуктору.

КПД червячного редуктора, как известно, оценивается выражением [1]

$$\eta \approx \text{tg} \gamma_w / \text{tg}(\gamma_w + \phi'), \quad (15)$$

где $\gamma_w = \text{arctg}[z_1 / (q + 2x)]$ — угол подъема линии витка червяка на его начальном цилиндре; z_1 — число заходов червяка; q — коэффициент диаметра

червяка; x — коэффициент смещения червяка; φ' — приведенный угол трения. Приведенный угол трения зависит от материалов контактирующей пары и скорости $v_{ск}$ скольжения витков червяка по зубьям червячного колеса. Для стального закаленного червяка и колеса из оловянной бронзы при изменении $v_{ск}$ от 0,01 до 5 м/с φ' уменьшается от $5^{\circ}43'$ до $1^{\circ}09'$. Для незакаленного стального червяка и колеса из серого чугуна при увеличении скорости $v_{ск}$ от 0,01 до 1,5 м/с φ' уменьшается от $11^{\circ}29'$ до $3^{\circ}43'$. Скорость скольжения определяется линейной скоростью червяка v_{w1} , м/с, на его начальном цилиндре:

$$v_{ск} = v_{w1} / \cos \gamma_w \quad (16)$$

Здесь $v_{w1} = \pi d_{w1} n_1 / (60 \cdot 1000)$, где d_{w1} — начальный диаметр червяка, мм; n_1 — частота вращения червяка, мин^{-1} .

Следует иметь в виду, что КПД червячного редуктора, не прошедшего приработку, меньше приблизительно на 10 % [12] значения, полученного по формуле (15).

Площадь внешней поверхности червячного редуктора можно оценивать по эмпирической формуле $A = 20(a_w/1000)^{1,7}$, м^2 , где a_w — межосевое расстояние червячного редуктора, мм.

Традиционный расчет, согласно формуле (3), рекомендует оценить рабочую температуру $t_{раб}$ корпуса редуктора по формуле

$$t_{раб} = 10^3(1 - \eta)P_1/[k_T A(1 + \psi)] + t_0. \quad (17)$$

Пример. Известны параметры червячного редуктора и окружающей среды: $P_1 = 2,067$ кВт; $n_1 = 960$ мин^{-1} ; $z_1 = 2$; $a_w = 140$ мм; $q = 12,5$; $x = -0,028$; $t_0 = 20$ °С; $k_T = 16$ Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{°С}$); $A = 0,424$ м^2 [13]. Редуктор имеет алюминиевый корпус и опирается на стальную раму четырьмя квадратными лапами с размером стороны 50 мм ($\varepsilon = 1$, $A_c = 0,0025$ м^2). Опорные поверхности обработаны фрезерованием и их параметры шероховатости $Ra_1 = Ra_2 = 0,0032$ мм. Корпус к раме притянут четырьмя винтами с силой затяжки каждого $F_{зат} = 40\,000$ Н. Требуется определить рабочую температуру корпуса червячного редуктора.

Решение. 1. Расчет по формулам (15) и (16) получаем $\gamma_w = 4^{\circ}36'$; $v_{w1} = 3,941$ м/с; $v_{ск} = 3,954$ м/с; $\eta = 0,76$.

2. По традиционному расчету (17), приняв $\psi = 0,3$, получаем $t_{раб} = 76,2$ °С.

3. Для выполнения предлагаемого расчета вычисляем: с использованием таблицы приведенный коэффициент теплопроводности $\lambda = 2\lambda_1\lambda_2/(\lambda_1 + \lambda_2) = 83,5$ Вт/($\text{м} \cdot \text{К}$); приведенный параметр шероховатости $Ra = (Ra_1 + Ra_2)^{0,5} = 0,08$ мм; давление $p = F_{зат}/A_c = 16$ МПа в контакте; приведенный мо-

дуль упругости $E^* = [(1 - \mu_1^2)/E_1 + (1 - \mu_2^2)/E_2]^{-1} = 0,77 \cdot 10^5$ МПа (найден с использованием таблицы).

4. По предлагаемым формулам (13) и (14) получаем $\alpha_T = 4,93 \cdot 10^3$ Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{К}$) и $t_{раб} = 46,0$ °С. Если алюминиевый корпус редуктора заменить на чугунный, то $\alpha_T = 2,53 \cdot 10^3$ Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{К}$) и $t_{раб} = 57,8$ °С. Если к тому же силу затяжки винтов ослабить вдвое, то $\alpha_T = 1,5 \cdot 10^3$ Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{К}$) и $t_{раб} = 67,0$ °С.

Вывод

Уточнен существующий метод расчета рабочей температуры корпуса редуктора учетом коэффициента термической проводимости контакта, который определяется применяемыми материалами корпуса и рамы, чистотой обработки и площадью их опорных поверхностей, силой затяжки винтов, притягивающих корпус к раме.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Решетов Д. Н. Детали машин. М.: Машиностроение, 1989. 495 с.
2. Шлык Ю. П., Ганин Г. А., Царовский С. Н. Контактное термическое сопротивление. М.: Энергия, 1977. 327 с.
3. Демкин Н. Б., Рыжов Э. В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 224 с.
4. Иванов А. С., Измайлов В. В. Расчет контактной деформации при конструировании машин // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006. № 8. С. 3—10.
5. Иванов А. С. Конструирование машин. Развитие основ. 1. Прочность, жесткость, надежность: учеб. пособие для вузов. СПб.: Политехника, 2021. 250 с.
6. Демкин Н. Б., Измайлов В. В. Развитие учения о контактном взаимодействии деталей машин // Вестник машиностроения. 2008. № 10. С. 28—32.
7. Иванов А. С., Измайлов В. В. Термическая проводимость плоского стыка // Вестник машиностроения. 2009. № 7. С. 41—43.
8. Соколов Ю. Н. Экспериментальное исследование теплопроводности стыков // Машиноведение и детали машин: Труды всероссийской научно-технической конференции (Москва, 10—12 октября 2008 г.). М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2008. 272 с.
9. Попов В. Л. Механика контактного взаимодействия и физика трения. От трибологии до динамики землетрясений. М.: Физматлит, 2013. 352 с.
10. Thomas T. R., Probert S. D. Correlations for thermal contact conductance in vacuo / Atomic energy authority, Reactor Group, Risley / U. K. (TRG Report 2111 (R/X)). Warrington, Lancashire. 1971. 33 p.
11. Иванов А. С. Конструирование машин. Истоки основ: учеб. пособие для вузов. СПб.: Политехника, 2020. 220 с.
12. Иванов А. С., Гончаров С. Ю. изнашивание червячных передач и коэффициент полезного действия в период их приработки // Вестник машиностроения. 2021. № 5. С. 22—25.
13. Фомин М. В. Червячные передачи // Справочник. Инженерный журнал. Приложение. 2011. № 4. 24 с.

В. А. КОЧЕНОВ, канд. техн. наук, Е. А. АВДЕЕВА, А. ХАТАМОВ (НГСХА, г. Нижний Новгород),
e-mail: vakochenov@yandex.ru

Конструктивные возможности повышения герметичности и износостойкости цилиндропоршневой группы ДВС

Исследованы процессы изнашивания трибосопряжений цилиндропоршневой группы (ЦПГ) ДВС. Разработаны конструкторские решения, повышающие герметичность и износостойкость деталей ЦПГ.

Ключевые слова: цилиндропоршневая группа, ДВС, изнашивание, герметичность, износостойкость, приработка.

The processes of wear of the tribocouplings of the cylinder-piston group (CPG) of the internal combustion engine are investigated. Design solutions are developed that increase the tightness and wear resistance of the CPG parts.

Keywords: cylinder-piston group, internal combustion engine, wear, tightness, wear resistance, running-in.

Известны общие закономерности изнашивания разных цилиндропоршневых групп (ЦПГ) ДВС независимо от их конструкций, условий и режимов работы [1]. Наибольшее изнашивание данного трибосопряжения происходит, когда поршень находится в верхней мертвой точке (ВМТ), что обусловлено максимальным давлением газов в цилиндре в этот момент.

Износ цилиндра (рис. 1, а) может иметь конусообразность с основанием конуса в ВМТ, овальность (большая ось овала перпендикулярна поршневому пальцу в плоскости качания шатуна), неравномерную ступенчатость.

Основное изнашивание цилиндра происходит в результате его трения с компрессионными кольцами. Конусность и овальность возникают в результате неравномерной распределенной нагрузки $p_{к-ц}$ на цилиндр со стороны колец, вызванной давлением p_g газов, перекоса колец, а также из-за неравномерного смазывания и неравномерным распределением температур в ЦПГ.

Ступенчатый износ цилиндра обусловлен работой компрессионных колец. Число ступеней в износе равно числу колец. Разный износ ступеней объясняется тем, что верхнее кольцо работает в более тяжелых условиях и быстрее теряет герметичность, что приводит к перераспределению давления газов.

Изнашивание поршня (рис. 1, б) проявляется в износе юбки в плоскости качания шатуна, нагаре и подгорании смазочного материала на поверхностях

вдоль оси поршневого пальца, в изнашивании верхних кольцевых канавок.

Юбка изнашивается в направлении боковой силы N , по оси поршневого пальца износа не наблюдается.

Нагар и подгорание смазочного материала объясняются перекосами поршня и износом цилиндра, в результате чего образуется овальный контакт сопряжения кольцо—цилиндр (рис. 1, в). При установке замка по оси $O_{п-п}$ поршневого пальца под давлением p_g газов и в результате внутренних напряжений кольцо разгибается, образуя увеличенные зазоры $S_{к-ц}$. При нарушении герметичности прорвавшиеся газы повышают температуру и образуют нагар на поршне.

Увеличенный износ верхних канавок объясняется близостью к камере сгорания и воздействием большого давления и высоких температур.

Изнашивание компрессионных поршневых колец (рис. 1, з) наблюдается как значительный износ верхних колец, односторонний и ступенчатый износ колец по высоте, большой износ кольца относительно канавки.

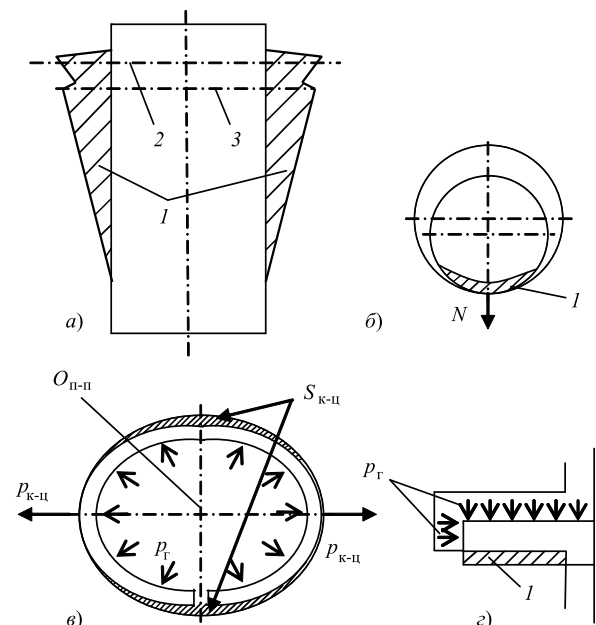


Рис. 1. Закономерности износа ДВС:

а — цилиндр; б — поршень; в — зоны повышенного зазора $S_{к-ц}$ в сопряжении кольцо—цилиндр; з — кольцо: 1 — износ; 2, 3 — положение первого и второго компрессионного кольца в ВМТ; N — боковая сила; $O_{п-п}$ — ось поршневого пальца; $p_{к-ц}$ — давление кольца на цилиндр; p_g — давление газов

Кольцо испытывает давление газов в основном со стороны камеры сгорания. Изнашиваемость кольца (поверхности сопряженные с цилиндром и нижней стенкой поршневой канавки) во многом зависит от упругости кольца и давления газов. Ступенчатость износа обусловлена тем, что выступающая из канавки часть кольца не изнашивается.

Положение разрезных компрессионных колец в ЦПГ может быть благоприятным и неблагоприятным относительно герметичности сопряжения [2]. Герметичность снижается при установке замков на одной линии или по оси поршневого пальца. При сборке машины такое расположение замков запрещено. При работе кольца вращаются, неблагоприятная установка колец происходит в ходе эксплуатации ДВС. Это можно наблюдать при разборке и дефектовке ЦПГ во время ремонта двигателя.

Одним из факторов, вызывающим вращение колец, является их парусность, которая повышается при низкой герметичности ЦПГ. Кольца стремятся занять положение минимального сопротивления потоку газов, прорывающихся из камеры сгорания в картер. Вращение и установка колец в неблагоприятные положения снижаются с повышением герметичности ЦПГ.

Пути повышения герметичности ЦПГ:

1) увеличение числа компрессионных колец, что увеличивает механические потери и снижает износостойкость ЦПГ, так как увеличивается число пар трения;

2) увеличение жесткости колец повышает давление в сопряжении цилиндр—кольцо и снижает его износостойкость;

3) холодная обкатка двигателя — приработка трибосопряжений при низком давлении газов;

4) притирка ЦПГ;

5) установка замков в разные стороны и перпендикулярно поршневому пальцу.

Последнее основывается на способности разрезного кольца изменять размеры и форму, копируя зеркало цилиндра благодаря замку, который является концентратором напряжений. При овальном контакте кольца и цилиндра, прилегание улучшается при установке замка кольца на максимальный радиус — перпендикулярно поршневому пальцу.

При контакте трущихся поверхностей по окружности достигается наибольшая герметичность пары цилиндр—кольцо. Такой контакт наблюдается в положении ВМТ при изменении направления боковой силы N и переключке поршня в цилиндре. При этом отсутствуют препятствия для вращения кольца.

При неблагоприятной установке замка повышается изнашивание цилиндра и кольца в ВМТ, снижается герметичность и износостойкость ЦПГ.

В процессе приработки и эксплуатации ЦПГ износ цилиндра приобретает овальную форму, что

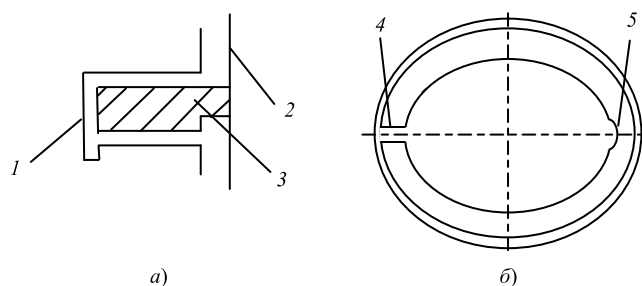


Рис. 2. Совершенствование цилиндропоршневой группы деталей:
a — сопряжение кольцо—канавка с профилем, обратным изношенному; *б* — кольцо с направленным уменьшением жесткости; 1 — поршень; 2 — цилиндр; 3 — кольцо; 4 — замок; 5 — паз

снижает герметичность в ВМТ и затрудняет вращение компрессионных колец. Это снижает интенсивность изнашивания ЦПГ до образования предельного износа и наступления аварийной эксплуатации [3].

Проектирование сопряженных деталей основывается на оптимизации параметров контактирующих поверхностей с учетом их естественной прирабатываемости и изнашивания при эксплуатации, в результате которой создаются новые макро- и микрогеометрии пары трения [4].

Для снижения пиковых давлений, сокращения времени обкатки, повышения долговечности и износостойкости ДВС наиболее нагруженные участки сопряжений должны иметь увеличенную площадь скольжения. Например, на участке максимального износа юбки поршня (см. рис. 1, б) предлагается делать радиус, равный радиусу цилиндра [5]. Это уменьшит максимальное давление в контакте и перераспределит нагрузки в трибосопряжении.

Переключка поршня сопровождается дополнительным давлением кольца на цилиндр. В ЦПГ новой конструкции давление переключки пропорционально трению между кольцом и канавкой. Ступенчатый износ трущихся поверхностей (см. рис. 1, а) ограничивает перемещения кольца относительно поршня и увеличивает давление в паре трения цилиндр—кольцо. Кольцо и канавку поршня предлагается изготавливать ступенчатыми с профилем, обратным профилю изношенных поверхностей (рис. 2, а) [6]. Предлагаемая форма не изменяется с начала и до окончания эксплуатации, т. е. параметры трущихся поверхностей предлагаемого сопряжения будут соответствовать параметрам приработанных поверхностей.

Усилить способность копирования разрезного компрессионного кольца зеркала цилиндра можно направленным уменьшением его жесткости (рис. 2, б) [7]. При овальном контакте кольца с цилиндром участок с минимальным наружным радиусом кольца образован с одной стороны замком 4, а с другой стороны — пазом 5. Новая конструкция

кольца уже с начала эксплуатации обеспечивает равномерное распределение давления в паре цилиндр—кольцо и снижает механические потери в сопряжении.

Для снижения вращения компрессионных колец в ВМТ зеркало цилиндра предлагается изготовлять овальным с большей осью на наиболее изнашиваемом участке зеркала цилиндра [8]. Овальная форма указывает на приработанность цилиндра.

Современный уровень механической обработки и селективная сборка двигателей исчерпали возможности в совершенствовании деталей с цилиндрическими трущимися поверхностями. Перспективным представляется изготовление сопряжений с параметрами уже приработанных сопряжений. Недостаток данного решения заключается в том, что детали с нецилиндрическими и некруглыми формами нетехнологичны, что требует расширения возможностей производств. К достоинствам такого подхода можно отнести снижение энергетических затрат на трение, повышение герметичности и износостойкости ЦПГ ДВС.

Эффективность предлагаемых конструкционных решений подтвердило эксплуатационное восстановление работоспособности ДВС [9], суть которого заключается в следующем. В ходе эксплуатации при выработке ресурса τ_2 , который соответствует предельному зазору S_2 (рис. 3, а), лимитирующую

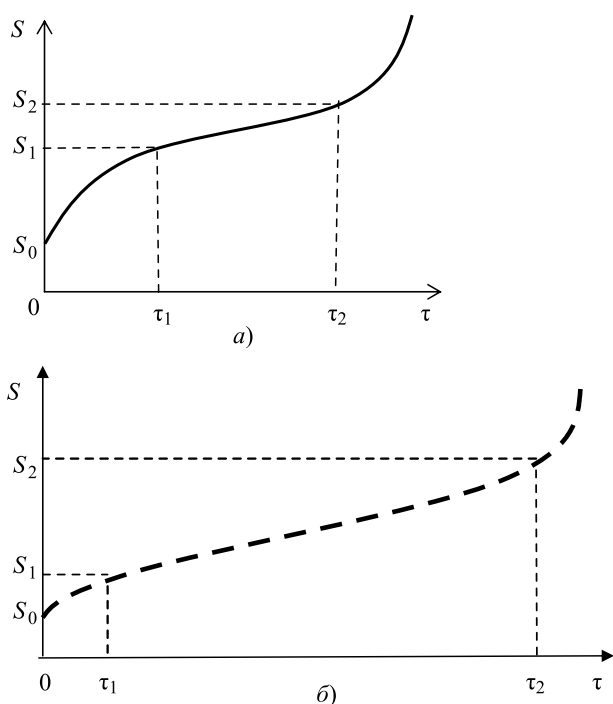


Рис. 3. Изменение зазора от наработки:

а — новое сопряжение; б — восстановленное сопряжение; S_0, S_1, S_2 — зазоры соответственно начала эксплуатации, окончания приработки, начала аварийного изнашивания; τ_1, τ_2 — наработка периодов соответственно приработки и нормальной эксплуатации

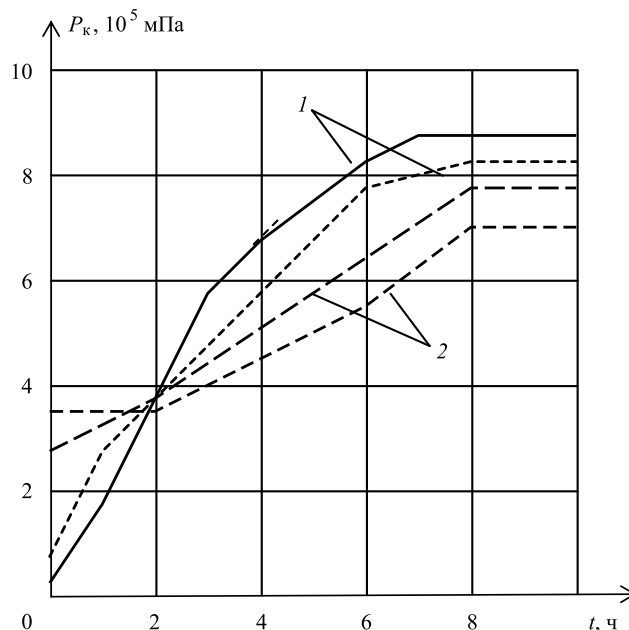


Рис. 4. Изменение компрессии в процессе холодной обкатки двигателя:

1 — старые поршни; 2 — новые поршни

ресурс пары трения деталь меняют на новую деталь (рис. 3, б) для компенсации износа и уменьшения увеличенного зазора, чтобы обеспечить параметры приработанного сопряжения. Восстановленное сопряжение имеет меньший зазор и меньшее время приработки, так как незамененная деталь сопряжения уже имеет оптимальные параметры в результате предыдущей приработки.

Детали ЦПГ отличаются износостойкостью. Меньшую износостойкость имеют поршневые кольца, поэтому, как правило, заменяют их [10].

Эффективность замены поршневых колец исследуем на примере двигателя ЗМЗ-402. В двух цилиндрах заменяются поршни и кольца, в двух других меняют только кольца. Двигатель проходит холодную обкатку (рис. 4). В начале обкатки компрессия выше в цилиндрах, в которых зазоры меньше, т. е. в цилиндрах с новыми поршнями. В цилиндрах со старыми поршнями приработка и притирка деталей протекает интенсивнее. По окончании холодной обкатки компрессия выше в цилиндрах со старыми поршнями. При дальнейшей эксплуатации двигателя преимущество цилиндров со старыми поршнями сохраняется.

Таким образом, исследование показало, что эксплуатационное восстановление работоспособности ДВС путем замены поршневых колец является резервом повышения герметичности и износостойкости ЦПГ. Аналогичного результата можно достичь изготовлением деталей с параметрами, соответствующими параметрам приработанных трущихся поверхностей.

В. С. ВАНАЕВ, канд. техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана),
e-mail: vvanaev@mail.ru

Испытания клепальных молотков (становление стендовой методики)

Дан обзор принципиальных схем и конструкций испытательных средств ручных машин ударного действия типа клепальных молотков. Рассмотрено становление стендовой методики испытаний клепальных молотков, которая наиболее объективно воспроизводит реальную работу ручной машины при обработке объекта клепальным молотком, в том числе с помощью поддержки.

Ключевые слова: ручная машина, клепальный молоток, поддержка, испытательный стенд, методика испытаний, обрабатываемый пакет, заклепка, характеристики ручной машины.

An overview of the principal schemes and designs of testing tools for hand-held impact machines, such as riveting hammers, is given. The formation of a bench test method for riveting hammers is considered, which most objectively reproduces the real work of a manual machine when processing an object with a riveting hammer, including with the help of support.

Keywords: hand-held machine, riveting hammer, support, test bench, test procedure, processed package, rivet, characteristics of hand-held machine.

В журнале "Russian engineering research" за 2020 г. опубликованы две статьи: в июньском номере — "Bench Tests for Jackhammers: A Review" [1], в сентябрьском — "Method for Jackhammer Testing on the SORP Bench" [2]. В январском номере журнала "Вестник машиностроения" за 2021 г. вышла статья "Испытания рубильных молотков (становление стен-

довой методики)" [3]. Все три статьи объединяет одна тема — оценка параметров машин ударного действия посредством стендовых испытаний. В данной публикации предложенная тематика рассматривается применительно к клепальным молоткам (КМ). От отбойных и рубильных молотков КМ отличаются технологические особенности в работе, кото-

рые сказываются на требованиях, предъявляемых к оценке характеристик ручной машины этого типа при испытаниях.

Особенность стендовых испытаний КМ заключается в том, что к ним стендовые методики стали применять гораздо позже, чем к другим машинам ударного типа, и начали осваивать в период с 1955 по 1966 г. Это связано с тем, что в 1955 г. появились "Временные санитарные правила по ограничению влияния вибрации на работающих ручным пневматическим и электрическим инструментом в производстве", а в 1966 г. вышли СН 626—66 "Санитарные нормы и правила при работе с инструментами, механизмами и оборудованием, создающими вибрации, передаваемые на руки работающих". Эти два нормативных документа инициировали создание стендов для определения как энергетических характеристик ручных машин, так и вибрационных. В статье "Оценка вибрационной безопасности отбойных молотков посредством стендовых испытаний" [4] приведены следующие примеры испытания КМ на стендах совместно с другими машинами ударного действия.



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

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Коченов В. А.** Естественный износ и проектирование приработанных трибосопряжений поршневых ДВС // Вестник машиностроения. 2013. № 1. С. 34—38.
2. **Коченов В. А., Яшин Д. В.** Повышение герметичности и износостойкости цилиндропоршневой группы ДВС // Сельский механизатор. 2020. № 4. С. 32—33.
3. **Change in design features of tribocouplings of ICE parts to increase their wear resistance and durability / V. A. Kochenov, K. E. Grunin, S. S. Kazakov an. ot. // International journal of Advanced Science and Technologies. 2020. Vol. 29. N. 3. P. 4357—4369.**
4. **Коченов В. А.** Повышение износостойкости и долговечности ДВС автомобилей // Вестник машиностроения. 2013. № 6. С. 26—28.
5. **Пат. 10786 Рос. Федерации:** Цилиндропоршневая группа.
6. **Пат. 151610 Рос. Федерации:** Компрессионное кольцо.
7. **Пат. 2691701 Рос. Федерации:** Кольцо.
8. **Пат. 131090 Рос. Федерации:** Уплотняющее сопряжение.
9. **Зависимость** долговечности и износостойкости трибосопряжений от формы трущихся поверхностей деталей: Совершенствование измерений компрессии ДВС / В. А. Коченов, В. В. Гоева, Н. Е. Гришин, С. С. Казаков // Вестник машиностроения. 2013. № 8. С. 34—36.
10. **Коченов В. А.** Конструирование и эксплуатация автомобильных двигателей: Монография. Нижегород. гос. инж.-эконом. ин-т. 2009. 163 с. ISBN 978-5-91592-016-2.

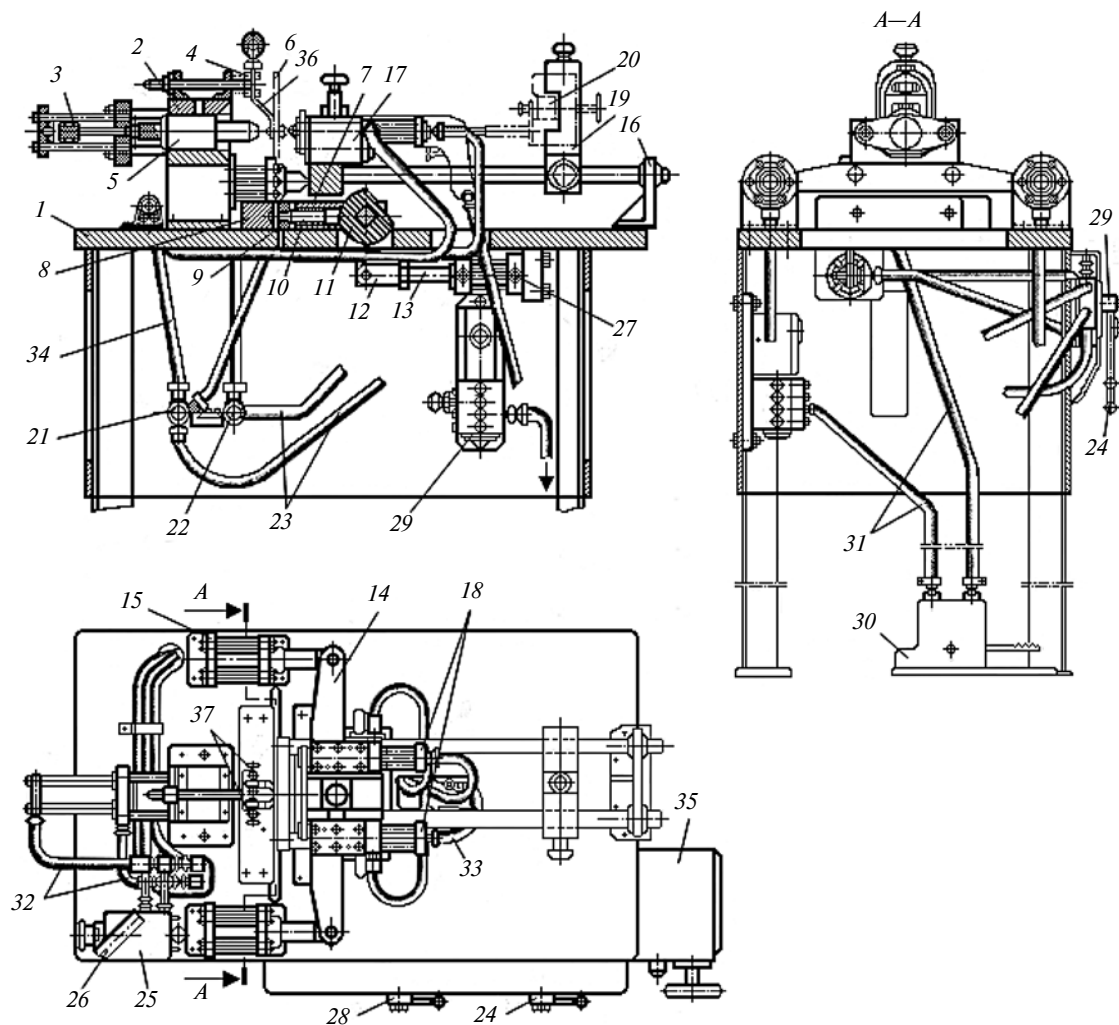


Рис. 1. Стенд для испытания пневматических молотков на вибрацию по А. с. № 189609 СССР

На Ленинградском заводе "Пневматика" был спроектирован стенд для измерения вибрации пневматических молотков (отбойных, рубильных, клепальных и др.). Значение виброскорости, определенное на рукоятке молотка, сравнивалось с санитарными нормами СН 626—66.

Другой пример. С целью внедрения стенда СОРП чертежи, спроектированные в СКБ ИГД им. А. А. Скочинского, были переданы на Черноморский судостроительный завод в городе Николаеве. По конструкторской документации был изготовлен стенд СОРП-1, который предназначался для определения производительности и вибрационной характеристики пневматического инструмента ударного действия

(отбойных, клепальных, рубильных и других молотков).

В журнале "Вестник машиностроения" № 1 за 2021 г. [3] можно получить следующую информацию о стендовых испытаниях КМ: стенд АК 7870-6039А, эксплуатировавшийся на одном из предприятий ВПК СССР, предназначался для определения энергии удара и снятия вибрационных характеристик пневматических рубильных и клепальных молотков. Там же сообщается о том, что в Томском политехническом институте (ТПИ) создан стенд СИМ-2, в котором полное исследование молотка проводилось в условиях, близких к производственным. Ручную машину ударного типа могли устанавливать в пространстве под любым регули-

руемым углом. Для изучения работы КМ вместо обрабатываемой металлической заготовки (для рубильных молотков) на стол устанавливали специальную оправку (обжимку), через которую ударная мощность передавалась стержню (заклепке), неподвижно закрепленному на столе стенда.

Именно стенд ТПИ СИМ-2 для испытания рубильных молотков был взят в качестве прототипа изобретения по А. с. № 189609 СССР "Стенд для испытания пневматических молотков на вибрацию" [5]. Возможно, это первый стенд, который в открытой печати был ориентирован на испытание непосредственно КМ. По замыслу авторов изобретения предложенный стенд (рис. 1) повышает стабильность снятия па-

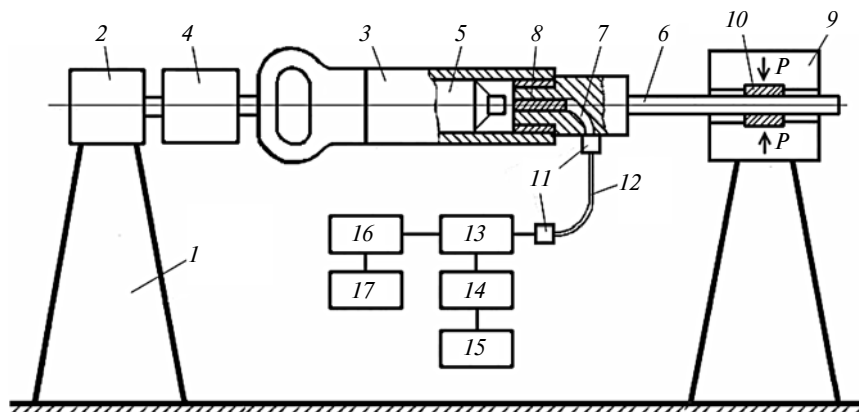


Рис. 2. Стенд для измерения энергетических характеристик машин ударного действия по А. с. 397772 СССР

раметров вибрационного режима работы КМ.

На верхней плите станины 1 стенда расположен кронштейн 2 с укрепленными на нем пневмоцилиндром 3 и фиксатором 4, предназначенным для направления поддержки 5, которая прижимается к торцу заклепки с усилием, создаваемым штоком пневмоцилиндра 3, и образует замкнутую головку на заклепке. Пакет 6, имитирующий изделие, на котором производится клепка, зажимается пневмотисками 7 с широкими губками (неподвижной 8 и подвижной 9). Пневмотиски установлены на станине и содержат два направляющих штока 10, два эксцентрика 11, рычаги 12 и пневмоцилиндр 13. Коромысло 14 с направляющими крепится на штоках пневмоцилиндров 15 и на кронштейне 16 и несет на себе каретку 17. Пневмоцилиндры 15 размещены симметрично относительно пакета и подводят к нему коромысло с кареткой при проверке пневмомолотков. На каретке смонтирован испытуемый КМ, который подается к пакету с усилием, создаваемым штоками цилиндров 18, закрепленных на корпусе каретки. На кронштейне 19 установлен виброграф 20. Через воздухораспределительные 21 и 22 или соединительные 23 трубы и трехходовой кран 24 сжатый воздух от сети с давлением 0,49 МПа подается в пневмоцилиндры 15 и

пневмопанель 25. Давление подводимого воздуха фиксируется манометром 26, после чего он направляется в пневмоцилиндры 3 и 13. Прорезиненные рукава 27 соединяют пневмоцилиндр 13 с трехходовым краном 28. Электромагнитный золотниковый клапан 29 подает воздух на ножной кран 30 переключения и отключения подачи воздуха в КМ через прорезиненные рукава 31. Пневмопанель 25 через рукава 32 связана с пневмоцилиндром 3, который своим штоком перемещает поддержку, через прорезиненные рукава 33 — с пневмоцилиндрами 13, приводящими в движение каретку с закрепленным на ней КМ, а через прорезиненные рукава 34 — с распределительной трубой (на чертеже не показана). Электрошкаф 35 служит для управления стендом. Фиксатор 4 связан с лапками 36, развод которых регулируется винтовыми контактами 37 в зависимости от размера замыкающей головки расклепываемой заклепки. При образовании замыкающей головки заданного размера контакты 37 замыкаются и отключают пусковое реле. Подача сжатого воздуха в пневмомолоток прекращается.

Для КМ, прошедших испытание на рассмотренном стенде, энергию удара определяют по одной из существующих методик: методом шариковых отпечатков, методом конечных скоростей или

по диаграммам давления. Кроме того, была разработана методика определения энергетических параметров по параметрам отраженной от ударника испытуемого молотка электромагнитной волны, генерированной направленным излучателем СВЧ. Метод защищен А. с. № 397772 СССР "Стенд для измерения энергетических характеристик машин ударного действия" [6].

Стенд (рис. 2) содержит станину 1, приспособление 2 для крепления исследуемого молотка 3 через индуктор усилия прижима 4, ударник 5, скалку 6, имитирующую рабочий инструмент, с волноводным каналом 7, заполненным радиопрозрачным материалом 8, опоры 9 с обжимными колодками 10. С помощью СВЧ-переходов 11 и гибкого диэлектрического волновода 12 волноводный канал соединен с излучателем—приемником электромагнитных колебаний, состоящим из первичного преобразователя 13, детектора 14, осциллографа 15, развязывающего аттенюатора 16 и СВЧ-генератора 17. В случае, когда в качестве скалки 6 используется рабочий инструмент, опора 9 заменяется реальным образцом. При перемещении ударника 5 вблизи торца хвостовика скалки 6 (вблизи волноводного выхода), когда расстояние между торцом ударника и выходом волновода меняется в пределах от 0 до нескольких (двух, трех) длин волн, в результате отражения электромагнитных волн от торца ударника в волноводе устанавливается стоячая волна, смешивающаяся по мере перемещения ударника. Первичный преобразователь 13 и детектор 14 выделяют низкочастотную составляющую СВЧ-сигнала, которая регистрируется осциллографом 15.

Сущность рассмотренного метода, разработанного во ВЦНИИОТ ВЦСПС, заключается в том, что полость корпуса испытуемой машины, в которой движется ударник, возбуждают

на соответствующей длине волны λ_0 как высокочастотный объемный резонатор, перестраивающийся периодически при движении ударника вследствие изменения продольного размера резонатора, и регистрируют частоту перестройки резонатора. Резонанс наступает для цилиндрического объемного резонатора в моменты, когда длина резонатора равна целому числу полуволн $\lambda_0/2$:

$$\lambda_B = \lambda_0 \left(\sqrt{1 - \left(\frac{\lambda_0}{\lambda_{кр}} \right)^2} \right)^{-1},$$

где λ_B — волноводная длина волны в цилиндре, который рассматривается как круглый волновод; λ_0 — критическая длина волны для выбранного типа волн.

Если диаметр цилиндра $d \gg \lambda_0$, что имеет место на практике, то $\lambda_B \approx \lambda_0$.

Частота перестройки цилиндрического объемного резонатора (1/время между соседними резонансными пиками) зависит от λ_B и скорости v — движения ударника следующим образом:

$$F = v(2\lambda_B)^{-1}.$$

Регистрация частоты F дает возможность найти распределение скорости вдоль пути ударника. Данный способ позволяет избавиться от трущихся контактов, подверженных воздействию вибрации и ударов, и достаточно просто непрерывно измерять скорость ударника. При этом нет необходимости нарушать конструктивную целостность испытуемой машины.

Наиболее полный перечень методик определения энергетических характеристик машин ударного действия можно найти в обзорной информации [7]. Некоторые из них были рассмотрены в статье [1].

Помимо энергетических и вибрационных характеристик ручных машин инженеров-исследо-

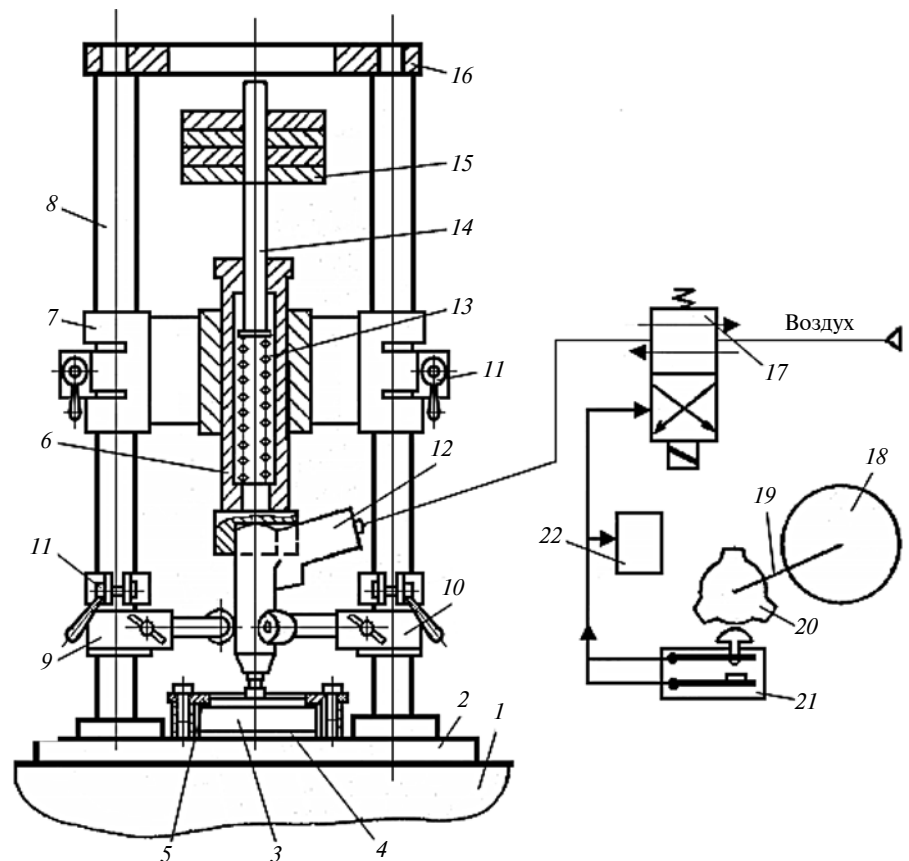


Рис. 3. Стенд для испытания пневматических молотков по А. с. 714208 СССР

вателей интересовали и другие параметры КМ, определяющие их эксплуатационные показатели.

Так, электронный портал НЭБ предлагает описание изобретения к А. с. № 714208 СССР "Стенд для испытания пневматических молотков" [8]. В качестве прототипа конструкции стенда авторы взяли стенд для испытания КМ, спроектированный на Ленинградском заводе "Пневматика" [4]. Целью изобретения является обеспечение ресурсных испытаний КМ в условиях, приближенных к эксплуатационным. Схема стенда представлена на рис. 3.

Стенд содержит основание 1 с виброизолированной несущей плитой 2, поглотитель 3 энергии ударов, закрепленный в центре несущей плиты между виброизоляторами 4 и 5, имитатор 6 руки, установленный в подвижной каретке 7, размещенной на вертикальных стойках 8, элементы 9 и 10 центрирования, также раз-

мещенные на вертикальных стойках. Имитатор 6 руки и элементы 9 и 10 установлены с возможностью перемещения в осевом направлении и фиксируются в заданном положении зажимами 11 в зависимости от типоразмера испытуемого молотка 12. Заданное усилие нажатия на КМ передается через пружину 13 и скалку 14 от сменных грузов 15. Вертикальные стойки 8 верхними своими концами вставлены в хомут 16. Кроме того, стенд содержит программное устройство, включающее в себя воздухораспределитель 17, электродвигатель 18, на валу 19 которого укреплены сменные кулачки 20, контактирующий с ними микропереключатель 21 и счетчик 22, фиксирующий число отработанных циклов.

Использование данного стенда позволило полностью исключить контакт оператора с испытуемым КМ и в то же время обеспечить проведение ресурсных

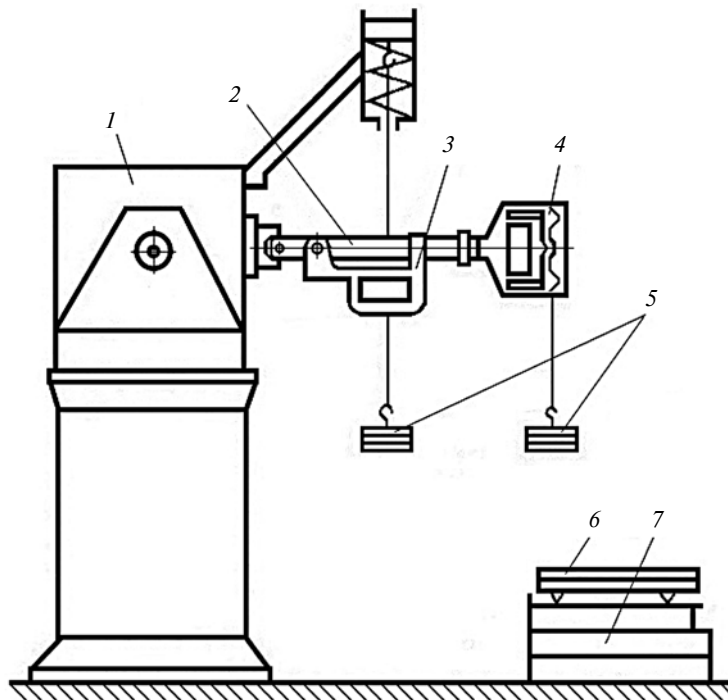


Рис. 4. Стенд для исследования влияния на человека вибрационно-силовых воздействий клепальных молотков

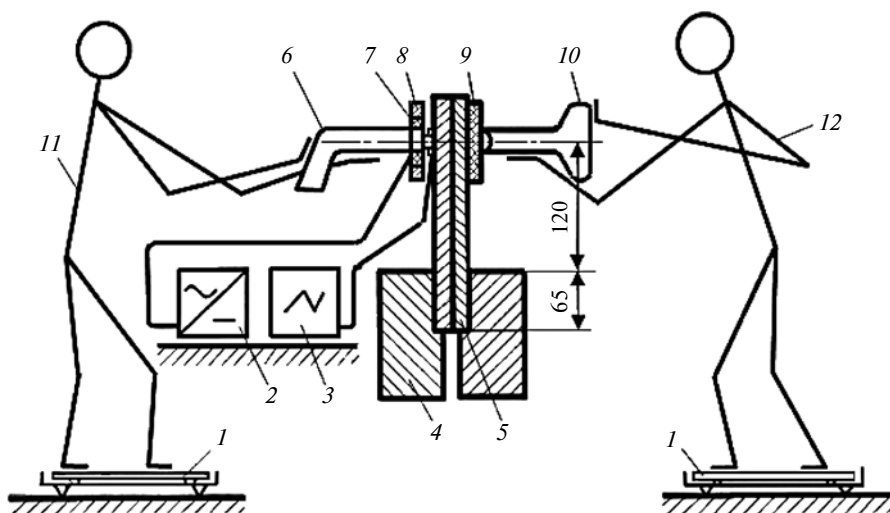


Рис. 5. Схема установки для испытания клепальных молотков с поддержкой по ГОСТ 15996—70

испытаний КМ в условиях, приближенных к эксплуатационным.

Другой пример можно охарактеризовать как экзотический для "стендостроения" в области машиностроения, специализирующейся на создании испытательного оборудования для оценки производственных характеристик ручных машин. В 1970-х годах в ИГД СО АН СССР был разрабо-

тан и изготовлен на основе вибрационного испытательного стенда ST-1000 специальный стенд, имитирующий воздействие на рабочего-оператора массы КМ (а также отбойного или рубильного молотка) и различных ее сочетаний с усилием нажатия и вибрацией [9]. На этом стенде жесткое крепление рукояток к вибратору заменено шарнирным, при-

чем имитация изменения массы КМ обеспечивается дополнительными грузами. Схема стенда приведена на рис. 4.

Стенд включает в себя стационарный вибратор 1 ST-1000, на котором шарнирно закреплен имитатор 2 клепального молотка. Имитатор КМ имеет рукоятку 3 для левой руки, а для правой руки — рукоятку 4 с встроенным тензодатчиком для измерения обжима рукоятки. В систему дозированных нагрузок входят грузы 5, подвешенные к рукояткам через гибкие связи и имитирующие массу КМ. Для определения усилия нажатия испытуемого рабочего-оператора на КМ служит измерительная площадка 6, а для обеспечения его удобной рабочей позы во время эксперимента имеется регулируемый по высоте помост 7.

В условиях эксперимента выявлялись физиологические изменения в организме испытуемых рабочих-операторов при раздельном и комплексном воздействиях вибрационных и силовых нагрузок, для чего стенд был оснащен виброизмерительной аппаратурой для определения этих воздействий и исследования распространения вибрации по телу человека.

В 1970 г. утвержден ГОСТ 15996—70 [10], в котором были регламентированы технологические условия эксплуатации КМ. Молотки массой до 2 кг рекомендуется испытывать по схеме, представленной на рис. 5. В установку для испытания КМ с поддержкой входят следующие позиции: измерительные площадки 1 для контроля силы нажатия; источник питания постоянного тока 2; низкочастотный осциллограф 3; зажимное устройство 4; пакет 5; испытуемый молоток 6; изолятор 7; электропроводящий хомутик 8; амортизатор 9; поддержка 10; рабочий-оператор с клепальным молотком 11; рабочий-оператор с поддержкой 12. Работа производится

на пакете, который жестко крепится в зажимном устройстве. Материал пакета — сплав алюминия марки Д 16. Усилия нажатия на поддержку и испытуемый молоток должны быть равны.

Для случая испытания тяжелых КМ, массой более 2 кг, стандартом предусмотрена схема, представленная на рис. 6. Установка для испытания КМ с вкладышами включает в себя следующие позиции: измерительная площадка 1 для контроля силы нажатия; источник питания постоянного тока 2; низкочастотный осциллограф 3; поглотитель энергии 4; фрикционные вкладыши 5; испытательная скалка 6; рабочий-оператор с клепальным молотком 7; клепальный молоток 8; индикатор усилия нажатия (динамометр) 9; индикатор давления (манометр) 10.

Значение рассмотренного стандарта заключается не только в том, что он конкретизировал технологические схемы работы с КМ, но и в том, что подчеркнул идею, в рамках которой можно было создавать испытательные стенды, для чего достаточно заменить рабочих-операторов механическими имитаторами. Одним из первых исследователей, как уже было сказано в статье [1], который подошел к стендовой проблеме с инженерно-теоретических позиций, был Г. С. Вильнер, создавший стенд в ЛИОТ с учетом имитации динамических характеристик человека. Вот как он характеризовал ситуацию в этой сфере [11]:

"Госсанинспекцией СССР были утверждены в 1955 г. временные санитарные правила (о которых уже говорилось выше). В соответствии с ними ручные машины должны подвергаться испытаниям на вибрацию. Но так как практических рекомендаций по устройству испытательных стендов и приборов, которыми измеряют вибрацию в заводских условиях, нет, такие испытания, как правило, не проводятся. В осо-

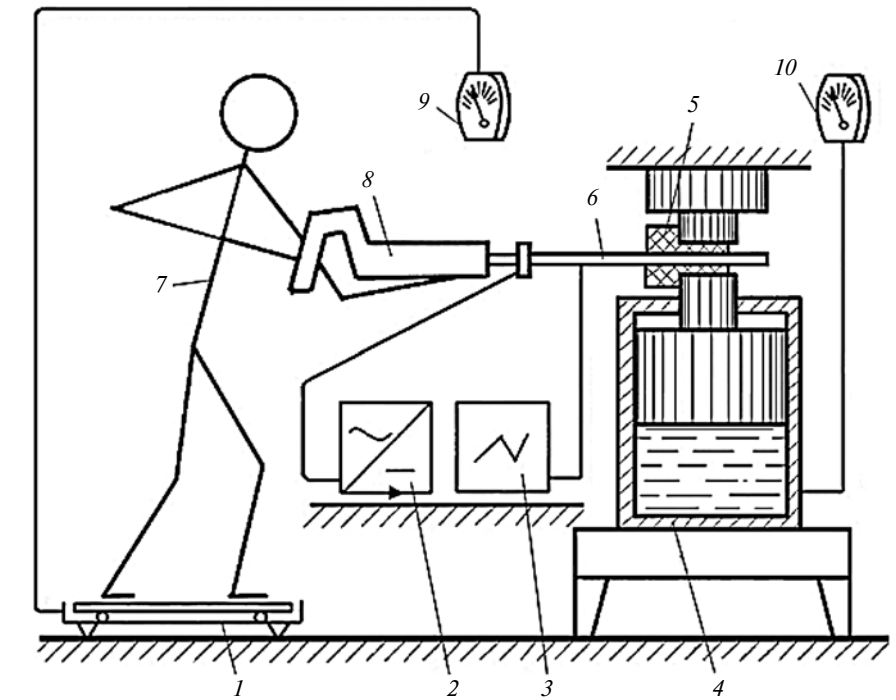


Рис. 6 Схема установки для испытания клепальных молотков с вкладышами по ГОСТ 15996—70

бенности это относится к рубильным и клепальным молоткам в машиностроении, длительная работа с которыми вызывает профессиональные заболевания. За последнее время некоторыми заводами построены стенды для виброиспытаний молотков. Эти стенды имеют различную конструкцию с грузовым, пружинным или пневматическим нажимными устройствами, различными подставками под рабочий инструмент. Поэтому измерения вибрации молотков на этих стендах не могут быть сопоставлены между собой".

Еще более глубоко продвинулся в решении вопроса динамического моделирования человека-оператора инженер В. В. Маточкин, создавший стенд, который в рамках авиационной отрасли серийно выпускался в г. Кимры на Савеловском машиностроительном заводе. Будучи сотрудником НИИТ В. В. Маточкин в своих работах [12—15] подробно исследовал проблему имитации руки клепальщика и подручного при измерении параметров вибрации

КМ и поддержки в стендовых условиях. Основой его работы явилась разработка имитатора входного механического импеданса руки применительно к конкретным (типичным) условиям эксплуатации пневматических КМ и поддержек. Информация при изучении свойств биологических систем, подверженных динамическим воздействиям, получена из эксперимента, по результатам которого требуется дать достаточно адекватную математическую модель биологической системы. Эта модель представляет собой динамический имитатор руки и характеризуется входным механическим импедансом. В качестве механической модели входного механического импеданса руки клепальщика и подручного В. В. Маточкин принимает одномассовую динамическую систему с двумя степенями свободы. Ее схема представлена на рис. 7.

Выражение для входного импеданса руки с углом сгиба локтевого сустава 90° и вектором вибрационной силы, параллельным или совпадающим с направ-

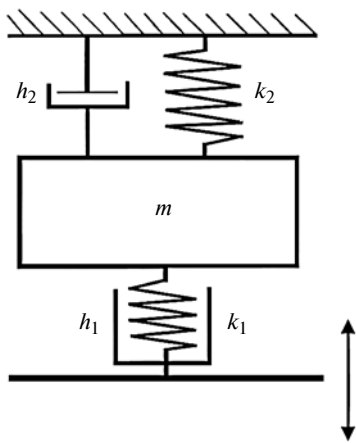


Рис. 7. Механическая модель входного механического импеданса руки клепальщика и подручного

лением кисть—локоть, можно записать в виде:

$$Z(i\omega) = \frac{(h_2 + i\omega m + \frac{k_2}{i\omega}) (\frac{\text{const}_h}{\omega} - \frac{k_1}{i\omega})}{h_1 + \frac{\text{const}_h}{\omega} + i\omega m + \frac{k_1 + k_2}{i\omega}}$$

где $Z(i\omega)$ — комплексная форма входного импеданса руки; ω — угловая частота; h_2 — коэффициент демпфирования плечевого сустава руки; m — приведенная масса руки; k_2 — коэффициент упругости плечевого сустава руки; $\text{const}_h = k_1/\text{tg}\varphi$; k_1 — коэффициент упругости ладони и кисти руки; φ — угол сдвига фаз между векторами силы и скорости; h_1 — коэффициент демпфирования ладони и кисти руки.

Численные значения параметров, входящих в $Z(i\omega)$, были получены В. В. Маточкиным путем аналитических расчетов. Это позволило ему на основании физической модели создать механическую модель руки человека-оператора, которая была закреплена А. с. № 380968 СССР "Имитатор входного механического импеданса руки человека" [16]. В свою очередь создание имитатора руки человека позволило создать стенд для испытания КМ, в котором был использован имитатор человека. Эта идея также была за-

щищена А. с. № 868417 СССР "Стенд для испытания пневматических ручных молотков и поддержек на вибробезопасность" [17]. По замыслу авторов стенд относится к средствам испытаний для определения вибрационно-силовых параметров ручного механизированного инструмента и может быть использован на предприятиях, занимающихся изготовлением, испытаниями и исследованиями в области ручных КМ и поддержек. Целью изобретения является приближение условий испытаний КМ и поддержек к рабочим условиям. Эта цель достигается тем, что стенд снабжен двумя имитаторами рук операторов, установленными на станине симметрично оси имитатора расклепываемого пакета. При этом один имитатор руки служит для захвата КМ, а другой — поддержки. Стенд также снабжен индуктивными вибропреобразователями, расположенными на соответствующих имитаторах рук и соединенными с регистрирующим устройством через пульт управления. На рис. 8 представлена схема стенда, который содержит станину 1 с двумя направляющими, на которых расположены подвижные узлы: узел 2 зажима молотка 3, узел 4 зажима поддержки 5, узел 6 прижима

молотка, узел 7 прижима поддержки, имитаторы 8 и 9 рук операторов.

Конструкция имитаторов рук такова, что их входной механический импеданс соответствует входному механическому импедансу рук операторов. В центре станины между направляющими расположен узел 10 крепления имитатора расклепываемого пакета, включающий пневматические тиски 11. На станине стенда расположен пульт управления 12 с кнопками для управления пневмоцилиндрами перемещения узлов и реле 13 времени для установки продолжительности работы КМ. Отдельно от стенда на подставке (столик 14) расположена контрольно-измерительная аппаратура 15 типа КСА-8, которая представляет собой девятиканальный анализатор параллельного действия и соединяется со стендом специальным кабелем 16.

На базе представленного выше изобретения в системе авиапрома был изготовлен и запущен в отраслевую серию стенд СТИМ-2 для испытания ручных пневматических КМ. На рис. 9 дана фотография стенда, размещенного на рабочем участке.

Стенд предназначался для измерения параметров вибрации с целью установления их соответ-

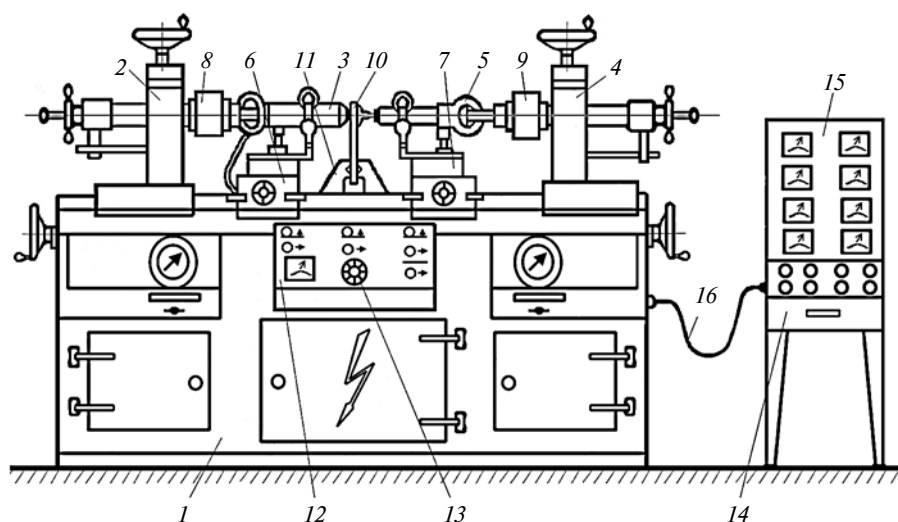


Рис. 8. Стенд для испытания пневматических ручных молотков и поддержек на вибробезопасность по А. с. № 868417 СССР

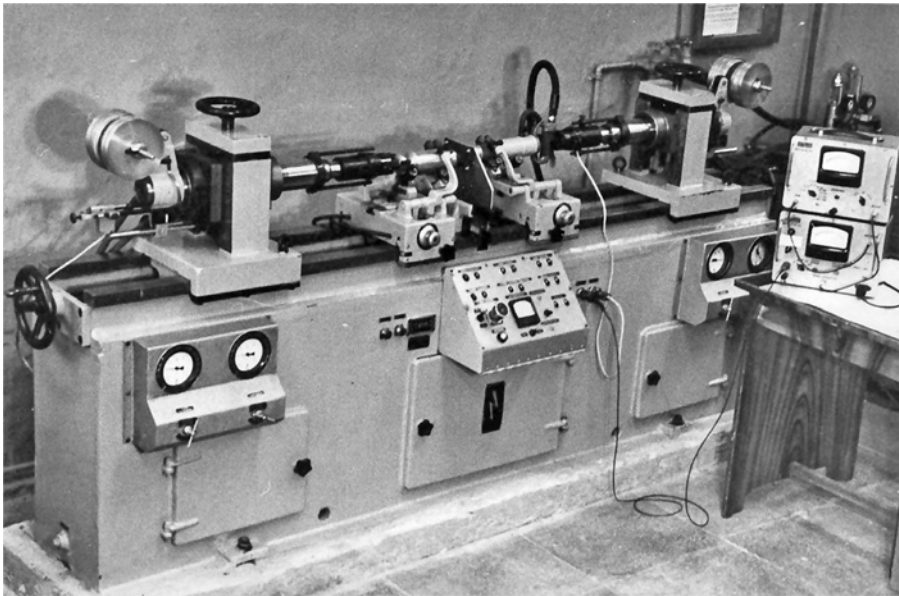


Рис. 9. Стенд СТИМ-2 для испытания ручных пневматических клепальных молотков

вия нормам пневматических КМ и поддержек в условиях, приближенно имитирующих усредненный режим эксплуатации ручного механизированного инструмента на производстве.

В 1976 г. было зарегистрировано А. с. № 602810 СССР на изобретение "Стенд для испытания клепальных молотков на вибрацию" [18]. Стенд относится к средствам испытаний, применяемым для определения вибрационных параметров пневматических и электрических ручных машин, и предназначен для проведения испытаний КМ на вибрацию. На рис. 10 представлена схема стенда, дающая принципиальное представление о его работе.

Стенд имеет основание 1, представляющее собой жесткую конструкцию, на которой установлено устройство 2 для крепления пакета деталей, например тиски, в губках 3 которых с помощью эксцентрика 4 жестко крепится пакет 5, имитирующий изделие, на котором проводится клепка. На верхней плите основания 1 по обе стороны от пакета 5 установлены направляющие 6. Для воспроизведения на стенде вибрационного режима работы молотка 7 и поддержки 8 кле-

пальный молоток и поддержка установлены на тележках 9, которые на шарикоподшипниках 10 перемещаются по направляющим 6. Каждая из тележек 9 в динамическом отношении имитирует клепальщика и подручного, для чего масса тележек выполнена равной средней массе человека, а на самих тележках 9 закреплены имитаторы 11 входного механического импеданса руки человека, в каждом из которых перед испытанием устанавливаются КМ 7 и поддержка 8. Имитатор 11 входного механического импеданса руки человека представляет собой упруго-массовую систему с пневматическим, гид-

равлическим, электромагнитным или механическим демпфером. Для подачи молотка 7 и поддержки 8, установленных на тележках 9, к пакету 5 с необходимым усилием нажатия на заклепку служит система нагружения, выполненная в виде грузов 12 с массой, равной заданному усилию нажатия, которые гибкими связями—тросами 13 через блоки 14 соединены с тележками 9. Для возвращения тележек в исходное положение на основании стенда смонтирован силовой пневмоцилиндр 15, шток 16 которого дополнительными гибкими связями—тросами 17 через блоки 18 соединен с тележками 9. Для ограничения хода тележек на направляющих 6 установлены упоры 19.

Как видно из описаний стендов, показанных на рис. 8 и 10, оба они предназначены для испытания легких КМ соответственно схеме установки для испытания КМ с поддержкой по ГОСТ 15996—70 (см. рис. 5). Вместе с этим был создан стенд и для тяжелых КМ, соответствующий схеме установки для испытания КМ с вкладышами по ГОСТ 15996—70 (см. рис. 6), с той лишь конструктивной разницей, что вместо фрикционно-скальчатого нагружения была использована упруго-демпфирующая система. "Стенд для исследования устройств ударного действия" по А. с. № 697650 [19]

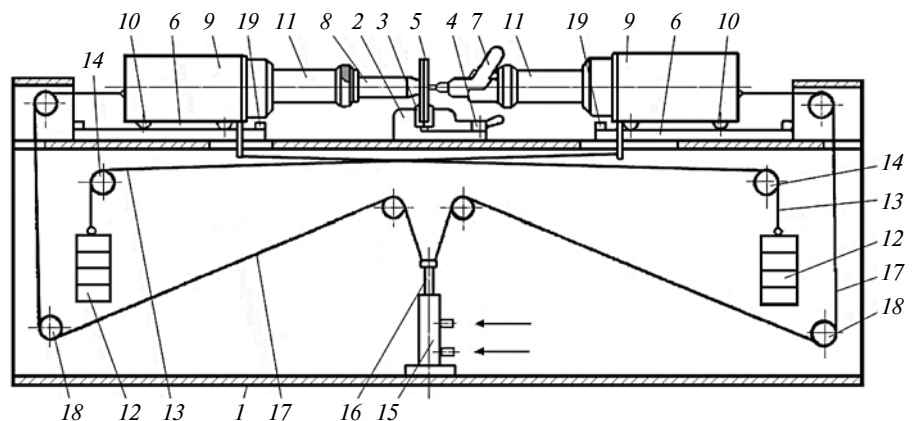


Рис. 10. Схема стенда для испытания клепальных молотков по А. с. 602810 СССР

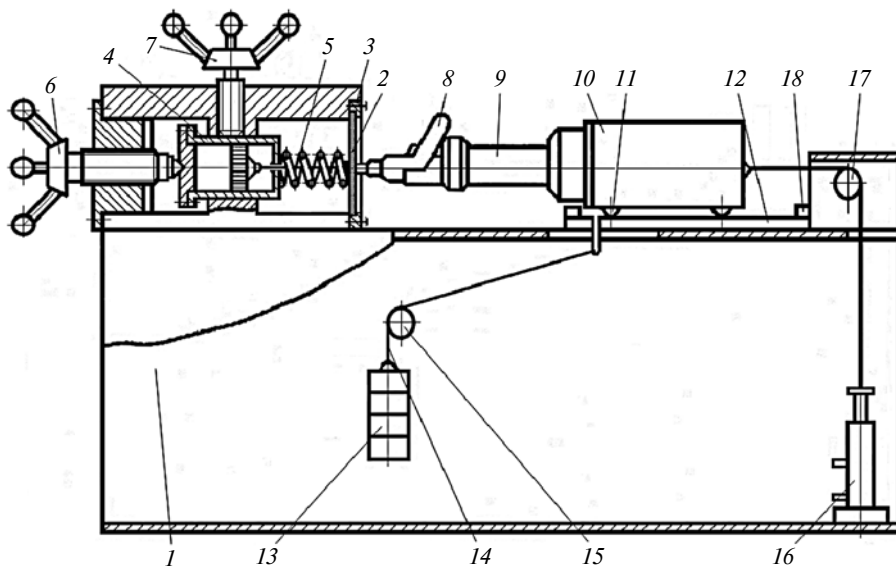


Рис. 11. Стенд для исследования устройств ударного действия по А. с. 697650 СССР

был заявлен СКБ ВЦНИИОТ ВЦСПС. Схема стенда приведена на рис. 11.

Стенд имеет основание 1, представляющее собой жесткую конструкцию. С левой стороны основания размещается узел, воспроизводящий обрабатываемую среду, состоящий из гибкой пластины-мембраны 2, выполненной из листовой стали и прикрепленной с помощью фланца 3 по краю к основанию. К центру пластины 2 шарнирно прикреплен шток пневмоцилиндра 4, выполняющего функцию демпфера, для чего в полости по обе стороны поршня залита вязкая жидкость, а поршень имеет калиброванные отверстия, обеспечивающие заданный коэффициент демпфирования. На штоке пневмоцилиндра 4 между его корпусом и мембраной размещена цилиндрическая винтовая пружина 5, величина усилия нажатия которой на мембрану 2 может регулироваться положением корпуса пневмоцилиндра 4, который, в свою очередь, может перемещаться относительно корпуса с помощью регулировочного винта 6 и фиксироваться винтом 7 в нужном положении. Регулировка усилия нажатия пружины на мембрану необходима для испытания КМ

различных типоразмеров с целью компенсации усилия нажатия клепального молотка 8, упирающегося в мембрану 2 с обратной стороны, и исключения прогиба пластины под действием статической нагрузки. КМ устанавливается в захвате имитатора 9 входного механического импеданса руки человека. В свою очередь имитатор устанавливается на тележке 10, которая на подшипниках 11 может перемещаться по направляющим 12, установленным на верхней плите основания стенда. Тележка в динамическом отношении имитирует клепальщика, для чего масса ее выполнена равной средней массе человека. Для подачи КМ к мембране с необходимым усилием нажатия служит груз 13 с массой, равной заданному усилию нажатия, который тросом 14 через блок 15 связан с тележкой 10. Для возвращения тележки в исходное положение в основании 1 стенда смонтирован пневмоцилиндр 16, шток которого тросом через блок 17 соединен с тележкой 10. Для ограничения хода тележки на направляющих 12 установлены упоры 18.

В обоих стендах СКБ ВЦНИИОТ ВЦСПС использовалось изобретение "Имитатор

входного механического импеданса руки человека" по А. с. № 862015 СССР [20].

На базе изобретения 602810, рис. 10, в 1989 г. в СКБ ВЦНИИОТ ВЦСПС была разработана конструкторская документация на "Стенд для испытания клепальных молотков СКМ". Заказчиком являлся «Филиал совместного предприятия Новые информационные технологии "КОВЧЕГ"». В 2001 г. рабочая документация СКМ.00.00.000 была передана в Московский городской центр научно-технической информации МГЦНТИ. Информационный листок [21] содержит описание стенда СКМ и общий вид, который представлен на рис. 12. Конструкция стенда представляет собой техническую модель, воспроизводящую динамику двух взаимодействующих систем "оператор — молоток — объект" и "оператор — поддержка — объект" в режиме клепки натурального образца при регулируемых усилиях нажатия от 0 до 200 Н.

Стенд состоит из станины 1, на которой установлены на направляющих 2, тележки 3 и 4. На них закреплены два имитатора 5 и 6, каждый из которых воспроизводит входной механический импеданс руки человека. В держателях 7 и 8 имитаторов на опорных роликах 9 и 10 устанавливаются испытуемый клепальный молоток 11 и соответствующая ему поддержка 12. В качестве обрабатываемого объекта используется заклепка, установленная на рабочем пакете 13, который зажимается в пневмотисках 14. Необходимое усилие нажатия со стороны КМ и поддержки на расклепываемый пакет обеспечивается необходимой массой грузов 15 и 16, которые с помощью тросов 17, перекинутых через блоки 18, соединены с тележками. Перемещение тележек в исходное положение осуществляется с помощью пневмоцилиндров 19 и 20. Внутри станины размеща-

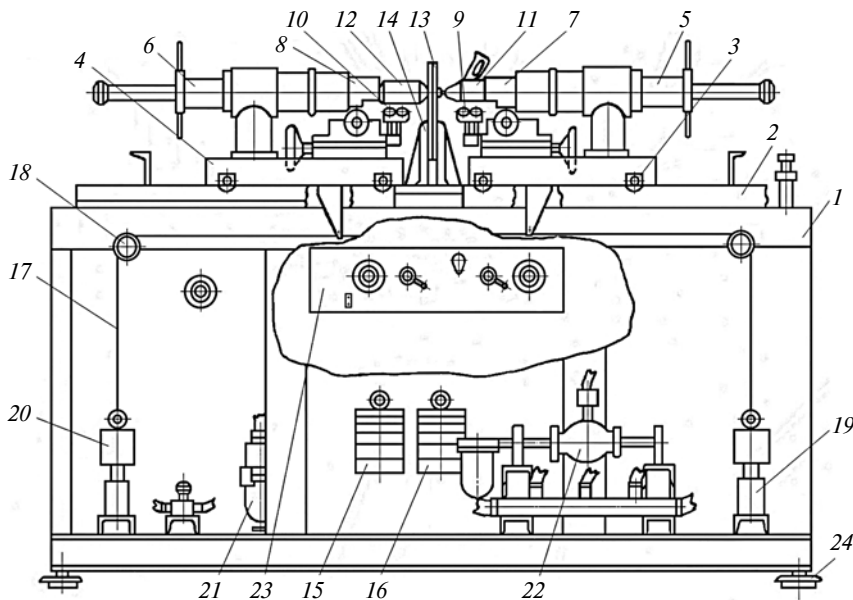


Рис. 12. Стенд для испытания клепальных молотков СКМ

ются пневмоблоки 21 и 22, обеспечивающие подготовку воздуха для питания КМ и пневмоцилиндров. Управление стендом осуществляется с помощью органов управления, размещенных на панели управления 23. Стенд установлен на виброопорах 24.

В интернете на сайте "Инновации бизнесу" организован проект, разработанный и поддерживаемый группой специалистов в области промышленных технологий, бизнес-планирования, патентного права. Проект опирается на опыт ведущих высококвалифицированных специалистов в области аналитических, патентных, конъюнктурных, маркетинговых и других видов исследований. Основная цель проекта "Инновации бизнесу" ("Ideas and Money") — оказание помощи производственным предприятиям в решении их технологических и иных проблем, что особенно актуально в условиях сегодняшней экономической ситуации.

В качестве одной из инновационных разработок проект предлагает информацию и документацию на стенд СКМ на сайте "Инновации бизнесу. Стенд для испытания клепальных молотков" [22].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Vanaev V. S. Bench Tests for Jackhammers: A Review // Russian engineering research V. 40. 2020. N. 6. P. 458—462. DOI: 10.3103/S1068798X20060210.
2. Vanaev V. S. Method for Jackhammer Testing on the SORP Bench // Russian engineering research V. 40. 2020. N. 9. P. 714—719. DOI: 10.3103/S1068798X20090221.
3. Ванаев В. С. Испытания рубильных молотков (становление стендовой методики) // Вестник машиностроения. 2021. № 1. С. 14—19. DOI: 10.36652/0042-4633-2021-1-14-19.
4. Оценка вибрационной безопасности отбойных молотков посредством стендовых испытаний / В. С. Ванаев, Я. Г. Готлиб, В. А. Кашаев, Д. З. Ямпольский // Безопасность жизнедеятельности. 2016. № 4. С. 3—17.
5. А. с. 189609 СССР: МКИ G01m 42k, 21/01. Стенд для испытания пневматических молотков на вибрацию.
6. А. с. 397772 СССР: МКИ G01h 3/12. Стенд для измерения энергетических характеристик машин ударного действия.
7. Гопен А. А., Блинов Б. И. Методы и средства испытания ручных машин ударного действия // Обзорная информация. Сер. 10. М.: ЦНИИТЭстроймаш, 1983. Вып. 1. 53 с.
8. А. с. 714208 СССР: МКИ, G01M 15/00 Стенд для испытания пневматических молотков.
9. Проблемы охраны труда при клепальных работах // Ответствен-

ные редакторы Н. П. Беневоленская и Г. А. Ванаг. Новосибирск: Наука. СО. 1978. 136 с.

10. ГОСТ 15996—70 Молотки клепальные пневматические с виброзащитой. Методы испытаний. М.: Изд-во стандартов, 1970. 6 с.

11. Вильнер Г. С. Стенд и аппаратура для виброиспытаний пневматических рубильных молотков // Научные работы институтов охраны труда ВЦСПС. 1964. Вып. 1 (27). М.: Изд-во ВЦСПС. Профиздат, 1964. С. 106—116.

12. Маточкин В. В. Методы и аппаратура для исследования входного механического импеданса руки // Борьба с шумом и звуковой вибрацией. М.: МДНТП, 1972. С. 136, 137.

13. Маточкин В. В. Некоторые результаты исследования модуля и фазы входного механического импеданса руки // Борьба с шумом и звуковой вибрацией. М.: МДНТП, 1972. С. 140—149.

14. Маточкин В. В. Имитатор входного механического импеданса руки клепальщика // Основные направления повышения технического уровня механизированного инструмента. Даугавпилс: ЦНИИТЭстроймаш, 1976. С. 88—91.

15. Маточкин В. В. Входной механический импеданс клепальщика и его имитация // Пути снижения вибрации и шума ручных машин. Даугавпилс: ЦНИИТЭстроймаш, 1973. С. 26, 27.

16. А. с. 380968 СССР: МКИ G01h 1/08, G01m 7/00. Имитатор входного механического импеданса руки человека.

17. А. с. 868417 СССР: МКИ G01M 15/00, B25D 9/00. Стенд для испытания пневматических ручных молотков и поддержек на вибробезопасность.

18. А. с. 602810 СССР: М. Кл.²G01 M 15/00, B 21 I 15/00. Стенд для испытания клепальных молотков на вибрацию.

19. А. с. 697650 СССР: М. Кл.²E02 F 5/18, G 01 M 7/00. Стенд для исследования устройств ударного действия.

20. А. с. 862015 СССР: М. Кл.²G01 M 7/00. Имитатор входного механического импеданса руки.

21. Стенд для испытания клепальных молотков / Составители: В. С. Ванаев, Я. Г. Готлиб // Информационный листок № 01-047-01. М.: МГЦНТИ, 2001. 3 с.

22. Инновации бизнесу. Стенд для испытания клепальных молотков СКМ. URL: <http://www.ideasandmoney.ru/Ntrr/Details/126796> (дата обращения 01.07.2021).

А. С. ДОРОХОВ, д-р техн. наук, Ю. В. КАТАЕВ, канд. техн. наук, Е. А. ГРАДОВ (ФГБНУ "Федеральный научный агроинженерный центр ВИМ"), e-mail: ykataev@mail.ru

Влияние кавитации на рабочие поверхности цилиндропоршневой группы дизельного двигателя при техническом обслуживании

Установлено, что разрушение нагароотложений при работе двигателя на водотопливной эмульсии происходит за счет явления микроудара каплей эмульгированного топлива, скорость испарения которых зависит от их диаметра, давления и амплитуды газовой среды. В результате удаления нагароотложений в двигателях происходят увеличение среднего значения компрессии по цилиндрам двигателя на 8 % и мощности двигателя на 11 %, а также снижение удельного расхода топлива на 10 % и дымности отработавших газов на 16 %.

Ключевые слова: двигатель, водотопливная эмульсия, микроудар, эмульгированное топливо, компрессия.

It is established, that the destruction of carbon deposits when the engine is running on a water-fuel emulsion occurs due to the phenomenon of micro-impact of emulsified fuel droplets, the evaporation rate of which depends on their diameter, pressure and amplitude of the gaseous medium. As a result of the removal of carbon deposits in the engines, there is an increase in the average compression value for the engine cylinders by 8 % and the engine power by 11 %, as well as a decrease in the specific fuel consumption by 10 % and the smoke of the exhaust gases by 16 %.

Keywords: engine, water-fuel emulsion, micro-impact, emulsified fuel, compression.

Техническое обслуживание и ремонт являются неотъемлемой и трудоемкой частью поддержания эксплуатируемых машин в работоспособном состоянии [1, 2], причем качеству этих операций в настоящее время уделяется особое внимание [3, 4].

При конструировании и изготовлении машин конструкторы и технологи стараются использовать все возможные варианты создания высоконадежных и точных соединений и пар трения [5, 6]. В процессе эксплуатации техники параметры точности высоконагруженных соединений с зазором или натягом изменяются по сложным законам изнашивания [7–9], вследствие чего мощностные и ресурсные показатели работы двигателей выходят за пределы регламентированных значений. Иногда отказы связаны с потерей герметичности манжет, что приводит к утечке смазочного материала и резкому изнашиванию соединений [10].

Эффективность работы автотракторных дизелей оценивается комплексом эксплуатационно-технических характеристик: уровнем форсирования и мощностными показателями, топливной экономичностью и токсичностью отработавших газов, динамическими и пусковыми качествами. Ухудшение этих показателей может быть связано не только с износом, но и с образованием на поверхностях деталей двигателя нагароотложений [11].

Нагароотложения в камере сгорания на поверхностях рабочих элементов головки цилиндра, поршней, клапанов и др. представляют собой сравнительно плотные неорганические и углеводородные отложения, являющиеся результатом высокотемпературного химико-термического превращения минеральных и сажистых частиц, смазочных материалов и топлива. Сюда следует отнести также продукты изнашивания деталей машин, накипь и т. п. В связи с этим с точки зрения безразборной очистки деталей двигателя паром при проведении технического обслуживания к важным задачам безразборной очистки следует отнести оптимизацию параметров подаваемого пара, характера и уровня его воздействия на данный вид отложений, обладающих высокой адгезией к металлу, а также должны быть учтены пароструйная эрозия и кавитационное воздействие водно-топливного пузырька, образующегося в камере сгорания двигателя в процессе очистки [11].

Рассмотрим данное явление для автотракторных двигателей внутреннего сгорания.

Теоретическое обоснование. Явление образования в жидкости в области пониженного давления пульсирующих пузырьков, заполненных паром, газом или их смесью, называют кавитацией.

В топливах причинами образования кавитации могут быть твердые частицы органического и неорганического происхождения, а также мелкодисперсные пузырьки воздуха, находящиеся во взвешенном состоянии.

Начало развития кавитации определяется порогом кавитационной прочности жидкости. На кавитационную прочность жидкости влияют такие ее характеристики, как плотность, коэффициент поверхностного натяжения, сдвиговая и объемная вязкости, давление насыщенных паров, теплота парообразования и др.

Кавитация подразделяется на гидродинамическую и акустическую. Гидродинамическая кавитация обусловлена значительным локальным понижением давления в жидкости, вследствие высоких скоростей течения. Акустическая кавитация возникает в жидкости при возбуждении в ней осцилляций большой интенсивности. При акустической кавитации в полупериоде разрежения образуются парогазовые пузырьки, которые в полупериоде сжатия резко схлопываются [12, 13].

Кавитационный пузырек является своеобразным трансформатором мощности. Накопление энергии в фазе расширения идет сравнительно медленно, а ее отдача в фазе сжатия происходит значительно быстрее.

При пульсациях кавитационных пузырьков на пленку загрязнений воздействуют динамические нагрузки, величина и характер которых полностью зависят от динамики роста и захлопывания пузырьков.

Кавитационные пузырьки, пульсации которых приводят к возникновению ударных волн, производят микроударное разрушение поверхностной пленки. Микроударные нагрузки характеризуются резким повышением давлений до значительной величины, а затем столь же быстрым уменьшением нагрузки.

Механизм образования ударной волны при захлопывании кавитационного пузырька можно представить следующим образом: парогазовый пузырек с начальным радиусом R_0 расширяется в начале отрицательного полупериода достаточно медленно, так как амплитудное давление p_a насыщенных паров воды мало. Как только давление превысит критическое p_k , изменится устойчивость пузырька и он начнет быстро расти под воздействием повышающегося амплитудного давления p_a . Резкому нарастанию скорости движения стенки пузырька препятствует присоединенная масса жидкости, увеличение которой идет пропорционально R^3 (R — текущий радиус пузырька), тогда как сила, растягивающая пузырек за счет звукового поля, растет пропорционально R^2 . Звуковое давление достигает амплитудного значения, а затем снижается до величины, меньшей p_k , однако пузырек продолжает расти по инерции весь отрицательный полупериод и некоторую часть положительного полупериода. В стадии расширения давление газа в пузырьке снижается примерно в 10^9 раз и внешние силы p_g , действующие на стенку пузырька к началу фазы сжатия (сумма амплитудного p_a и статического p_0 давлений), во много раз превосходят противодействующее захлопывающее давление $p_{пг}$ парогазовой смеси в пузырьке при $R = R_{\max}$. При сжатии стенки пузырька начинают двигаться сначала плавно, а затем с резко возрастающей скоростью и ра-

бота внешних сил затрачивается на увеличение кинетической энергии присоединенной массы жидкости. Давление в парогазовой смеси в пузырьке по мере его сжатия возрастает и становится больше p_g , однако пузырек продолжает сжиматься по инерции, и скорость движения стенки пузырька достигает сначала некоторого максимального значения, когда кинетическая энергия присоединенной массы становится наибольшей, затем начинает падать и переходит в потенциальную энергию сжатого газа. В процессе захлопывания силы, действующие на стенку пузырька, уменьшаются пропорционально R^2 , в то время как присоединенная масса жидкости уменьшается пропорционально R^3 . То, что $p_g \gg p_{пг}$ в начале фазы захлопывания и p_g убывает медленнее, чем уменьшается присоединенная масса жидкости, вероятно, и есть главная причина возрастания скорости движения стенки пузырька до сверхзвуковой в фазе сжатия, чего не наблюдается в фазе расширения пузырька, когда $p_{пг}$ примерно равно p_g в начальной стадии роста, и p_g растет медленнее, чем увеличивается присоединенная масса жидкости [12, 13].

Вторичное расширение пузырьков происходит вследствие расширения сжатого газа и сопровождается образованием в жидкости ударной волны, радиус действия которой не превышает нескольких микрометров.

Критерием эрозионной оценки активности единичного пузырька считается отношение мощности, затраченной на образование ударной волны, к мощности, запасенной единичным пузырьком в течение одного периода колебаний.

Если считать, что вся работа, затраченная на рост пузырька до R_{\max} , а также его сжатие до R_{\min} , расходуется затем на образование ударной волны, то критерием эрозионной активности является величина:

$$\mathfrak{E}_H = T/\tau_0,$$

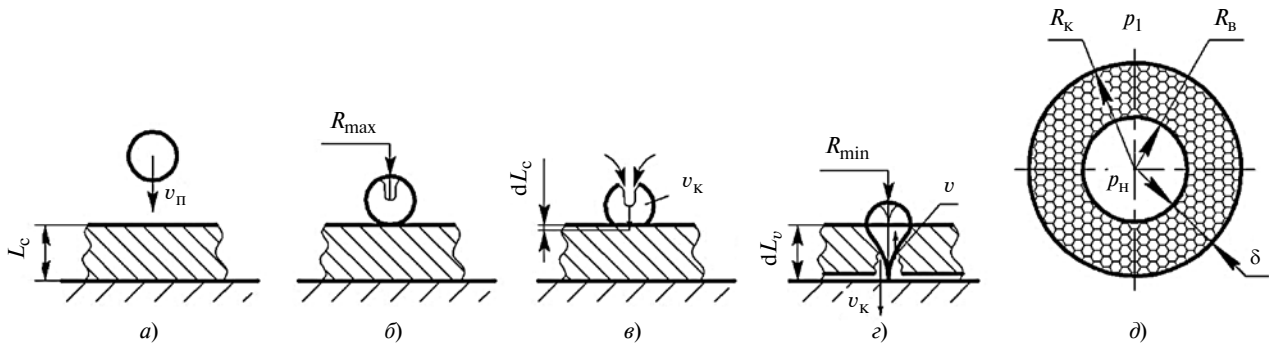
где T — период колебаний, с; τ_0 — время, в течение которого накопленная энергия переходит в энергию ударной волны, с.

Величину τ_0 можно определить по выражению:

$$\tau_0 = \frac{1,7 R_{\min}}{\sqrt{p'_m/\rho}},$$

где p'_m — давление парогазовой смеси в пузырьке при $R = R_{\min}$; ρ — плотность жидкости, кг/м³.

Величину p'_m определим через работу, производимую сжатым газом при адиабатическом сжатии, приравняв работу внешних сил в стадии захлопывания к работе, производимой сжатым газом. После интегрирования, учитывая, что для кавитацион-



Механизм воздействия единичного кавитационного пузырька на загрязненную поверхность:

a — начальное состояние единичного пузырька; *б* — начальное возмущение единичного пузырька; *в* — начало образования ударной волны, направленной к очищаемой поверхности; *г* — процесс взаимодействия единичного пузырька с загрязнением; *д* — модель капли эмульгированного топлива: p_1 — давление среды, в которой находится капля топлива; p_H — внутреннее давление насыщенного водяного пара; R_k — радиус капли ВТЭ; R_B — радиус капли воды внутри топлива; δ — толщина топливной оболочки

ного пузырька $R_{max} \gg R_{min}$, получаем работу внешних сил:

$$A_c = \int_{R_{max}}^{R_{min}} p'_g 4\pi R^2 dR,$$

где p'_g — давление, действующее на стенку пузырька в фазе сжатия.

Величина p'_g меняется в процессе сжатия, поэтому для приближенного расчета введем понятие эффективного давления $p_{эф}$ сжатия, которое можно принять постоянным и вынести за знак интеграла. После интегрирования, учитывая, что $R_{max} \gg R_{min}$, получаем:

$$A_g = \frac{4}{3} \pi p_{эф} R_{max}^3.$$

Величина $p_{эф}$ определяется из выражения:

$$p_{эф} = p_0 + \bar{p}_a,$$

где \bar{p}_a — среднее значение амплитудного давления, действующего на пузырек в фазе сжатия.

Величина \bar{p}_a определяется из выражения:

$$\bar{p}_a = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_{max}}^{t_{max} + \Delta t} p_a \sin \omega t dt, \quad (1)$$

где ω — циклическая частота, c^{-1} ; t — время расширения полости пузырька, с; t_{max} — время, соответствующее $R = R_{max}$, с; Δt — разность времени расширения и сжатия полости пузырька, с.

После упрощения выражения (1) и определения величины Δt по формуле Рэлея, приняв, как уже говорилось выше, действующее на стенку пузырька давление постоянным и равным $p_{эф}$, получаем:

$$\tau_0 = K \Delta t \left(\frac{R_{min}}{R_{max}} \right)^{2,5}.$$

Отбросив значение постоянной $K = 3,3$ и округляя степень при R_{min}/R_{max} до 3, получаем:

$$\Theta_K = \frac{T}{\Delta t} \left(\frac{R_{max}}{R_{min}} \right)^3. \quad (2)$$

Если значение R_{max} и Δt в уравнении (2) можно определить при численном решении уравнения динамики кавитационной полости, то для получения расчетных значений R_{min} для стадии захлопывания следует считать, что пар в пузырьке не успевает сконденсироваться и ведет себя как идеальный газ в течение всего периода сжатия пузырька.

Механизм воздействия энергии единичного кавитационного пузырька с определенной массой загрязнения можно изобразить в виде схемы, представленной на рисунке, *a—г*. На рисунке, *д* приведена модель капли эмульгированного топлива.

При снижении давления в движущемся потоке жидкости до критического состояния образуется пузырек воздуха, который движется в потоке по его направлению к загрязненной поверхности со скоростью v_n (рисунок, *a*). Через определенный промежуток времени происходит возмущение верхней части пузырька из-за наличия градиента давления вблизи его стенок, при этом происходит образование микроструек жидкости, вызванное деформацией пузырька (рисунок, *б, в*). Образующиеся микроструйки "прошивают" пузырек воздуха со скоростью v_k вблизи загрязнения, схлопывая тем самым пузырек и разрушая поверхность загрязнения (рисунок, *г*). При соударении струйки с частицей загрязнений возникающее давление должно преодолевать не только локальную прочность частицы, но и ее силы инерции.

При внедрении струйки в частицу загрязнения давление на контактной поверхности в случае жесткого удара определяется по зависимости:

$$p = \frac{1}{2} \rho (v_{об} - v)^2, \quad (3)$$

где p — давление на контактной поверхности, МПа; ρ — плотность жидкости в кумулятивной струйке, кг/м³; $v_{об}$ — суммарная скорость взаимодействия кавитационной энергии с объектом очистки, м/с; v — скорость контактной поверхности, возникающая вследствие разрушения и движения частицы загрязнения по объекту очистки, м/с.

Принимая, что частица при ударе начинает течь, из уравнения Бернулли получаем:

$$p = \frac{1}{2} \rho_3 v^2 + p_3, \quad (4)$$

где ρ_3 — плотность частицы загрязнения, кг/м³; p_3 — предел прочности загрязнения, МПа.

Приравняв выражения (3) и (4) и проведя преобразования, получаем выражение для определения скорости контактной поверхности:

$$\frac{1}{2} \rho (v_{об} - v)^2 = \frac{1}{2} \rho_3 v^2 + p_3; \\ v = \frac{1}{1 - \phi_1} \left(v_{об} - \phi_1 \sqrt{v_{об}^2 + \phi_2} \right), \quad (5)$$

где ϕ_1 и ϕ_2 — коэффициенты, зависящие от плотности жидкости и загрязнения.

При установившемся процессе за один и тот же промежуток времени dt контактная поверхность пройдет путь

$$dL_v = v dt.$$

Если представить кумулятивную струйку в виде жидкого клина, то за тот же промежуток времени dt размер струйки в результате контакта с поверхностью частицы увеличивается на $dL_c = v_{об} dt$.

Кумулятивная струйка, прошивая пузырек, изменится по форме и размерам от $2R_{max}$ до $2R_{min}$, т. е. до наименьшего радиуса. Тогда малый промежуток времени составит:

$$dt = \frac{dL_{гл}}{v} = \frac{dL_c}{v_{об}},$$

где $L_{гл}$ — глубина проникновения струйки в частицу.

Отсюда получим:

$$L_{гл} = \int_{2R_{min}}^{2R_{max}} \frac{v}{v_{об}} dL_c. \quad (6)$$

Интегрирование выражения (6) позволяет определить $L_{гл}$ при условии жесткого упругого удара для случая, когда пузырек касается частицы загрязнения. При этом соударение происходит по длине струйки, равной начальному диаметру пузырька, т. е. $L_c = 2R_0$, где $R_0 = 3,2 \cdot 10^{-6}$.

При полном схлопывании пузырька наименьшим его радиусом необходимо считать радиус образующейся струйки ($2R_{min}$). Подставляя в выра-

жение (6) выражение (5) и сделав соответствующие преобразования, получаем глубину проникновения струйки пузырька в загрязнение:

$$L_{гл} = \int_{2R_{min}}^{2R_{max}} \frac{2}{1 - \phi_1^2} \left(1 - \phi_1 \sqrt{1 + \frac{\phi_2}{v_{об}^2}} \right) dR. \quad (7)$$

Из выражения (7) видно, что использование явления кавитационного взрыва пузырька возможно, и оно зависит от радиусов R_{max} и R_{min} кавитационного пузырька.

Из вышеизложенного следует, что разрушение нагароотложений при работе двигателя на водотопливной эмульсии происходит из-за явления кавитационного взрыва пузырька (микроудара) капель эмульгированного топлива (см. рисунок, δ), скорость испарения которых зависит от их диаметра, давления и амплитуды газовой среды.

Практическая реализация исследований

Рассмотрим влияние микроудара капель эмульгированного топлива на поверхностях цилиндрической поршневой группы двигателей техники, поступившей в технический центр ЗАО "Мотортехнология".

Оценку эффективности восстановления технических параметров двигателя методом безразборного способа очистки его деталей от нагароотложений осуществляли измерением компрессии по цилиндрам; количества газов, прорывающихся в картер; утечек воздуха через сопряжение "клапан—гнездо" (разрушение в цилиндрах).

Измерение давления воздуха в конце такта сжатия в каждом цилиндре двигателя проводили в такой последовательности:

двигатель прогревали до температуры 85—90 °С; механизм декомпрессии приводили в рабочее положение и снимали форсунки;

стрелку индикаторной головки компрессометра устанавливали на "ноль", наконечник компрессометра вставляли в форсуночное отверстие и закрепляли в целях исключения прорыва воздуха при измерении;

двигатель прокручивали стартером и по показаниям компрессометра определяли компрессию в каждом цилиндре на пусковой частоте вращения коленчатого вала;

компрессию в каждом цилиндре измеряли не менее трех раз в целях получения усредненного значения;

результаты измерения компрессии в очищенном двигателе сравнивали с результатами измерения компрессии в двигателе до его очистки.

Результаты измерений представлены в табл. 1 и 2.

Полученные данные свидетельствуют, что увеличение среднего значения компрессии по цилиндрам двигателя на 8 % является результатом раскок-

Таблица 1

Значения компрессии в цилиндрах двигателя с наработкой 1500 мото-ч до очистки

Цилиндр	1	2	3	4
Компрессия, МПа	0,91 2,65	0,86 2,63	0,9 2,64	0,92 2,65
	0,92 2,66	0,88 2,62	0,88 2,64	0,9 2,65
	0,9 2,65	0,88 2,63	0,9 2,63	0,9 2,64
	0,93 2,64	0,88 2,63	0,88 2,63	0,92 2,63
	0,92 2,65	0,86 2,62	0,89 2,64	0,92 2,64
Среднее значение компрессии, МПа	0,91 2,65	0,86 2,62	0,89 2,63	0,91 2,64

Таблица 2

Значения компрессии в цилиндрах двигателя с наработкой 1500 мото-ч после очистки

Цилиндр	1	2	3	4
Компрессия, МПа	0,96 2,75	0,94 2,73	0,98 2,74	0,98 2,75
	0,94 2,75	0,96 2,73	0,99 2,75	0,9 2,75
	0,95 2,74	0,97 2,72	0,98 2,74	0,99 2,74
	0,97 2,74	0,93 2,73	0,97 2,74	0,98 2,74
	0,98 2,75	0,98 2,73	0,96 2,75	0,97 2,75
Среднее значение компрессии, МПа	0,95 2,74	0,95 2,72	0,97 2,74	0,97 2,74

совывания поршневых колец, т. е. восстановления их подвижности после очистки от нагароотложений воздействием микроудара капель эмульгированного топлива.

Таким образом, вышеописанная методика позволяет повысить ресурсные параметры двигателя очисткой его деталей от нагароотложений путем воздействия на поверхности цилиндропоршневой группы кавитационных пузырьков капель эмульгированного топлива. Эту методику целесообразно использовать при проведении операций, предусмотренных ТО автотракторной техники в целях профилактического снижения вероятностей их отказов.

Выводы

Наличие нагароотложений на деталях двигателя отрицательно влияет на технико-экономические показатели его работы. Установлено, что при достижении предельной толщины нагароотложений эффективная мощность дизеля снижается, а удельный расход топлива и дымность отработавших газов повышаются и при этом детали двигателя работают в условиях повышенных термических напряжений.

Разрушение нагароотложений при работе двигателя на водотопливной эмульсии происходит вследствие микроудара капель эмульгированного топлива, скорость испарения которых зависит от их диаметра, а также от давления и амплитуды газовой среды.

Увеличение среднего значения компрессии по цилиндрам двигателя на 8 % и мощности двигателя на 11 %, а также снижение удельного расхода топлива на 10 % и дымности отработавших газов на 16 % являются результатами удаления нагароотложений в двигателях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ерохин М. Н.** Особенности обеспечения качества ремонта сельскохозяйственной техники на современном этапе // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2005. № 1. С. 9–12.
2. **Dorokhov A. S., Sibirev A. V., Aksenov A. G.** Dynamic systems modeling using artificial neural networks for agricultural machines // INMATEH — Agricultural Engineering. 2019. 58 (2). С. 63–74.
3. **Дорохов А. С.** Эффективность оценки качества сельскохозяйственной техники и запасных частей // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2015. № 1 (65). С. 31–35.
4. **Quality Control in the Machining of Cylinder Liners at Repair Enterprises / O. A. Leonov, N. Z. Shkaruba, Y. G. Vergazova et al.** // Russian Engineering Research. 2020. Т. 40. № 9. С. 726–731.
5. **Assessing the relative interchangeability in joints with preload / M. N., Erokhin, O. A. Leonov, N. Z. Shkaruba et al.** // Russian Engineering Research. 2020. Т. 40. № 6. С. 469–472.
6. **Calculation of fits for cylindrical connections with key for reducers in agricultural machinery / M. N. Erokhin, O. A. Leonov, Yu. V. Kataev, Y. G. Vergazova** // Engineering for Rural Development. 2019. 18. С. 469–474.
7. **Leonov O. A., Shkaruba N. Zh.** Calculation of Fit Tolerance by the Parametric Joint Failure Model // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2020. Vol. 49. No. 12. P. 1027–1032.
8. **Leonov O. A., Shkaruba N. Zh., Vergazova Yu. G.** Determining the Tolerances in Fitting for Joints with Interference // Russian Engineering Research. 2019. Vol. 39. No. 7. P. 544–547.
9. **Leonov O. A., Shkaruba N. Zh.** A Parametric Failure Model for the Calculation of the Fit Tolerance of Joints with Clearance // Journal of Friction and Wear. 2019. Vol. 40. No. 4. P. 332–336.
10. **Tightness and leakage in applying reinforced rubber sleeves to shafts / M. N. Erokhin, O. A. Leonov, Yu. V. Kataev, O. M. Melnikov** // Russian Engineering Research. 2019. Vol. 39. No. 6. P. 459–462.
11. **Дорохов А. С., Катаев Ю. В.** Кавитационное воздействие воды на нагароотложения в двигателях // Ремонт. Восстановление. Модернизация. 2014. № 9. С. 29–33.
12. **Keer S. S., Mohammadi A., Hirano H.** Experimental Study on Combustion Characteristics and Emissions Reduction of Emulsified Fuels in Diesel Combustion Using a Rapid Compression Machine // SAE Technical Paper Series. 2003. № 2003-01-1792. P. 1–8.
13. **Антонов В. Е., Куделин О. Г., Лебедев О. Н.** Математическая модель процесса испарения капли водотопливной эмульсии // Дизельные энергетические установки речных судов. Новосибирск: НИИВТ. 1993. С. 133–142.

С. И. ЛАЗАРЕВ, Ю. Т. СЕЛИВАНОВ, доктора технических наук, А. Ю. СЕЛИВАНОВ, П. ЛУА (Тамбовский ГТУ), С. В. КОВАЛЕВ, О. А. КОВАЛЕВА, доктора технических наук (Тамбовский ГТУ, Тамбовский ГУ имени Г. Р. Державина), e-mail: sseedd@mail.ru

Разработка конструкции, расчет технологических и прочностных характеристик электробаромембранного аппарата плоскокамерного типа

Рассмотрены основы разработки оптимизированной конструкции электробаромембранного аппарата плоскокамерного типа. Показано, что проектирование конструкций электробаромембранных аппаратов для разделения растворов химических и машиностроительных производств можно проводить с учетом экономии массы конструкционного материала ПА-6 (капролона) исходной заготовки. Отмечено, что для разработанной конструкции электробаромембранного устройства для разделения промышленных растворов, переносящих заряд, вероятным решением является двухконтурная схема подачи раствора (последовательной циркуляции). Показано, что конструктивное исполнение аппарата для электробаромембранного разделения растворов химических и машиностроительных производств связано с нахождением общей площади мембранной фильтрации.

Ключевые слова: расчет, площадь, разделение, раствор, аппарат, напряженно-деформированное состояние.

The fundamentals of the development of an optimized design of a flat-chamber electrobaromembrane apparatus are considered. It is shown that the design of the structures of electromembrane devices for separating solutions of chemical and machine-building productions can be carried out taking into account the weight saving of the PA-6 structural material (caprolone) of the initial workpiece. It is noted, that for the developed design of an electrobaromembrane device for separating industrial charge-transferring solutions, a possible solution is a two-circuit solution supply scheme (sequential circulation). It is shown, that the design of the apparatus for the electrobaromembrane separation of solutions of chemical and machine-building productions is associated with finding the total area of membrane filtration.

Keywords: calculation, area, separation, solution, apparatus, stress-strain state.

Баромембранные, электробаромембранные, электробаромембранные технологии активно используются на промышленных предприятиях для разделения, очистки, концентрирования растворов, а также для выделения ценных, переносящих заряд компонентов на финишной и конечной стадиях регенерации растворов машиностроительных и химических производств [1–10].

Совершенствование аппаратного оформления мембранных процессов регенерации промышленных растворов и сточных вод связано с необходи-

мостью конструирования устройств, которые способны обеспечить получение новых технических эффектов, например увеличения площади разделения, что, как следствие, позволит увеличить производительность процесса, т. е. увеличить объем обработанных растворов.

Проведенный анализ литературных данных не позволил в полной мере выявить широкую номенклатуру подобных устройств для очистки растворов, за исключением работ [11, 12]. Основное внимание в подобных устройствах уделено оформлению, а не получению оптимизированных вариантов этих конструкций при расчете на прочность при том, что известные аппараты имеют ряд недостатков, из которых выделяется один существенный — дополнительный расход конструкционного материала ПА-6 (капролона) на изготовление несущих нагрузку камер и фланцев.

Цель исследования — проектирование оптимизированного устройства электробаромембранного разделения плоскокамерного типа и исследование напряженно-деформированного состояния (НДС) фланца, ослабленного отверстием для ввода (вывода) разделяемого раствора.

Оптимизация новой конструкции аппарата велась по принципу уменьшения массы заготовленного материала (капролона), вследствие чего в аппарате была предусмотрена двухконтурная схема разделения технологических растворов химических и машиностроительных производств (рис. 1).

Для первого и второго контуров очистки раствора машиностроительного производства осуществляется его подача в аппарат под избыточным ($p \geq 1\text{--}6$ МПа) давлением (трансмембранным давлением) при величине осмотического давления меньше рабочего.

Раствор первого контура поступает по штуцеру 34 ввода (подачи) разделяемого раствора, далее, минуя полимерную композицию 15, затем канал 33 ввода обрабатываемого раствора, попадает в первую (основную) камеру разделения 19. Подобная камера образована в аппарате между прианодной 27 и прикатодной 26 мембранами прокладкой 8 с внутренними проточками для вставки сетки-турбулизатора 12.

Камеры и фланцы 3, 4 и 25 корпуса электробаромембранного аппарата изготовлены из диэлектрического материала (капролон), уплотнительные по-

верхности которых выполнены по периметру в виде плоских "впадин" и "выступов" соответственно. При этом с помощью источника питания постоянного тока *1* через систему электрических проводов, подключенных к камерам *3, 4* и наиболее нагруженным от действия распределенной нагрузки фланцам *25* корпуса, к устройству подводится электрическое поле заданной плотности.

На камерах и фланцах *3, 4* и *25* корпуса имеются отверстия с электрическими проводами *13*, залитые полимерным компаундом *2*; соединение проводов обеспечено с установленными вертикально дренажными сетками *28* и *35*.

Циркуляция, а также перемешивание раствора между прикатодной *26* и прианодной *27* полупроницаемыми мембранами в электробаромембран-

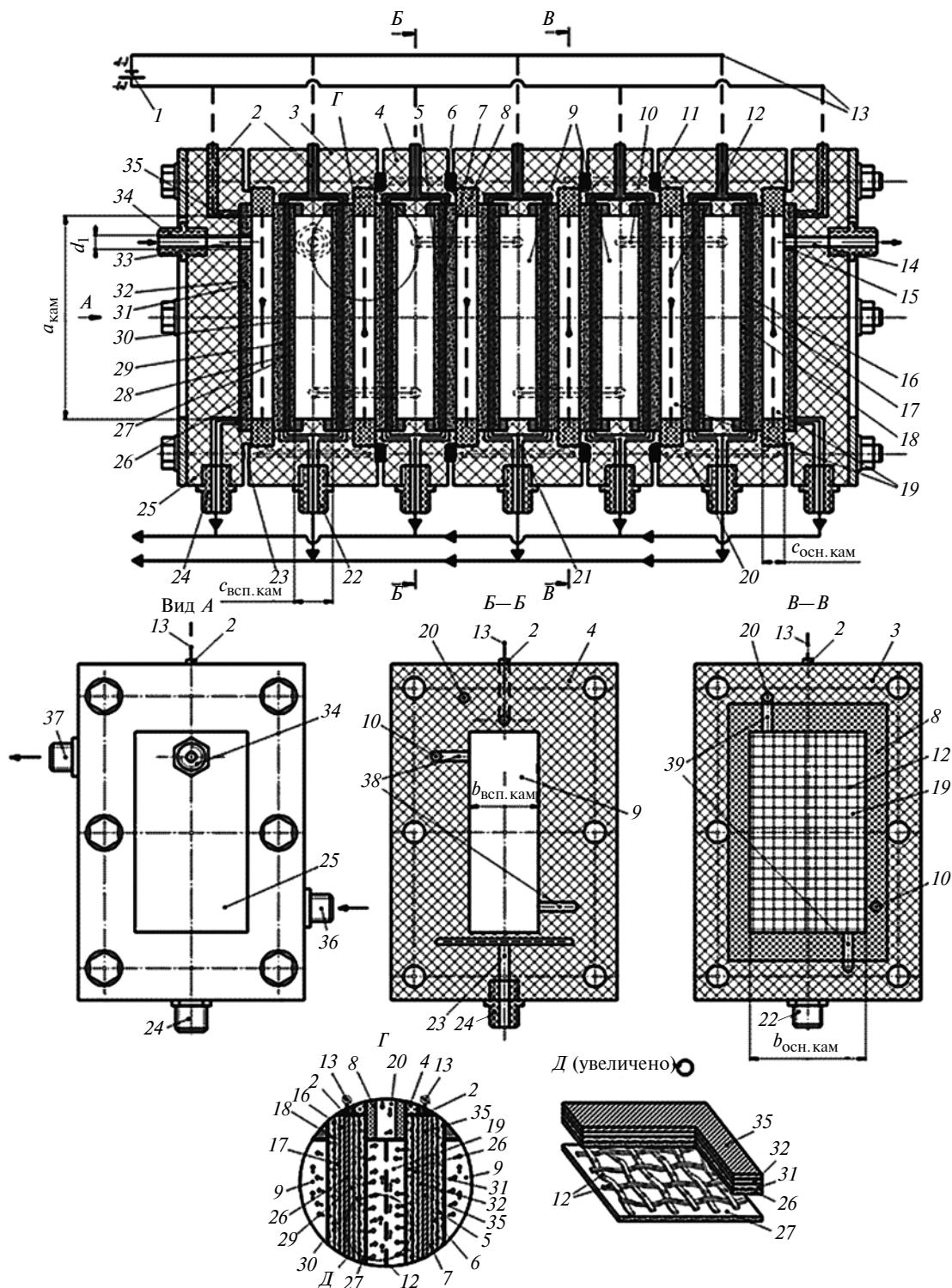


Рис. 1. Схема электробаромембранного аппарата плоскокамерного типа

ном устройстве осуществляется с помощью насоса и сетки-турбулизатора 12.

Осуществление отвода катионов, анионов отдельно из камеры разделения 19 электромембранного устройства выполнено путем проникновения в поры прикатодной и прианодной поверхностей мембран, затем дальнейшим проникновением через подложки 31, 30, электроды—катоды (аноды) 32, 29, сетки дренажа 35, 28 и далее между электродом—анодом 29 и электродом—анодом 16 (в пространстве, где расположена дренажная сетка 28), а также в пространстве между фланцем 25 и электродом—катодом 32 (в пространстве, где расположена дренажная сетка 35). Окончательный вывод катионов и анионов осуществляется по каналам 23, 21, далее по штуцерам 24, 22 отвода пермеата. При подобном выводе катионов, анионов в растворе соответственно в виде щелочей, кислот, газов.

Циркуляция оставшихся в камере разделения 19 катионов и анионов осуществляется по вертикальным цилиндрическим отверстиям 39 в прокладках 8, далее по каналу 20 для перетока раствора с этими ионами в следующую по расположению камеру разделения 19 (вторую). Вторая по расположению камера разделения 19 находится в пространстве прикатодной мембраны 26, прокладки 8, прианодной мембраны 27.

Раствор циркулирует из первой камеры во вторую, где осуществляется аналогичный процесс разделения. Ионы (катионы и анионы) отводятся в виде пермеата (сквозь поры мембран 26, 27 по каналам 23, 21 и штуцерам 24, 22) в виде щелочей, кислот и газов. Поток ретентата при этом выводится, минуя композицию из полимерного материала 15, по каналу 14 отвода раствора.

Подача раствора в электробаромембранный аппарат для первого и второго контуров разделения осуществляется одновременно и при заполнении камер разделения 19 и малых камер разделения 9, при этом на систему мембрана—раствор накладывается внешнее электрическое поле заданной плотности.

Раствор второго контура поступает по камерному штуцеру 36 ввода (подачи) разделяемого раствора (штуцер размещен на передней стенке диэлектрической камеры корпуса с "впадиной" 3) в первую малую камеру разделения 9. При этом анионы проникают через систему последовательно уложенных друг на друге малых прианодных пористых мембран 18, подложек ватмана 17, электродов—анодов 16 в пространство, где установлена дренажная сетка 28.

Ионы (катионы, анионы), оставшиеся в малой (вспомогательной) камере разделения 9, движущиеся в ядре потока раствора, поступают по горизонтальным цилиндрическим отверстиям 38, по переточному каналу 10 в чередующихся диэлектрических камерах 3, 4 корпуса всего аппарата и по

отверстиям в прокладках 11 в следующую по расположению малую (вспомогательную) камеру разделения 9. При этом катионы проникают через систему последовательно уложенных друг на друге малых прикатодных пористых мембран 5, подложек ватмана 6, электродов—катодов 7 в пространство, где установлена дренажная сетка 35. Из области дренажных сеток 35, 28 ионы (катионы, анионы) выводятся самотеком из аппарата в виде щелочей, кислот, газов по каналам пермеата 23, 21 при непосредственном объединении с потоками щелочей, кислот газов из основных камер разделения 19 (при смешивании их).

Разделяемый раствор переходит из первой малой (вспомогательной) камеры разделения 9 во вторую малую (вспомогательную) камеру разделения 9 и далее по горизонтальным цилиндрическим отверстиям 38, каналам 10, имеющимся в камерах 3, 4 корпуса всего аппарата; при этом происходит подобное разделение. Ионы (катионы, анионы) выводятся с пермеатом (через малые прикатодные, прианодные пористые мембраны 5, 18, по каналам 23, 21, штуцерам 24, 22 пермеата) в виде щелочей, кислот, газов. Ретентат выводится через камерный штуцер 37 вывода ретентата.

Раствор, протекая подобным образом по всем основным камерам разделения 19, а также по малым (вспомогательным) камерам разделения 9 последовательно (от первого диэлектрического фланца 25 до второго диэлектрического фланца 25 и от камерного штуцера 36 ввода раствора до камерного штуцера 37 вывода ретентата), очищается от катионов и анионов.

При этом прикатодный, прианодный пермеат из малых камер разделения 9 объединяется с прикатодным, прианодным пермеатом из основных камер разделения 19.

Методика расчета конструктивных и технологических характеристик электромембранного аппарата заключается в расчете: общей (эффективной) площади мембран; площади поверхности прикатодных, прианодных (пористых) мембран; общего объема разделяемого раствора, а также в детальном прочностном расчете плоского фланца электробаромембранного аппарата, ослабленного отверстием для ввода (вывода) разделяемого раствора.

Общая (эффективная) площадь мембран определяется по формуле

$$F_{\text{общ}} = F_{\text{общ}}^- + F_{\text{общ}}^+ \quad (1)$$

Общая площадь прикатодных и прианодных мембран составляет соответственно:

$$F_{\text{общ}}^- = 4F_{\text{осн.кам}}^- + 4F_{\text{всп.кам}}^- + 2F_{\text{фл}}^-; \quad (2)$$

$$F_{\text{общ}}^+ = 6F_{\text{осн.кам}}^+ + 6F_{\text{всп.кам}}^+ \quad (3)$$

Площадь основной и вспомогательной прикатодной, прианодной мембран:

$$F_{\text{осн.кам}}^{-,+} = a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}}; \quad (4)$$

$$F_{\text{всп.кам}}^{-,+} = a_{\text{кам}} b_{\text{всп.кам}}^{-,+}, \quad (5)$$

где $a_{\text{кам}} = 0,144$ м — длина мембраны; $b_{\text{осн.кам.}} = 0,079$ м — ширина прикатодной, прианодной мембраны основной камеры и фланца корпуса; $b_{\text{всп.кам}}^{-,+} = 0,047$ м — ширина прикатодной, прианодной мембраны вспомогательной камеры.

Площадь мембраны одного фланца (с учетом экранирующих элементов):

$$F_{\text{фл}}^{-} = a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} - F_{\text{диэл}} = a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} - \pi R^2, \quad (6)$$

где $F_{\text{диэл}} = \pi R^2$ — площадь одного диэлектрического элемента с отверстием, м²; $R = 0,0075$ м — радиус диэлектрического элемента с отверстием.

Подставляя формулы (4)–(6) в формулу (2) и формулы (4), (5) в (3), получаем с учетом упрощения выражения для расчета общей площади прикатодных и прианодных мембран соответственно:

$$F_{\text{общ}}^{-} = 4a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} + 4a_{\text{кам}} b_{\text{всп.кам}}^{-} + 2(a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} - \pi R^2) = 2(3a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} + 2a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}}^{-} - \pi R^2); \quad (7)$$

$$F_{\text{общ}}^{+} = 6a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} + 6a_{\text{кам}} b_{\text{всп.кам}}^{+} = 6a_{\text{кам}} (b_{\text{осн.кам}} + b_{\text{всп.кам}}^{+}). \quad (8)$$

Общая площадь разделения разработанного электромебранного аппарата определяется по формуле (1) с учетом подстановки выражений (7) и (8):

$$F_{\text{общ}} = 2(3a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} + 2a_{\text{кам}} b_{\text{всп.кам}}^{-} - \pi R^2) + 6a_{\text{кам}} (b_{\text{осн.кам}} + b_{\text{всп.кам}}^{+}). \quad (9)$$

Упрощая выражение (9), получаем:

$$F_{\text{общ}} = 6a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} + 4a_{\text{кам}} b_{\text{всп.кам}}^{-} - 2\pi R^2 + 6a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} + 6a_{\text{кам}} b_{\text{всп.кам}}^{+} = 2(6a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} + 2a_{\text{кам}} b_{\text{всп.кам}}^{-} + 3a_{\text{кам}} b_{\text{всп.кам}}^{+} - \pi R^2).$$

Объем разделяемого раствора в электробаромембранном аппарате (без учета переточных каналов) рассчитывается по формуле

$$V_{\text{общ}} = 6a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} c_{\text{осн.кам}} + 5a_{\text{кам}} b_{\text{осн.кам}} c_{\text{всп.кам}},$$

где $c_{\text{осн.кам}} = 0,015$ м, $c_{\text{всп.кам}} = 0,026$ м — глубина основной и вспомогательной камер разделения.

С применением разработанной методики расчета определена эффективная площадь разделения в разработанном аппарате (для сравнения с площадью разделения в аппаратах [11, 12]) и проведен расчет объема раствора (при мембранном разделении) в единице объема разработанного электробаромембранного аппарата (таблица).

В разработанном аппарате общая площадь мембран (в единице объема аппарата) на 13,6 % больше площади мембран в аппарате [11] и на 8,1 % меньше площади мембран в аппарате [12]. Расчетный объем разделяемого раствора химического или машиностроительного производства (в единице объема аппарата) в разработанном аппарате на 88,1 % больше, чем в аппарате [11] и на 17,3 % больше, чем в аппарате [12].

Обязательными требованиями промышленной применимости электромебранных аппаратов плоскокамерного типа для разделения, концентрирования и очистки растворов химических, машиностроительных производств являются: простота сборки и монтажа, высокая удельная площадь мембран для разделения растворов, надежность, долговечность основных рабочих элементов.

На основе анализа литературных данных отмечается, что изучение механизма действия и расчет элементов аппаратов, работающих в экстремальных условиях (высокая силовая нагруженность, агрессивная среда, переменные нагрузки и др.) необходимо проводить, так как это влияет на продолжительность функционирования мембранных и других устройств [13–15].

При этом актуальной задачей для машиностроительных производств является конструирование и проектирование основных рабочих элементов и узлов аппаратов подобного типа в целом на основе использования современных методов расчета прочностных характеристик с учетом минимизации массы конструкционного материала.

Недостатком баромембранных, электробаромембранных аппаратов, в связи с их эксплуатацией при высоком трансмембранном давлении, является

Результаты расчета площади разделения и объема разделяемого раствора электробаромембранных аппаратов

Аппарат плоскокамерного типа	Площадь разделения, м ²							Объем, м ³
	$F_{\text{осн(нар)}}$	$F_{\text{фл}}^{-}$	$F_{\text{всп(внутр)}}$	$F_{\text{пер. окна}}$	$F_{\text{общ}}^{-}$	$F_{\text{общ}}^{+}$	$F_{\text{общ}}$	
Представлен в работе [11]	0,01	0,011	—	0,004	0,097	0,102	0,199	$10,1 \cdot 10^{-4}$
Представлен в работе [12]	0,01	0,011	0,005	0,004	0,116	0,13	0,246	$16,2 \cdot 10^{-4}$
Представлен в данной работе	0,014	0,011	0,007	—	0,117	0,109	0,226	$19,0 \cdot 10^{-4}$

ся необходимость применения торцевых фланцев повышенной прочности и жесткости. В работах [11, 12] частично рассмотрены конструкции мембранных аппаратов и приведены данные исследований их конструктивных и прочностных характеристик. В связи с тем что наличие во фланцевой плите (фланце) отверстий для подачи разделяемого раствора понижает прочность и жесткость конструкции, целью этой работы является разработка методики детального расчета прочностных характеристик фланца электробаромембранного аппарата плоскокамерного типа, ослабленного отверстием для ввода и вывода разделяемого раствора.

Общий вид конструкции электробаромембранного аппарата плоскокамерного типа приведен на рис. 1. В данной работе приведены расчеты для оценки прочности фланца с отверстием в верхней части (рис. 2).

В качестве расчетной схемы фланца (рис. 3) принята прямоугольная плита, усиленная по краям балками постоянной жесткости, опертая на шесть упоров и нагруженная по центральной прямоугольной выемке равномерно распределенной нагрузкой.

Представленный вариант расчетной схемы фланца при креплении в шести точках — A, B, C, D, N, F — случай сложного сопротивления с двумя изгибающими моментами M_x, M_y , действующими в плоскостях yOz и xOz .

Места расположения опор соответствуют местам крепления. Балка в центральной части нагружена распределенной нагрузкой, вызванной действием внутреннего давления. В плоскости yOz будет действовать распределенная по длине нагрузка $q_1 = p \cdot 2c$, где p — равномерно распределенное да-

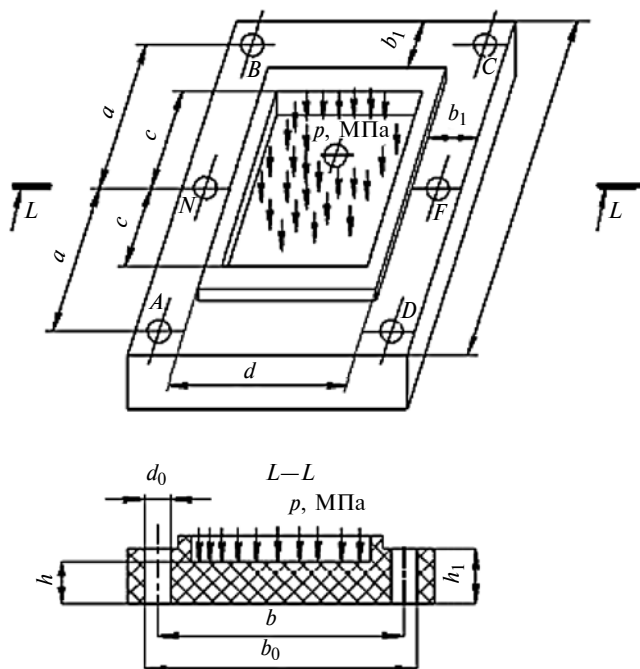


Рис. 2. Схема фланца с отверстием в верхней части

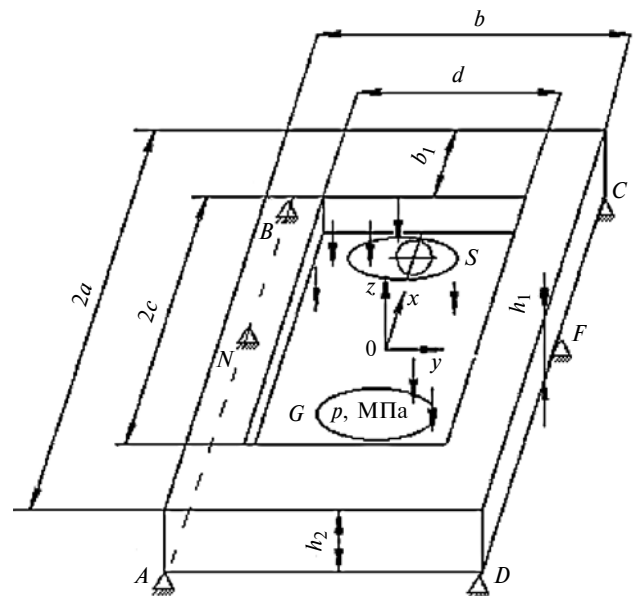


Рис. 3. Расчетная схема фланца для случая крепления в шести точках

вление, МПа; $2c$ — высота внутренней камеры крышки фланца, м.

В плоскости xOz на балку будет действовать распределенная по длине нагрузка $q = pd$, где d — ширина внутренней камеры крышки фланца, м.

Порядок построения эпюры M_y показан на рис. 4. Расчетная схема представляет собой статически неопределимую балку на трех опорах (рис. 4, а).

$$q = pd = 6 \text{ МПа} \cdot 0,06 \text{ м} = 0,36 \cdot 10^6 \text{ Н/м} = 360 \text{ кН/м};$$

$$2c = 0,145 \text{ м}; 2a = 0,18 \text{ м}; c = 0,0725 \text{ м}; a = 0,09 \text{ м}.$$

Степень статической неопределимости: $n = c - m - 2 = 3 - 2 = 1$, где m — число одиночных шарниров; c — число опорных звеньев. Задача один раз статически неопределима, поэтому отбрасываем среднюю опору и построим грузовую эпюру.

Расчетная схема показана на рис. 4, б. Согласно этой схеме имеем:

$$\sum M_A = 0; R_B 2a - q 2ca = 0;$$

$$R_B \cdot 0,18 - 360 \cdot 0,145 \cdot 0,09 = 0;$$

$$R_B = \frac{360 \cdot 0,145 \cdot 0,09}{0,18} = 26,1 \text{ кН}.$$

Ввиду симметрии: $R_A = 26,1 \text{ кН}$.

Для участка I:

$$M_{Гр} = R_A Z_1; 0 \leq Z_1 \leq 0,0175,$$

где Z_i — расстояние от начала участка i до рассматриваемого сечения.

$$M_{Гр}(0) = 0;$$

$$M_{Гр}(0,0175) = 26,1 \cdot 0,0175 = 0,4566 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

Для участка II:

$$M_{гр} = R_A(0,0175 + Z_2) - qZ_2 \frac{Z_2}{2}; \quad 0 \leq Z_2 \leq 0,0725;$$

$$M_{гр}(0) = R_A \cdot 0,0175 = 0,4566 \text{ кН} \cdot \text{м};$$

$$M_{гр}(0,0725) = R_A \cdot 0,09 - 360 \cdot \frac{0,0725^2}{2} = 1,4029 \text{ кН} \cdot \text{м};$$

$$M_{гр}(0,03625) = 26,1 \cdot 0,0538 - 360 \cdot \frac{0,03625^2}{2} = 1,1677 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

Для правой части конструкции, ввиду ее симметрии, значения $M_{гр}$ будут такими же.

На рис. 4, в приведена грузовая эпюра.

Для построения единичной эпюры прикладываем в точке отброшенной центральной опоры (опорного звена) единичную безразмерную силу $\bar{X} = 1$.

На рис. 4, г дана расчетная схема для построения единичной эпюры, согласно которой

$$\sum M_A = 0; \quad \bar{X} \cdot 0,09 - \bar{R}_B \cdot 0,18 = 0;$$

$$\bar{R}_B = \frac{0,09}{0,18} = 0,5.$$

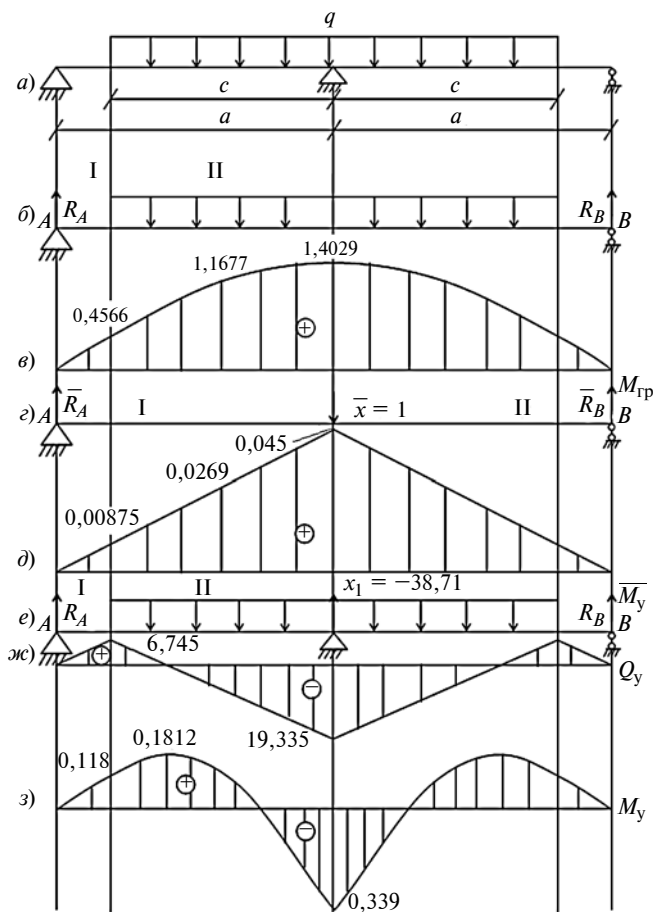


Рис. 4. Расчетная схема крышки фланца в плоскости xOz ; эпюра изгибающих моментов

Для участка I:

$$\bar{M}_y = R_A Z_1; \quad 0 \leq Z_1 \leq 0,09;$$

$$\bar{M}_y(0) = 0; \quad \bar{M}_y(0,0175) = 0,0175 \cdot 0,05 = 0,00875;$$

$$\bar{M}_y(0,03625 + 0,0175) = 0,05375 \cdot 0,5 = 0,0269;$$

$$\bar{M}_y(0,09) = 0,09 \cdot 0,5 = 0,045.$$

На рис. 4, д показана единичная эпюра.

Каноническое уравнение метода сил имеет вид: $X_1 \delta_{11} + \Delta_{1p} = 0$, где

$$\delta_{11} = \frac{a}{6EI_x} (2 \cdot 0,045^2) \cdot 2 = \frac{0,09 \cdot 2 \cdot 0,045^2}{6EI_x} \cdot 2 = \frac{0,000729}{6EI_x},$$

где E — модуль упругости материала; I_x — момент инерции относительно оси x .

$$\Delta_{1p} = \left(\frac{a-c}{6EI_x} (2 \cdot 0,00875 \cdot 0,4566) + \frac{c}{6EI_x} (0,4566 \cdot 0,00875 + 1,1677 \cdot 0,0269 \cdot 4 + \right.$$

$$\left. + 1,4029 \cdot 0,045) \right) \cdot 2 = \frac{0,02822}{6EI_x};$$

$$X_1 \frac{0,000729}{6EI_x} = -\frac{0,02822}{6EI_x}.$$

Искомая вертикальная реакция в отброшенной ранее центральной опоре составляет

$$X_1 = -38,71 \text{ кН}.$$

На рис. 4, е изображена исходная схема для построения итоговой эпюры.

$$\sum M_A = 0;$$

$$R_B \cdot 0,18 - q \cdot 0,145 \cdot 0,009 + X_1 \cdot 0,09 = 0;$$

$$R_B = \frac{360 \cdot 0,145 \cdot 0,009 - 38,71 \cdot 0,09}{0,18} = 6,745 \text{ кН}.$$

Ввиду симметрии $R_A = R_B$.

Для участка I:

$$Q_y = R_A = 6,745 \text{ кН};$$

$$M_y = R_A Z_1; \quad 0 \leq Z_1 \leq 0,0175;$$

$$M_y(0) = 0;$$

$$M_y(0,0175) = 0,118 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

Для участка II:

$$Q_y = R_A - qZ_2; \quad 0 \leq Z_2 \leq 0,0725;$$

$$Q_y(0) = R_A = 6,745 \text{ кН};$$

$$Q_y(0,0725) = 6,745 - 360 \cdot 0,0725 = -19,355 \text{ кН};$$

$$M_y = R_A(0,0175 + Z_2) - q \frac{Z_2^2}{2};$$

$$M_y(0) = 0,118 \text{ кН} \cdot \text{м};$$

$$M_y(0,0725) = R_A \cdot 0,09 - 360 \frac{0,0725^2}{2} = -0,3390 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

Определение положения экстремума изгибающего момента:

$$\frac{dM_x}{dZ} = R_A - qZ_2^3 = 0,$$

где Z_2^3 — расстояние от начала второго участка до сечения, соответствующего положению экстремума.

$$Z_2^3 = \frac{R_A}{q} = 0,01874 \text{ м};$$

$$M_y(0,01874) = 6,745 \cdot (0,0175 + 0,01874) - 360 \frac{0,01874^2}{2} = 0,1812 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

На рис. 4, ж дана эпюра поперечных сил.

На рис. 4, з — итоговая эпюра изгибающих моментов.

Эпюра изгибающих моментов M_y в плоскости xOz симметрична относительно сечения фланца, совпадающего с центральной опорой (см. рис. 4).

Наибольшие суммарные напряжения будут возникать в центральной области, т. е. на равном удалении от точек A, B, C и D (см. рис. 4). Принимаем толщину плиты $h = h_1 = h_2 = 30 \text{ мм}$.

В плоскости xOz сечение ослаблено отверстием

для подачи разделяемого раствора. $W_y = \frac{h^2 d_1}{6}$ —

осевой момент сопротивления этого круглого сечения, где $d_1 = 0,015 \text{ м}$ — диаметр отверстия для подачи разделяемого раствора; h — толщина плиты.

Момент сопротивления поперечного сечения плиты, ослабленного отверстием для подачи разделяемого раствора, в плоскости xOz вычисляется по формуле:

$$W_y = \frac{h_1^2 \cdot 2a - h^2 d_1}{6} = \frac{0,03^2 \cdot 0,18 - 0,03^2 \cdot 0,015}{6} = 2,475 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3.$$

Нормальное напряжение от действия момента M_y составляет:

$$\sigma_y = \frac{M_y}{W_y} = \frac{0,339 \text{ кН} \cdot \text{м}}{2,475 \cdot 10^{-5}} = 13,7 \text{ МПа}.$$

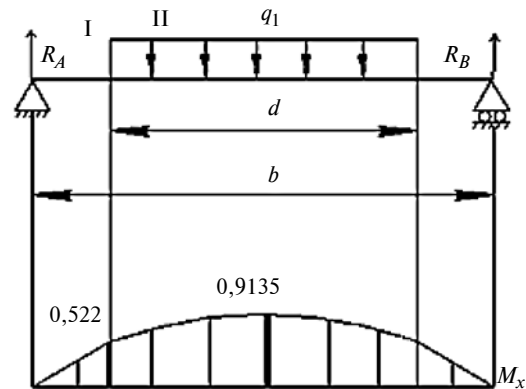


Рис. 5. Расчетная схема крышки фланца в плоскости yOz ; эпюра изгибающих моментов

На рис. 5 показаны расчетная схема и эпюра изгибающих моментов в плоскости yOz . Наибольший изгибающий момент возникает на равных расстояниях от опор конструкции.

$$q_1 = p \cdot 2c = 6 \text{ МПа} \cdot 0,145 \text{ м} = 870 \text{ кН/м};$$

$$d = 0,06 \text{ м}; \quad b = 0,1 \text{ м}.$$

$$\sum M_A = 0;$$

$$R_B b - q_1 d \frac{b}{2} = 0;$$

$$R_B = \frac{870 \cdot 0,06 \cdot 0,05}{0,1} = 26,1 \text{ кН}.$$

Ввиду симметрии $R_A = R_B$.

Для участка I:

$$M_x = R_A Z_1; \quad 0 \leq Z_1 \leq 0,02;$$

$$M_x(0) = 0;$$

$$M_x(0,02) = 26,1 \cdot 0,02 = 0,522 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

Для участка II:

$$M_x = R_A(0,02 + Z_2) - q_1 \frac{Z_2^2}{2};$$

$$M_x(0) = 0,522 \text{ кН} \cdot \text{м};$$

$$M_x(0,03) = R_A \cdot 0,05 - 870 \frac{0,03^2}{2} = 0,9135 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

Момент сопротивления поперечного сечения плиты в плоскости yOz :

$$W_x = \frac{h_2^2 b}{6} = \frac{0,03^2 \cdot 0,1}{6} = 1,5 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3.$$

Нормальное напряжение от действия момента M_x :

$$\sigma_x = \frac{M_x}{W_x} = \frac{0,9135 \text{ кН} \cdot \text{м}}{1,5 \cdot 10^{-5}} = 60,9 \text{ МПа}.$$

Максимальное расчетное напряжение в центральном сечении плиты:

$$\sigma_p = \sigma_x + \sigma_y.$$

Условие прочности: $\sigma_p = \sigma_x + \sigma_y = 60,9 + 13,7 = 74,6 \leq [\sigma]$.

Для материала (капролон) допускаемое напряжение $[\sigma] \geq 80$ МПа, т. е. условие прочности выполняется.

В связи с тем что отверстие в плите расположено на равном удалении от точек *NBCF* (см. рис. 3), напряжения в сечении плиты, ослабленном отверстием (т. е. в области *S*), рассчитываются по формулам:

$$\sigma_1 = \frac{6M_x}{h_2^2 b - d_1 h^2}; \quad \sigma_2 = \frac{6M_y}{h_1^2 \cdot 2a - d_1 h^2},$$

где $W_x = W_y = h^2 d_1 / 6$ — осевые моменты сопротивления круглого сечения для подачи разделяемого раствора, расположенного в области *S* (см. рис. 3); величины моментов M_x, M_y берутся с эпюр, изображенных на рис. 4 и 5.

Максимальное расчетное напряжение в сечении, ослабленном отверстием, составит:

$$\sigma_p = \frac{6M_x}{h_2^2 b - d_1 h^2} + \frac{6M_y}{h_1^2 \cdot 2a - d_1 h^2}.$$

Однако, учитывая, что диаметр d_1 отверстия весьма незначителен, а также, как видно из эпюр на рис. 4 и 5, изгибающие моменты в сечении, ослабленном отверстием, меньше моментов в центральной области плиты, наиболее опасным будет центральное сечение конструкции.

Заключение

Разработана конструкция электробаромембранного аппарата плоскокамерного типа с двумя контурами разделения раствора и с последовательной циркуляцией раствора по основным и вспомогательным камерам разделения. Предложена методика расчета таких параметров, как общая эффективная площадь мембран, площадь прикатодных, прианодных мембран, общий объем разделяемого раствора в аппарате. Предложена методика детального прочностного расчета плоского фланца электробаромембранного аппарата плоскокамерного типа, ослабленного отверстием для ввода (вывода) разделяемого раствора, показывающая, что изгибающие моменты в сечении фланца, ослабленном отверстием, меньше моментов в центральной области плиты; при этом наиболее опасным является центральное сечение конструкции.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Myronchuk V., Zmievskii Yu., Dzyazko Yu.** et. al. Whey desalination using polymer and inorganic membranes: Operation conditions // *Acta Periodica Technologica*. 2018. Т. 49. P. 103—115.
2. **Свитцов А. А.** Введение в мембранную технологию. М.: ДеЛи принт, 2007. 208 с.
3. **Первов А. Г.** Современные высокоэффективные технологии очистки питьевой и технической воды с применением мембран: обратный осмос, нанофильтрация, ультрафильтрация. М.: Изд-во АСВ, 2009. 232 с.
4. **Myronchuk V., Zmievskii Yu., Dzyazko Yu.** et. al. Electrodialytic whey demineralization involving polymer-inorganic membranes, anion exchange resin and graphene-containing composite // *Acta Periodica Technologica*. 2019. Т. 50. P. 163—171.
5. **Lazarev S. I., Kovaleva O. A., Popov R. V.** et. al. Electromembrane purification of waste water of chemical production from ions Cr^{6+} , Zn^{2+} , SO_4^{2-} , Cl^- // *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy khimiya i khimicheskaya tekhnologiya*. 2018. V. 61. I. 4—5. P. 119—125.
6. **Vasil'eva V. I., Akberova E. M., Zabolotskii V. I.** Electroconvection in systems with heterogeneous ion-exchange membranes after thermal modification // *Russian Journal of Electrochemistry*. 2017. V. 53. № 4. P. 398—410.
7. **Электродиализ** в очистке азотсодержащих сточных вод предприятия по производству минеральных удобрений / Нифталиев С. И., Козадерова О. А., Ким К. Б., Малявина Ю. М. // *Химическая промышленность сегодня*. 2014. № 7. С. 52—56.
8. **Zmievskii Y., Kyrychuk I., Myronchuk V.** Using of direct contact membrane distillation for wastewater treatment obtained after whey processing // *Carpathian Journal of Food Science and Technology*. 2016. Т. 8. № 2. С. 5—10.
9. **The impact** of long-time operation of an anion-exchange membrane AMX-Sb in the electro dialysis desalination of sodium chloride solution on the membrane current-voltage characteristic and the water splitting rate / Pismenskaya N. D., Melnikova E. D., Rybalkina O. A., Nikonenko V. V. // *Membranes and Membrane Technologies*. 2019. Т. 1. № 2. С. 88—98.
10. **Электрохимические** свойства ультрафильтрационных и нанофильтрационных мембран в растворах хлоридов натрия и кальция / Сарапулова В. В., Пасечная Е. Л., Титорова В. Д. и др. // *Мембраны и мембранные технологии*. 2020. Т. 10. № 5. С. 350—370.
11. **Пат. 2622659 РФ.** МПК: B01D61/42, B01D61/46. Электробаромембранный аппарат плоскокамерного типа.
12. **Design and calculation** of effective separation area of flat-chamber electrobaromembrane equipment / Lazarev S. I., Kovalev S. V., Kovaleva O. A., Kononov D. N. // *Chemical and Petroleum Engineering*. 2019. V. 55. № 5, 6. P. 353—360.
13. **Kochetov V. I., Lazarev S. I., Kovalev S. V.** et. al. Improved design of an electrobaromembrane apparatus and calculation of the parameters of the housing chamber when subjected to the effect of excess pressure // *Chemical and Petroleum Engineering*. 2018. V. 54. № 1, 2. P. 82—86.
14. **Романов А. Н.** Распространение трещин усталости и единая кривая циклической трещиностойкости конструкционных материалов // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2013. № 5. С. 47—57.
15. **Romanov A. N.** Deformation resistance of metal construction materials upon cyclic loading // *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*. 2012. Т. 41. № 4. С. 299—305.

Н. Ш. ТЮТЕРЯКОВ, Р. Р. ДЕМА, М. В. ХАРЧЕНКО, кандидаты технических наук,
О. Р. ЛАТЫПОВ (Магнитогорский ГТУ им. Г. И. Носова), Е. Ф. РОМАНЕНКО, канд. техн. наук
(Губкинский филиал НИТУ "МИСиС"), e-mail: kharchenko.mv@bk.ru

Оценка ресурса подшипников скольжения валковой арматуры сортопрокатных станов¹

Разработан новый подшипниковый узел для вводной валковой арматуры клетей сортового стана 170 ПАО «ММК». Рассмотрена модель изнашивания подшипников скольжения, устанавливающая влияние конструктивных параметров подшипника, фрикционных характеристик материалов и условий обработки поверхности на ресурс, силу трения и контурное давление.

Ключевые слова: сортопрокатный стан, горячая прокатка, валковая арматура, подшипники скольжения, модель изнашивания, ресурс.

A new bearing unit is developed for the input roll reinforcement of the stands of 170 ПАО ММК section mill. A model of wear of sliding bearings is considered, which establishes the influence of the design parameters of the bearing, the frictional characteristics of materials and the conditions of surface treatment on the resource, friction force and contour pressure.

Keywords: section rolling mill, hot rolling, roll reinforcement, sliding bearings, wear model, resource.

Арматура FRS9, установленная в клетях № 3 и № 5 стана 170 сортового цеха ПАО "ММК", предназначена для удержания раската после кантующей арматуры RTC15 и RTC12 [1, 2]. Однако данная арматура не удовлетворяет требованиям эксплуатации ввиду недостаточной несущей способности подшипников, что приводит к износу эксцентриковых регулировочных осей и интенсивному износу роликов, и, в конечном счете, к их разрушению (рис. 1). По этой причине не восстанавливаются более одного раза в основном ролики, и их общий ресурс в среднем едва достигает 1100 т проката.

Для исключения указанных недостатков разработали новую конструкцию подшипниковых узлов клетки № 3 стана 170, в которой подшипник скольжения состоит из двух втулок — текстолитовой (рис. 2, а) и устанавливаемой в ней стальной втулки с покрытием из латуни Л63 (рис. 2, б).

В подшипниках скольжения между валом 1 и вкладышем 2 (рис. 3) возникают силы трения, которые стараются максимально уменьшить, чтобы снизить непроизводительные затраты энергии и

износ взаимодействующих деталей. Вследствие изнашивания поверхностей трения изменяются размеры сопряжения: диаметр вала уменьшается, а внутренний диаметр вкладыша увеличивается. Это приводит к возрастанию динамических нагрузок, увеличению потерь на трение и выходу подшипника из строя. Несмотря на широкое использование подшипников скольжения, работающих в условиях внешнего трения, в настоящее время их эксплуатационные характеристики рассчитывают ориентировочно по параметру pv (определяется в зависимости от материалов вала и вкладыша и характеризует удельную работу сил трения (МПа · м/с). Последние исследования показали, что на силы трения и особенно на интенсивность изнашивания вала и вкладыша оказывает влияние совместимость материалов, из которых они изготовлены.

При отсутствии внешней нагрузки из-за разности размеров вала и вкладыша между ними образуется радиальный зазор, определяемый по формуле [3—5]

$$\varepsilon = r_1 - R,$$

где R — радиус вала; r_1 — радиус втулки.

В результате приложения нагрузки втулки деформируются. При отсутствии вращения оси вала и вкладыша смещаются на определенное расстояние. Это смещение, обусловленное сближением поверхностей вала и втулки, приводит к образованию контурной площади касания, соответствующей центральному углу $2\varphi_0$ контакта (см. рис. 3).



Рис. 1. Износ и разрушение деталей арматуры FRS9

¹ Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ (проект № FZRU-2020-0011).

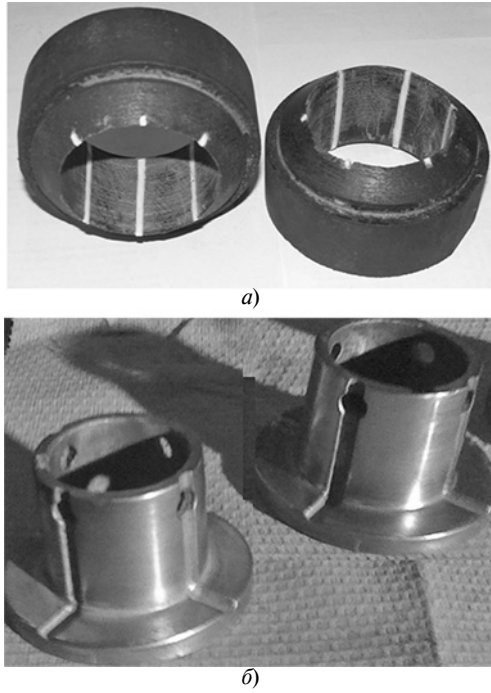


Рис. 2. Втулки текстолитовые с фторопластовыми вставками (а) и стальные с покрытием из лагуни Л63 (б)

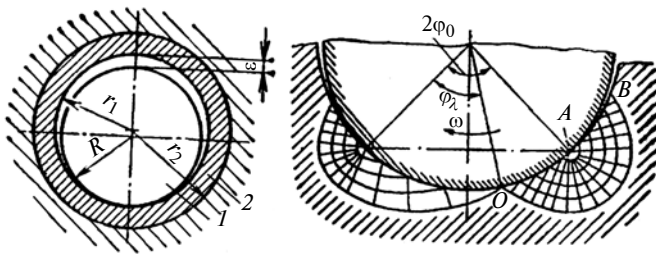


Рис. 3. Схема к определению контурных давлений в подшипнике скольжения

В зависимости от приложенной нагрузки угол можно определить из формулы [3, 4]

$$N = \frac{Er_1 l (r_1 - R)}{(r_2 - r_1)(1 - \mu^2)(1 - 2\mu)} \left(\frac{\varphi_0}{\cos \varphi_0} - \sin \varphi_0 \right), \quad (1)$$

где E — модуль упругости материала втулки, МПа; μ — коэффициент Пуассона.

Исходя из анализа выражения (1), для определения угла контакта можно воспользоваться приближенными формулами:

$$\varphi_0 = \left(\frac{N\delta(1 - \mu^2)(1 - 2\mu)}{Er_1 l \varepsilon} \right)^{1/3} \quad \text{при } \varphi_0 < 50^\circ;$$

$$\varphi_0 = \frac{0,2N\delta(1 - \mu^2)(1 - 2\mu)}{Er_1 l \varepsilon} + 0,76 \quad \text{при } 50^\circ < \varphi_0 < 70^\circ,$$

где $\delta = r_2 - r_1$.

В зависимости от угла $2\varphi_0$ определяются средние контурные давления по формулам:

$$P_c = 0,45 \left(\frac{Er_1 \varepsilon N^2}{R^3 l^2 \delta (1 - \mu^2)(1 - 2\mu)} \right)^{1/3} \quad \text{при } \varphi_0 < 50^\circ;$$

$$P_c = \frac{Er_1 \varepsilon N}{0,4RN\delta(1 - \mu^2)(1 - 2\mu) + 1,52RlEr_1 \varepsilon} \quad \text{при } 50^\circ < \varphi_0 < 70^\circ.$$

Внешнее трение в подшипнике скольжения реализуется при угле контакта

$$\varphi'_0 \approx \arccos \frac{8\Delta^2 E \varepsilon}{HB\delta(1 - \mu^2)(1 - 2\mu) \left(1 - \frac{6\tau_n}{HB} \right)^2 + 8\Delta^2 E \varepsilon}$$

и нормальной нагрузке выше следующих значений:

$$N' = 0,77 \frac{Er_1 \varepsilon l \varphi_0'^3}{\delta(1 - \mu^2)(1 - 2\mu)} \quad \text{при } \varphi_0 < 50^\circ;$$

$$N' = \frac{Er_1 \varepsilon l (5\varphi_0' - 3,8)}{\delta(1 - \mu^2)(1 - 2\mu)} \quad \text{при } 50^\circ < \varphi_0 < 70^\circ,$$

где HB — твердость материала вкладыша; Δ — комплексный показатель шероховатости вала; τ_n — касательные напряжения на дуге контакта вала и вкладыша.

Из анализа приведенных формул следует, что допустимая нагрузка и работоспособность подшипников скольжения зависят от конструктивных параметров подшипника (R , r , δ , ε), механических свойств материала вкладыша (HB , E , μ), вида смазочного материала и параметров шероховатости поверхности вала (Δ , b , v). Сила трения, возникающая между твердыми телами при их относительном скольжении, зависит от напряженного состояния в зонах фактического касания взаимодействующих тел.

Условием реализации упругих деформаций в контакте можно считать внешние нагрузки, не превышающие значения ненасыщенного упругого контакта (ННУК), определяемые по формулам [6—11]:

$$N_{\text{ННУК}} = 0,77 \frac{Er_1 \varepsilon l [\arccos D_1]^2}{\delta(1 - \mu^2)(1 - 2\mu)} \quad \text{при } \varphi_0 < 50^\circ;$$

$$N_{\text{ННУК}} = \frac{Er_1 \varepsilon l \arccos D_1}{\delta(1 - \mu^2)(1 - 2\mu)} \quad \text{при } 50^\circ < \varphi_0 < 70^\circ,$$

$$\text{где } D_1 = \frac{\Delta^2 E^5 \varepsilon}{5,4HB^5(1 - \mu^2)^5(1 - 2\mu) + \Delta^2 E^5 \varepsilon}.$$

Коэффициент трения в подшипнике скольжения в условиях ННУК определяется зависимостью

$$f_{\text{ННУК}} = \frac{2,6\tau_0(1-\mu^2)^{0,87}}{E^{0,87}\Delta^{0,4}} \left[R \left(\frac{\delta l(1-2\mu)}{N^2 r_1 \varepsilon} \right)^{1/3} \right]^{0,2} + \\ + \beta + 0,21\alpha_{\text{эф}}\Delta^{0,4} \left[\frac{N^{2/3}(1-\mu^2)^{2/3} r_1^{1/3} \varepsilon^{1/3}}{R\delta^{1/3} E^{2/3} l^{2/3} (1-2\mu)^{1/3}} \right]^{0,2},$$

где τ_0 — высотный параметр кривой опорной поверхности; β — мера различия упругих постоянных контактирующих тел.

В условиях насыщенного упругого контакта (НУК) нагрузки определяются по формулам:

$$N_{\text{НУК}} = \frac{1,53 \cdot 10^{-3} \Delta^{3/4} ER\delta^{1/2} l(1-2\mu)^{1/2}}{r_1^{1/2} \varepsilon^{1/2} (1-\mu^2)} \\ \text{при } \varphi_0 < 50^\circ;$$

$$N_{\text{НУК}} = \frac{1,52 ER\varepsilon r_1 l}{\frac{1,66 \cdot 10^2 r_1 \varepsilon}{\Delta^{1/2}} + 0,4 R\delta(1-\mu^2)(1-2\mu)} \approx \\ \approx 9 \cdot 10^{-3} \Delta^{1/2} R l E \text{ при } 50^\circ < \varphi_0 < 70^\circ,$$

а коэффициент трения — по формуле

$$f_{\text{НУК}} = \frac{2,6\tau_0(1-\mu^2)^{7/9} R^{1/3} \delta^{1/9} l_{2/9} (1-2\mu)^{1/9}}{E^{7/9} \Delta^{1/3} N^{2/9} r_1^{1/9} \varepsilon^{1/9}} + \\ + \beta + \frac{0,3\alpha_{\text{эф}}\Delta^{1/3} N^{2/9} (1-\mu^2)^{2/9} r_1^{1/9} \varepsilon^{1/9}}{R^{1/3} \delta^{1/9} E^{2/9} l^{2/9} (1-2\mu)^{1/9}}.$$

В условиях ненасыщенного пластического контакта (ННПК) нагрузки определяются по формулам:

$$N_{\text{ННПК}} \geq \frac{1,88 \cdot 10^2 R^{3/2} \delta^{1/2} l H B^{7,5} (1-\mu^2)^{7,5}}{\Delta^3 r_1^{1/2} \varepsilon^{1/2} E^{6,5}} \\ \text{при } \varphi_0 < 50^\circ;$$

$$N_{\text{ННПК}} \geq \frac{22 R l H B^5 (1-\mu^2)^4}{E^4} \text{ при } 50^\circ < \varphi_0 < 70^\circ.$$

Коэффициент трения в подшипнике скольжения в условиях ННПК определяется по формуле

$$f_{\text{ННПК}} = f_M + \frac{0,41 \Delta^{1/2} N^{1/6} (E r_1 \varepsilon)^{1/12}}{R^{1/4} \delta^{1/12} H B^{1/4} l^{1/6} (1-\mu^2)^{1/12} (1-2\mu)}.$$

В условиях насыщенного пластического контакта (НПК) нагрузка рассчитывается по формулам:

$$N_{\text{НПК}} \geq 5,2 \cdot 10^{-2} \left[\frac{R^3 \delta l^2 H B^3 (1-\mu^2)(1-2\mu)}{r_1 \varepsilon E} \right]^{1/2} \\ \text{при } \varphi_0 < 50^\circ;$$

$$N_{\text{НПК}} \geq 9,5 \cdot 10^{-2} H B l R \text{ при } 50^\circ < \varphi_0 < 70^\circ.$$

Коэффициент трения в подшипнике скольжения в условиях НПК определяется по формуле

$$f_{\text{НПК}} = f_M + 0,6 \frac{\Delta^{1/2}}{H B^{1/2}} \left[\frac{N^2 E r_1 \varepsilon}{R^3 \delta l^2 (1-\mu^2)(1-2\mu)} \right]^{1/6}.$$

Исходя из условий работы, нагрузок и скоростных характеристик, было решено использовать подшипник скольжения с текстолитовым вкладышем. Для расчета ожидаемого ресурса за основу взяли энергетический показатель изнашивания, устанавливающий связь величины износа и работы на преодоление сил трения [12]:

$$L_{\text{тр}} = [U]/(J_w F_{\text{тр}}),$$

где $[U]$ — допустимый износ вкладыша подшипника; J_w — энергетический показатель изнашивания, м/Дж; $F_{\text{тр}}$ — сила трения, Н.

Сила трения в подшипнике зависит от таких факторов, как фрикционные характеристики материала, нагрузки на подшипник, реализуемый фрикционный контакт, твердость и шероховатость контактирующих поверхностей.

Так как для оценки ресурса подшипников арматуры в процессе работы удобнее использовать количество тонн прокатанного металла, необходимо вывести формулу, устанавливающую связь с расчетным путем $L_{\text{тр}}$ трения. При этом необходимо учитывать размер сечения прокатываемого металла и параметры роликов самой арматуры. Количество $G_{\text{п}}$ тонн проката до наступления предельного износа подшипника можно определить по формуле [12, 13]

$$G_{\text{п}} = D_p [U] S_{\text{сеч}} \rho / (2 R J_w F_{\text{тр}}),$$

где D_p — рабочий диаметр ролика арматуры; $S_{\text{сеч}}$ и ρ — площадь сечения и плотность прокатываемого металла.

Изнашивание подшипников скольжения с текстолитовыми вкладышами, установленных в валковую арматуру FRS9, рассчитывали для клеток № 3 и № 5 стана 170 ПАО "ММК" [13], используя следующие исходные данные: радиус подшипника — $R = 40$ мм; длина подшипника — $l = 40$ мм; нагрузка на подшипник клетки № 3 — $N_3 = 158,3$ кН и клетки № 5 — $N_3 = 132,3$ кН. Расчет ресурса выполнен в программе Microsoft Excel (таблица).

С использованием разработанной модели исследовали влияние разных факторов на ресурс подшипников.

Полученные зависимости показали, что ресурс можно повысить применением антифрикционных материалов с меньшими значениями фрикционных характеристик, но при достаточной поверхностной твердости деталей. Наибольшее влияние на износостойкость оказывает шероховатость более твердой детали — вала. Лучшие показатели соответствуют полированным поверхностям с параметрами $Ra = 0,32$ мкм и $\Delta = 2,5 \cdot 10^{-3}$.

Пример расчетной таблицы для определения ресурса подшипников скольжения для клетей № 3 (в числителе) и № 5 (в знаменателе)

Параметр	Величина параметра
<i>Исходные данные</i>	
Радиус вала R , мм	40/40
Радиальный зазор в подшипнике ϵ , мм	0,05/0,05
Радиус втулки, мм:	
внутренний r_1	40,05/40,05
наружный r_2	60/60
Длина подшипника l , мм	40/40
Толщина вкладыша δ , мм	19,95/19,95
Нагрузка на подшипник N , Н	158 000/132 000
Модуль упругости материала вкладыша E , МПа	35 000/35 000
Коэффициент Пуассона μ	0,35/0,35
Твердость материала вкладыша HV , МПа	100/100
Комплексная характеристика Δ шероховатости	0,0025/0,0025
Фрикционные характеристики поверхностей контактирующих тел:	
τ_n	8/8
τ_0	2/2
Мера различия β упругих постоянных контактирующих тел	0,06/0,06
<i>Расчетные данные</i>	
Предельная нагрузка N' , Н	2 162 425,2/2 162 425,2
Угол контакта:	
φ_0 , рад	0,67/0,63
φ_0 , град	38,13/35,91
Среднее контурное давление P_c , МПа	66,68/59,15
Нагрузка для НПК $N_{\text{нпк}}$, Н	4555/4555
Коэффициент трения для НПК $f_{\text{нпк}}$	0,1565/0,1544
<i>Расчет ресурса подшипника</i>	
Радиус подшипника R , мм	40/40
Диаметр ролика арматуры D_p , мм	150/150
Площадь прокатываемого сечения $S_{\text{сеч}}$, мм ²	7572/4342
Плотность металла ρ , т/м ³	7,8/7,8
Энергетический показатель изнашивания J_w , м/Дж	2,8E-13/2,8E-13
Допустимый износ $[U]$, мм	0,5/0,5
Сила трения $F_{\text{тр}}$, Н	24 729,91/20 380,02
Ресурс $G_{\text{п}}$, т	7996,43

Из конструктивных особенностей подшипника на повышении ресурса большее влияние оказывают увеличение диаметра подшипника и толщины вкладыша, а также уменьшение зазора, так как при этом увеличивается площадь контакта и снижаются контурные давления.

Самым значимым фактором является нагрузка, действующая на подшипник. При снижении внешних усилий можно добиться существенного повышения ресурса.

Разработанная модель изнашивания подшипников скольжения подтверждает возможность установки их на вводную арматуру клетей № 3 и № 5.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Моделирование** условий эксплуатации роликов валковой арматуры сортовых станов / Р. В. Новицкий, А. М. Остапчук, Н. В. Оншин и др. // Горный журнал. 2012. № s3. С. 64–67.
2. **Валковая** арматура сортовых станов: назначение, конструкции, надежность: Учеб. пособие / Л. Е. Кандауров, Н. В. Оншин, Н. Ш. Тютяряков и др. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2009. 161 с.
3. **Крагельский И. В., Добычин М. Н., Комбалов В. С.** Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
4. **Хрушев М. М., Бабичев М. А.** Износостойкость и структура твердых наплавов. М.: Машиностроение, 1971. 90 с.
5. **Tecza G., Zapala R.** Changes in Impact Strength and Abrasive Wear Resistance of Cast High Manganese Steel Due to the Formation of Primary Titanium Carbides // Archives of foundry engineering. 2018. V. 18. Iss. 1. P. 119–122.
6. **Жиркин Ю. В.** Надежность, эксплуатация и ремонт металлургических машин: Учебник. Магнитогорск: МГТУ, 2002. 330 с.
7. **Wieczorek A. N.** Operation-oriented studies on wear properties of surface-hardened alloy cast steels used in mining in the conditions of the combined action of dynamic forces and an abrasive material // Archives of metallurgy and materials. 2017. V. 62. Iss. 4. P. 2381–2389.
8. **Levantsevich M. A., Kharchenko M. V., Dema R. R.** Study of the conditions for the formation of an adsorption lubrication mode of heavily loaded friction couples with modeling in a laboratory setup // Journal of Friction and Wear. 2019. V. 40. N. 4. P. 277–283.
9. **Komarov O. S., Ivashkin V. V., Urbanovich N. I.** Mechanism of surface-layer hardening in impact-abrasive wear of high-chromium cast-iron // Metal science and heat treatment. 1990. V. 32. Iss. 3–4. P. 278–280.
10. **Epsilon** carbide precipitation and wear behaviour of low alloy wear resistant steels / X. T. Deng, T. L. Fu, Z. D. Wang, et. al. // Materials science and technology. 2016. V. 32. I. 4 (SI). P. 320–327.
11. **Оншин Н. В., Тютяряков Н. Ш., Трофимова А. Л.** Методика оценки ресурса роликов валковой арматуры // Механическое оборудование металлургических заводов. 2012. № 1 (1). С. 34–39.
12. **Эффективность** процесса горячей прокатки с подачей смазочного материала между опорным и рабочим валками на непрерывном широкополосном стане горячей прокатки 2000 ОАО "ММК" / С. И. Платов, М. И. Румянцев, Р. Р. Дема, М. В. Харченко // Вестник Магнитогорского ГТУ им. Г. И. Носова. 2011. № 4 (36). С. 19–21.

Ю. Г. КАБАЛДИН, д-р техн. наук, М. С. АНОСОВ, Д. А. ШАТАГИН, кандидаты технических наук, П. В. КОЛЧИН (Нижегородский ГТУ им. П. Е. Алексеева), e-mail: uru.40@mail.ru

Оценка хладостойкости и механизмов разрушения металлов, полученных 3D-печатью¹

Рассматриваются хладостойкость и механизмы разрушения образцов из сталей 08Г2С и 07Х25Н13, полученных методом 3D-печати электродуговой наплавкой при низких температурах. Установлено, что с понижением температуры ударная вязкость сталей снижается. Ударная вязкость образцов, вырезанных вдоль направления наплавки выше, чем образцов, вырезанных в поперечном направлении. Показано, что в изломе стали 08Г2С при температуре ниже $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ преобладает хрупкая составляющая, а в изломе стали 07Х25Н13 во всем диапазоне температур наблюдается вязкая составляющая. Установлена связь фрактальной размерности поверхности излома с количеством вязкой составляющей.

Ключевые слова: 3D-печать, хладостойкость, механизмы разрушения, вязко-хрупкий переход, фрактальная размерность.

The cold resistance and fracture mechanisms of specimens made of 08Г2С and 07Х25Н13 steels obtained by 3D printing by electric arc surfacing at low temperatures are considered. It is determined, that with a decrease in temperature, the impact toughness of steels decreases. The impact toughness of specimens cut along the deposition direction is higher than that of specimens cut in the transverse direction. It is shown, that the brittle component prevails in the fracture of 08Г2С steel at temperatures below $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$, and the viscous component is observed in the fracture of 07Х25Н13 steel over the entire temperature range. A relationship is established between the fractal dimension of the fracture surface and the amount of the viscous component.

Keywords: 3D printing, cold resistance, fracture mechanisms, ductile-brittle transition, fractal dimension.

Освоение северных регионов Российской Федерации и Арктики входит в число приоритетных задач Правительства РФ. Эти регионы занимают исключительно важное место в обеспечении ведущих отраслей промышленности страны разнообразными видами ресурсов. Однако их освоение сдерживается слабо развитой инфраструктурой, низкой плотностью населения, сложными климатическими условиями и т. д.

¹ Работа выполнена при поддержке гранта президента "Оценка хладостойкости и изучение механизмов разрушения металлов, полученных на основе 3D-печати для обеспечения безопасной эксплуатации технических объектов в условиях Арктики и Крайнего Севера" (МК-370.2021.4).

Наиболее востребованными при изготовлении изделий и деталей комплексов, вездеходов, механизмов, отдельных элементов конструкций северного исполнения стали технологии 3D-печати: селективное лазерное спекание; наплавка металлических порошков; электродуговая наплавка и т. д. Эти способы позволяют в короткие сроки получать изделия необходимого качества из металлов и сплавов, а также восстанавливать изношенные детали [1]. Однако не многие из них позволяют получить изделия с необходимыми эксплуатационными свойствами (равномерным химическим составом, структурой материала и соответственно свойствами), в том числе имеющих высокую хладостойкость для работы при низких температурах [2].

В связи с этим наиболее перспективным является способ электродуговой наплавки, позволяющий получать в зависимости от режимов печати изделия с более высокими эксплуатационными свойствами, в короткие сроки и даже в Арктических условиях [3]. В частности, применение лазерного спекания невозможно ввиду большого расхода электроэнергии, так как в Арктике нет крупных сооружений, вырабатывающих электроэнергию. Повышение надежности машин и сооружений, работающих в условиях Крайнего Севера и Арктики, которые содержат отдельные детали и узлы, полученные 3D-печатью, должно основываться как на глубоком знании поведения металлов при низких температурах и пластическом деформировании под действием внешних нагрузок, так и на надежных методах оценки хладостойкости металлов и механизмов их разрушения в широком диапазоне пониженных температур.

Анализ большого числа отечественных и зарубежных источников информации показал, что, несмотря на значительные наработки в области 3D-печати, практически отсутствуют исследования по изучению особенностей структурного состояния, механизмов разрушения и показателей хладостойкости сплавов в широком диапазоне пониженных температур.

При понижении температуры эксплуатации механизмы разрушения значительно изменяются, что при определенных условиях может привести к мгновенному хрупкому разрушению ответственных элементов конструкции [4]. В связи с этим необходима разработка способов, позволяющих оценить хладостойкость и механизмы разрушения металлов не только в лабораторных условиях, но и на

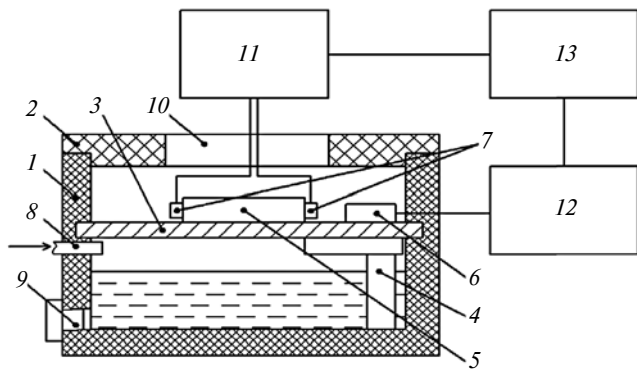


Рис. 1. Криокамера для охлаждения образцов на ударный изгиб

реальных объектах. Поэтому изучение механизмов разрушения металлов, полученных 3D-печатью, для обеспечения безопасной эксплуатации технических объектов в условиях Арктики и Крайнего Севера весьма актуально.

Для исследований выбрали металлы, наиболее часто применяемые для изготовления отдельных конструкций и механизмов, эксплуатируемых при пониженных температурах. К таким материалам, которые можно использовать в технологии 3D-печати электродуговой наплавки, как показал анализ работы [5], относятся марганцовистые и аустенитные стали, в частности, стали 08Г2С и 07Х25Н13, химический состав которых приведен в таблице.

Качество и стабильность структуры материала получаемых образцов обеспечивали постоянной диагностикой устойчивости динамической системы "источник питания — дуга — материал". С целью улучшения эксплуатационных характеристик после 3D-печати сталь 08Г2С подвергли отжигу (940 °С, охлаждение с печью), а сталь 07Х25Н13 — аустенизации (1050÷1100 °С, выдержка, охлаждение на воздухе).

Для оценки температуры вязко-хрупкого перехода и механизмов разрушения металлов в широком диапазоне пониженных температур изготовили образцы типа Шарпи (тип образца 13 по ГОСТ 9454—78) с сечением в зоне концентратора 5 × 8 мм.

Испытания на ударный изгиб проводили на маятниковом копре МК-30А в диапазоне температур $-100 \div 20$ °С в соответствии с требованиями ГОСТ 9454—78. Образцы до необходимой температуры охлаждали в специально разработанной криокамере (рис. 1). Корпус камеры 1 разделен на две части медной пластиной 3, которая выполняет

функцию холодильника и уменьшает теплоотдачу за пределы камеры. Для уменьшения теплоотдачи корпус камеры закрыт крышкой 2, в которой предусмотрено окно 10 для установки и снятия образца 5 и контроля процесса охлаждения. Хладагент подводится через трубку 8, а отводится через сливное отверстие, закрываемое пробкой 9. Для передачи холода от хладагента на пластину 3 в устройстве предусмотрен хладагентный трубопровод 4. Медную пластину 3 нагревают до необходимой температуры резистором 6, подавая на него необходимый ток и напряжение от управляемого источника 12 постоянного тока. Температуру контролируют два датчика 7, которые устанавливают непосредственно на торцах образца, что существенно повышает точность измерения. Измерение температуры и расчет необходимого тока и напряжения, подаваемого с блока 12, осуществляется в автоматическом режиме, что ускоряет подготовку образца к испытаниям. Температуру в процессе охлаждения образцов регистрируют датчиком Pt100 (контактного типа) ($-196 \div 100$ °С ± 1 °С).

Микроструктуры образцов исследовали на оптическом микроскопе KYENCE-VHX 1000. Подробный фрактографический анализ проводили с применением растрового электронного микроскопа JSM-3U. Доли вязкой и хрупкой составляющих определяли в соответствии с ГОСТ Р ИСО 148-1—2013.

В качестве количественного показателя изображения фрактограмм образцов использовали фрактальную размерность [6]. Для предварительной обработки и оценки фрактальной размерности (D_F) изображений изломов разработали программу в среде MATLAB [7]. Предварительная обработка изображений фрактограмм включала: повышение резкости, выравнивание яркости, фильтрацию (в том числе с использованием вейвлет-фильтра) и бинаризацию изображения излома как наиболее эффективные инструменты для обработки [8].

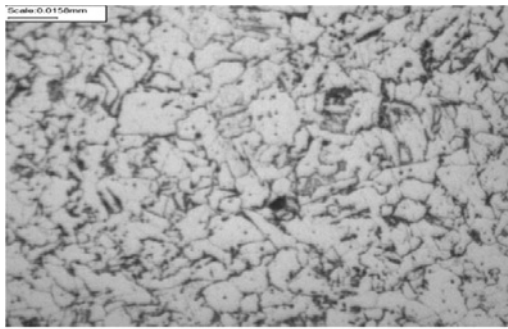
Микроструктуры исследуемых материалов, полученные на стабильных режимах 3D-печати электродуговой наплавкой [3], приведены на рис. 2.

Структура стали 08Г2С, полученная 3D-печатью, схожа со структурой стали в состоянии проката после отжига и имеет размер зерна порядка 10÷15 мкм, наблюдается разноразмерность. Сталь 07Х25Н13, полученная 3D-печатью, имеет ярко выраженную дендритную структуру с размером зерна 80÷100 мкм.

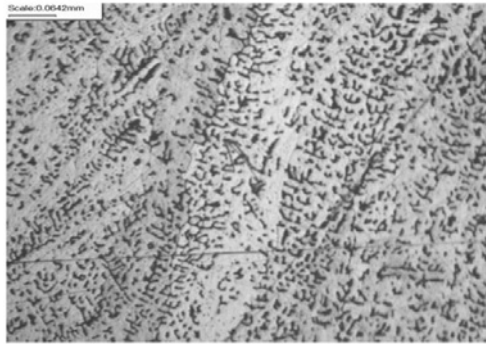
По результатам испытаний на ударный изгиб получили зависимости ударной вязкости металлов

Химический состав сталей, %

Сталь	C	Si	Mn	Ni	S	P	Cr	Cu	Mo	Ti
08Г2С	0,09	0,9	1,9	0,12	0,008	0,12	0,14	0,09	—	—
07Х25Н13	0,07	0,8	1,6	12,3	0,011	0,014	24,1	0,11	0,12	0,09



a)



b)

Рис. 2. Микроструктуры сталей 08Г2С (a) и 07Х25Н13 (b), полученных 3D-печатью

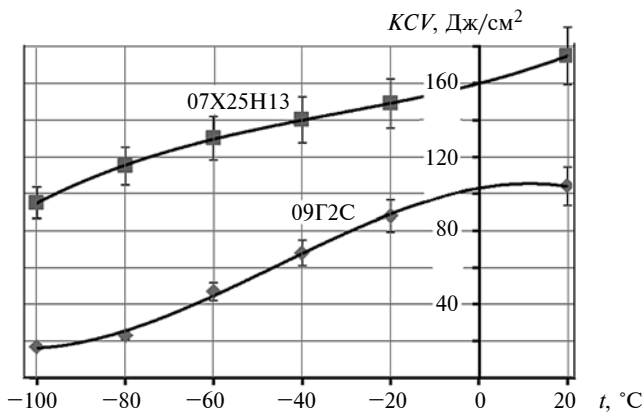


Рис. 3. Результаты испытаний сталей на ударный изгиб

в диапазоне температур от -100 до 20 °C (рис. 3). Как показали результаты испытаний образцов сталей на ударный изгиб, вырезанных вдоль и поперек направления наплавки, сталь 08Г2С обладает достаточно низкой анизотропией свойств ≈ 4 %, для стали 07Х25Н13 данный показатель составляет ≈ 8 %. Таким образом, для исследуемых сталей ударная вязкость образцов, вырезанных вдоль направления наплавки, выше, чем вырезанных поперек.

Общий вид изломов образцов исследуемых материалов при разных температурах показан на рис. 4. По результатам анализа изломов образцов определяли количество вязкой (В) и хрупкой (Х) составляющей в изломе (рис. 5, a).

Анализ изломов образцов показал значительное изменение механизмов разрушения стали 08Г2С

при понижении температуры [9]. Так, при температуре 20 °C в изломе наблюдается только вязкая составляющая, а при температуре ниже -40 °C начинает преобладать хрупкая составляющая. Сталь 08Г2С имеет температуру вязко-хрупкого перехода $T_{50} = 41 \pm 3$ °C (см. рис. 5, a). Для стали 07Х25Н13 во всем диапазоне температур в изломе наблюдает-

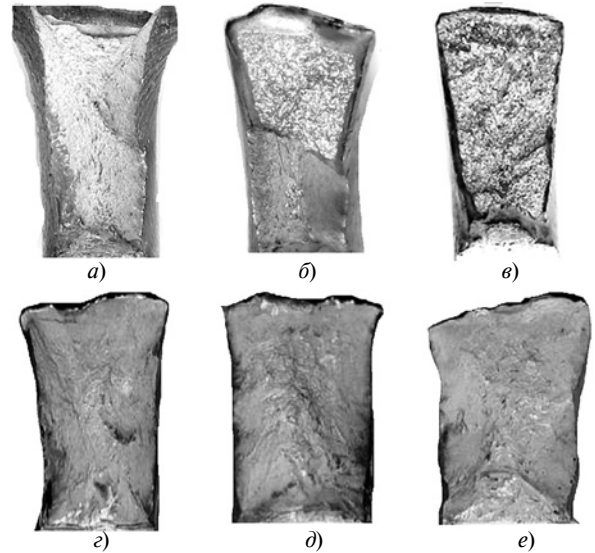
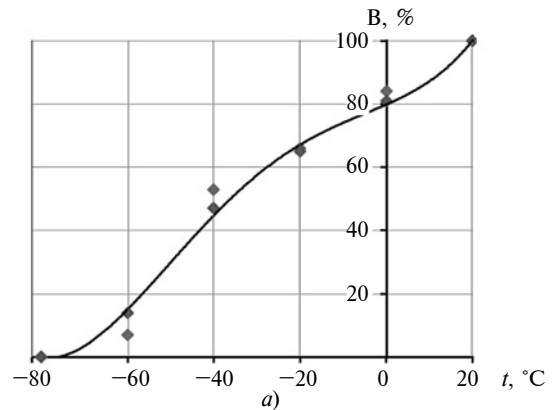
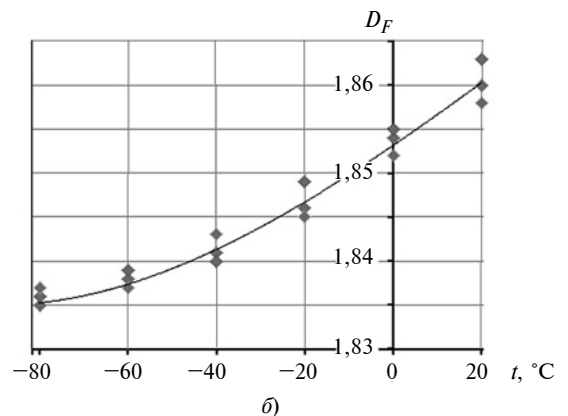


Рис. 4. Изломы образцов стали 09Г2С при 20 (a), -40 (b) и -60 °C (c) и стали 07Х25Н13 при 20 (z), -40 (d) и -60 °C (e)



a)



b)

Рис. 5. Доля вязкой составляющей В в изломах (a) и фрактальная размерность D_F изображения изломов (b) образцов из стали 08Г2С при пониженных температурах

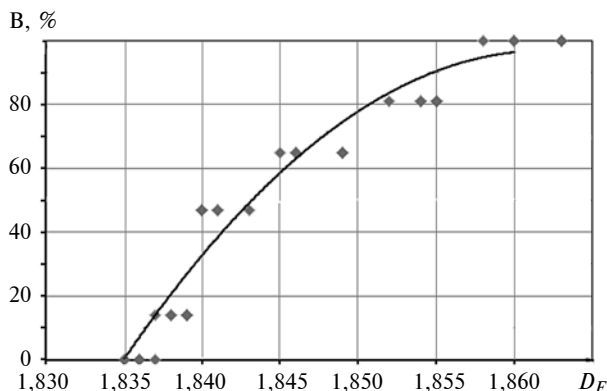


Рис. 6. Связь фрактальной размерности D_F изображения излома стали 08Г2С с долей вязкой составляющей V в изломе

ся вязкая составляющая. Таким образом, в рассматриваемом диапазоне температур сталь 07Х25Н13 не имеет температуры вязко-хрупкого перехода. По результатам фрактального анализа изломов образцов построены зависимости фрактальной размерности излома от температуры испытания. Полученная зависимость показана на рис. 5, б.

Как показал корреляционный анализ полученных данных, между характеристиками V и D_F наблюдается связь с коэффициентом корреляции 0,96 (рис. 6). Таким образом, показатель фрактальной размерности изображения излома можно использовать как характеристический параметр оценки механизма разрушения материала.

Результаты проведенных исследований коррелируют с результатами, приведенными в работе [6], где показана связь фрактальной размерности изломов образцов из разных материалов с ударной вязкостью.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Экономическая** безопасность Российской Арктики: особенности и проблемы обеспечения / Под науч. ред. В. С. Селина, Т. П. Скуфьиной, Е. П. Башмаковой, М. В. Ульченко. Апатиты: Изд-во КНЦ РАН, 2018. 103 с.
2. **Malladi, Avinash and Sarma.** SBS, 3D Metal Printing Technologies // The IUP Journal of Mechanical Engineering. 2017. V. X. N. 1. P. 48—54.
3. **Разработка** цифрового двойника процесса 3D-печати электродуговой наплавкой на станке с ЧПУ с использованием методов машинного обучения и численного моделирования / Д. А. Шатагин, М. С. Аносов, Ю. Г. Кабалдин и др. // Тенденции развития науки и образования. 2020. № 67-2. С. 55—62.
4. **Финкель В. М.** Физика разрушения: рост трещин в твердых телах. М.: Металлургия, 1970. 376 с.
5. **Разработка** методики выбора материалов для работы в арктических условиях / Ю. Г. Кабалдин, А. А. Хлыбов, М. С. Аносов, Д. А. Рябов // Сб. статей 2-й Всерос. науч. конф. "Проблемы и перспективы развития России: молодежный взгляд в будущее". Курск: 2019, Юго-Западный ГУ. С. 79—84.
6. **Савенков Г. Г., Барактин Б. К.** Связь фрактальной размерности поверхности разрушения с комплексом стандартных характеристик материала на растяжение // ПМТФ. 2011. Т. 52. № 6. С. 177—184.
7. **Kabalidin Y. G., Anosov M. S., Shatagin D. A.** Evaluation of the mechanism of the destruction of metals based on approaches of artificial intelligence and fractal analysis // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. 709 (2020) 033076 IOP Publishing doi: 10.1088/1757-899X/709/3/033076
8. **Основы** количественной и компьютерной металлографии: учебное пособие / В. А. Ким, О. В. Башков, А. А. Попкова и др. Комсомольск-на-Амуре: ФГБОУ ВПО "КНАГТУ", 2013. 133 с.

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).

В. Б. ЕСОВ, канд. техн. наук (МГТУ им. Н. Е. Баумана), А. В. КАЛЯШИНА, канд. техн. наук (КНИТУ-КАИ, г. Казань), e-mail: anna_vik@mail.ru

Металлургические способы улучшения обрабатываемости конструкционных сталей для повышения производительности обработки в условиях автоматизированного производства¹

Исследовано влияние неметаллических включений на основные показатели обрабатываемости стали. Установлено влияние неметаллических включений на силу резания. Предложены обобщенные формулы для расчета стойкости инструмента, скорости резания и составляющих силы резания.

Ключевые слова: обрабатываемость, производительность, конструкционная сталь, неметаллические включения.

The influence of non-metallic inclusions on the main indicators of steel machinability is investigated. The influence of non-metallic inclusions on the cutting force is determined. Generalized formulas for calculating tool life, cutting speed and cutting force components are proposed.

Keywords: machinability, productivity, structural steel, non-metallic inclusions.

Для автоматизации производства в рамках Индустрии 4.0 важно обеспечивать требуемую производительность. Одним из способов повышения производительности является увеличение допустимой скорости резания при обеспечении прогнозируемой стойкости режущего инструмента. При этом параметры режима обработки во многом зависят от физико-механических свойств обрабатываемого материала.

Цель данного исследования — оценка влияния физико-механических свойств металла, технологий его выплавки и раскисления на основные показатели обрабатываемости.

Одним из условий эффективной эксплуатации автоматизированного оборудования является высокая производительность обработки при требуемой стойкости и надежности режущего инструмента. С этой целью разрабатывают новые инструментальные материалы и более эффективные инстру-

менты, используют упрочнение инструмента и осуществляют контроль его состояния в ходе обработки [1, 2].

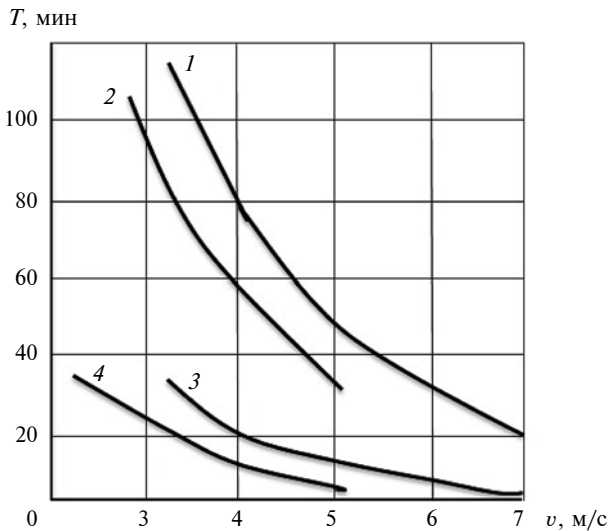
Стойкость режущего инструмента и производительность во многом определяются обрабатываемостью конструкционного материала. Совершенствованием технологий выплавки или раскисления стали, применением специальных присадок можно значительно улучшить обрабатываемость стали при сохранении или незначительном изменении ее физико-механических свойств [2]. К таким сталям относятся кальциевые или кальцийсодержащие стали улучшенной обрабатываемости [3], при раскислении которых используют силикокальций. Преимущества данных сталей по сравнению с такими сталями улучшенной обрабатываемости, как сернистые, свинцовистые и селенистые, объясняют большой к ним интерес [4–7].

Улучшают обрабатываемость конструкционных материалов разными способами. В работе [8] по исследованию влияния добавок на обрабатываемость аустенитной нержавеющей стали показано, что при обработке кальциевых сталей с включениями анортита (известковый полевой шпат) обеспечиваются хорошее качество обработанной поверхности и более низкие силы резания, чем при обработке немодифицированных аустенитных сталей. В исследовании [9] разработана экологичная легированная сталь Sn, в которой образование включений MnS обусловлено наличием олова и его соединений с MnS в качестве поверхностно-активного вещества, что объясняет повышение обрабатываемости и улучшение механических свойств этой стали.

Исследовали также влияние неметаллических включений на показатели обработки: период стойкости инструмента, скорость резания, сила резания, вид и форма стружки, шероховатость обработанной поверхности.

Условия обработки влияют на то, какой показатель обрабатываемости является определяющим. Общим требованием для всех случаев обработки резанием остается обеспечение максимальной про-

¹ Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки РФ в рамках исполнения обязательств по Соглашению № 075-03-2020-051, номер темы fzsu-2020-0020.



Зависимости изменения стойкости T резцов Т15К6 от скорости v резания при точении стали 45 и АЦ45:

1 — АЦ45; $S = 0,1$ мм/об; $t = 1$ мм; 2 — АЦ45; $S = 0,4$ мм/об; $t = 3$ мм; 3 — 45; $S = 0,1$ мм/об; $t = 1$ мм; 4 — сталь 45; $S = 0,4$ мм/об; $t = 3$ мм

изводительности и минимальной себестоимости [10]. Эти два фактора зависят от допустимой скорости резания, следовательно, этот показатель является основным критерием обрабатываемости. Кроме того, скорость резания во многом определяет интенсивность изнашивания инструмента, т. е. его стойкость.

Для экспериментов выбрали режущие многогранные пластины из твердосплавного материала шестигранной формы с углом 80° , с отверстием и стружколомающими канавками 02114-120622 (WNUM-120612; ГОСТ 19048—80), а также пластины ромбовидной формы с углом 80° с двумя стружколомающими канавками 05124-120408 (GMUM-120408; ГОСТ 19059—80). Пластины 02114 шестигранной формы широко применяются в машиностроении, пластины 05124 ромбической формы используют на станках с ЧПУ автоматизированного производства.

Обрабатывали заготовки из кальциевых сталей АЦ45 и АЦ40Х и заготовки из сталей 45 и 40Х для сравнения. Исходный и кальциевый вариант каждой марки стали получали из одной плавки, они отличались только способом раскисления. Выбор данных сталей обусловлен их широким применением в машиностроении [7].

Сравнивали силы резания точением за один проход двух пар дисков соответственно из кальциевой и базовой сталей, закрепленных соосно на одном валу так, чтобы диски из базовой стали находились по краям.

Определение аналитических зависимостей для расчета стойкости инструмента выполняли двумя способами — однофакторным экспериментом и статистическим методом.

Классический однофакторный эксперимент. На рисунке представлены зависимости изменения периода T стойкости от скорости v резания при точении стали 45 и кальциевой стали АЦ45 резцами, оснащенными сменными многогранными твердосплавными пластинами Т15К6 (05114-080408). В качестве критерия износа (максимальных размеров по задней поверхности резца) принят износ $0,6 \div 0,7$ мм.

Анализ полученных зависимостей показал, что период стойкости резцов при обработке стали АЦ45 больше в 2—5 раз (в зависимости от скорости резания), чем период стойкости при точении стали 45, что позволяет увеличить скорость резания на 20÷60 %.

Статистический метод. Аналитическое выражение периода стойкости от показателей режима обработки имеет вид:

$$T = \frac{C}{v^n S^q t^p}, \quad (1)$$

где C — постоянный коэффициент; v и t — скорость и глубина резания; S — подача; n , q , p — показатели степени варьируемого параметра.

Для получения уравнений регрессии использовали полный факторный эксперимент с планом 2^3 . Для оценки точности эксперимента выполняли четыре опыта в дополнительной центральной точке плана эксперимента.

В табл. 1 представлены исходные данные и результаты кодирования переменных факторов при проведении экспериментов.

Уравнение регрессии:

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{23}x_2x_3 + b_{123}x_1x_2x_3,$$

где y — логарифм стойкости; b_i — коэффициенты, определяющие показатели степени в выражении (1); b_0 — коэффициент, определяющий коэффициент C ; x_i — безразмерные варьируемые параметры, соответствующие показателям v , S , t в кодированном виде.

Для расчета периода стойкости в зависимости от параметров режима резания, выраженных в реаль-

Таблица 1

Уровень	v , м/с	$\bar{X}_1 = \ln v$	S , мм/об	$\bar{X}_2 = \ln S$	h , мм	$\bar{X}_3 = \ln t$
-1	3,54	1,26	0,20	-1,61	1,00	0
0	4,17	1,43	0,28	-1,26	1,70	0,55
+1	4,95	1,60	0,40	0	3,00	1,10
Интервал варьирования	0,17		0,35		0,55	

Таблица 2

Сталь	C	n	q	p
45	98,45	3,70	2,25	0,82
АЦ45	78 433	$5,3 + 1,68 \ln S$	$1,04 \ln t - 2,09$	1,76

ных значениях, определены коэффициенты и показатели степени (табл. 2).

На производстве, как правило, решается задача по определению одного из параметра режима резания для обеспечения заданного периода стойкости инструмента. Чаще всего определяют допустимую скорость резания:

$$v = \frac{C_v}{T^m S^a t^b} = \left(\frac{C}{TS^q t^p} \right)^m, \quad (2)$$

где $m = \frac{1}{n}$; $a = \frac{q}{n}$; $b = \frac{p}{n}$; $C_v = C^m$.

Анализом экспериментальных данных была выполнена оценка точности. При доверительной вероятности 0,95 погрешность расчета периода стойкости инструмента не превышала 15 %. Проверка полученных выражений по критерию Фишера показала их высокую достоверность.

Так как зависимость (2) получена преобразованием выражения (1), то данный подход справедлив и для определения скорости резания, которую можно рассчитать, используя данные табл. 2.

Проведенные эксперименты, непредусмотренные матрицами планирования, показали, что зависимости периода стойкости и скорости резания можно использовать для следующих интервалов параметров резания: $v = 2,5 \div 5$ м/с; $S = 0,15 \div 0,5$ мм/об; $t = 0,5 \div 4$ мм.

Для сравнительной характеристики условий работы инструмента при разных параметрах резания использовали коэффициенты:

$$K_{CT} = \frac{T_2}{T_1} = \left(\frac{C_2}{C_1} \right) v^{(n_1 - n_2)} S^{(q_1 - q_2)} t^{(p_1 - p_2)};$$

$$K_{CK} = \frac{v_2}{v_1} = \left(\frac{Cv_2}{Cv_1} \right) T^{(m_1 - m_2)} S^{(a_1 - a_2)} t^{(b_1 - b_2)},$$

где K_{CT} — коэффициент повышения стойкости, показывающий, во сколько раз период стойкости инструмента выше при точении кальциевой стали по сравнению с периодом стойкости базовой стали при заданных параметрах обработки; K_{CK} — коэффициент повышения скорости, показывающий допустимое превышение скорости резания при точении кальциевой стали по сравнению с базовой сталью при обеспечении того же периода стойкости; индекс 1 в обозначениях параметров указывает на

обработку базовой стали, индексом 2 — на обработку кальциевой стали.

Общий коэффициент стойкости:

$$K_{CT} = K_{CT1} K_{CT2},$$

где K_{CT1} — коэффициент стойкости, учитывающий влияние глубины резания и подачи при фиксированной скорости резания; K_{CT2} — коэффициент стойкости, учитывающий влияние скорости резания при фиксированных значениях t и S .

Анализ результатов показал, что с увеличением допустимой скорости резания или заданного периода стойкости значения K_{CT} и K_{CK} повышаются, а значит повышается и целесообразность замены базовой стали кальциевой. Полученный запас периода стойкости резцов при точении кальциевой стали допускает при необходимости снизить критерий допустимого износа, что в комплексе с входным контролем позволяет существенно повысить стабильность режущих свойств и снизить отказы в работе режущего инструмента в результате сколов, что важно при автоматизированном производстве.

Важным показателем также является сила резания, которая определяет энергетические затраты при обработке, долговечность рабочих элементов станка, деформации инструмента и обрабатываемой детали.

Исследования выполняли по схеме полного факторного эксперимента.

Математическая модель силы резания:

$$P_i = C_{pi} t^{x_{pi}} S^{y_{pi}},$$

где C_{pi} — постоянные коэффициенты для системы сплав—покрытие; x_{pi} , y_{pi} — показатели степени варьируемых параметров t и S .

Скорость резания $v = 2,5$ м/с на всех опытах оставалась неизменной.

Варьировали глубину резания в диапазоне $t = 0,5 \div 3,5$ мм и подачу в диапазоне $S_B = 0,15 \div 0,50$ мм/об. Анализ полученных данных показал, что совместное влияние факторов незначительное. Доверительная вероятность составила 0,05, погрешность P_i расчета не превысила 15 %. Сопоставление результатов, полученных однофакторным экспериментом и статистическим методом, получили области определения полученных уравнений: $t = 0,6 \div 4$ мм; $S = 0,15 \div 0,6$ мм/об; $v = 2 \div 5$ м/с.

Анализ данных, приведенных в табл. 3, показал, что при точении кальциевой стали составляющие силы резания меньше, чем при точении базовой стали. Составляющая P_x силы резания уменьшается до 40 %, составляющая P_y — до 20 %, P_z — до 15 %. Износостойкие покрытия и увеличение срезаемого слоя усиливают этот эффект.

Для сопоставления энергоёмкости точения кальциевой и базовой сталей при прочих равных пара-

Материал		P_x			P_y			P_z		
инструмента	заготовки	Коэффициенты и показатели степени C_p								
		C_p	x	y	C_p	x	y	C_p	x	y
T15K6*	45	53	1,57	0,58	62	0,46	0,80	220	1,06	0,91
	АЦ45	45	1,54	0,64	45	0,68	0,69	193	1,06	0,89
T15K6 + TiN	45	52	1,19	0,57	78	0,33	0,93	200	1,00	0,81
	АЦ45	30	1,42	0,40	58	0,50	0,84	195	0,98	0,84
T15K6 + NiC	45	48	1,26	0,75	65	0,52	0,79	171	1,09	0,77
	АЦ45	18	1,95	0,27	47	0,72	0,64	137	1,25	0,66
МС 2210	45	51	1,52	0,51	33	1,01	0,41	178	1,13	0,74
	АЦ45	29	2,03	0,35	49	0,58	0,74	157	1,22	0,76
T15K6**	45	40	1,18	0,39	60	0,63	0,50	156	1,05	0,58
	АЦ45	38	1,11	0,38	66	0,53	0,63	173	0,95	0,66
КНТ 16	45	36	1,36	0,15	76	0,40	0,36	147	1,13	0,50
	АЦ45	34	1,27	0,15	81	0,35	0,45	151	1,07	0,52

* — ромбическая форма; ** — шестигранная форма.

метрах режима обработки использовали коэффициент

$$K_3 = \frac{\Theta_1}{\Theta_2}.$$

Здесь Θ_1 и Θ_2 — энергетические затраты при точении соответственно кальциевой и базовой стали, которые определяли по формуле

$$\Theta = \frac{N_3 y T}{Q}, \quad (3)$$

где $N_3 = P_z v$ — средняя эффективная мощность резания за период стойкости резца; $Q = T v a b$ — объем снятого материала за период стойкости резца; для используемых резцов $a \approx S$ и $b \approx t$, тогда выражение (3) примет вид:

$$\Theta = \frac{P_z}{S t}.$$

Следовательно, при одинаковых режимах резания получим:

$$K_3 = \frac{P_{z1}}{P_{z2}} = \frac{C_{P_{z1}}}{C_{P_{z2}}} t^{(XP_{z1} - XP_{z2})} S^{(YP_{z1} - YP_{z2})}.$$

Таким образом, применение конструкционных сталей улучшенной обрабатываемости, в том числе кальцийсодержащих сталей, позволяет повысить производительность обработки.

Определены рациональные значения параметров режима точения кальциевых сталей твердосплавными резцами, что позволяет снизить расход твердых сплавов в 3–5 раз, повысить производи-

тельность точения в 4 раза, снизить себестоимость обработки до 7 раз.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Взаимосвязь** между обрабатываемостью и структурой включений легкообрабатываемых сталей / Хироюки Ямада, Сидзуо Есида, Атуёси Кибура и др.: Пер. с яп. // ВЦП. 1975. № 28534. С. 17.
2. **Пиккеринг Ф. Б.** Об изменении обрабатываемости, износе режущего инструмента и практике производства стали / Пер. с англ. // ВЦП. 1981. № 3. С. 11–18.
3. **Обрабатываемость** стали типа 40ХМ / В. В. Горюшин, Л. П. Варлухина, В. Ю. Малышко и др. // Автомобильная промышленность. 1982. № 9. С. 28–29.
4. **Такахаша Т.** Современное состояние в области производства автоматных сталей / Пер. с яп. // ВЦП. 1988. № 11. С. 21–24.
5. **Эффективность** применения кальциевых сталей в машиностроении / А. Я. Заславский, В. П. Подураев, В. Б. Есов и др. // Станки и инструмент. 1987. № 3. С. 23–25.
6. **Покровский В. П., Есов В. Б.** Повышение эффективности механической обработки путем промышленного освоения конструкционных материалов с добавками, улучшающими процесс резания // Тр. МВТУ. 1987. № 476. С. 25–37.
7. **Астащенко В. И.** О технологичности машиностроительных сталей // Изв. вузов Сев.-Кавк. регион. Технические науки. 2005. № 4. С. 42–45.
8. **Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless steels** / T. Akasawa, H. Sakurai, M. Nakamura et. // Journal of Materials Processing Technology. 2003. N. 3. P. 66–71.
9. **Tepei Suzuki, Yunping Li, Yuichiro Koizumi.** Quantitative evaluation in hot workability of SUS303 free-cutting steel // Materials Science & Engineering, Received. 2012. N. 13. P. 19–26.
10. **Effects of elemental Sn on the properties and inclusions of the free-cutting steel** / Shao-chun Chen, Rong Zhu an. et. // International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials. 2015. Vol. 22. P. 141–149.

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: mt13@bmstu.ru

Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Часть 5. Методы расчетов выдавливания швеллеров.

1. Расчетные формулы

Приведены расчетные формулы для определения важнейших параметров процесса выдавливания швеллеров.

Ключевые слова: объемная штамповка, выдавливание, несоосное расположение пуансона и матрицы, плоская деформация.

Calculation formulas for determining the most important parameters of the channel extrusion process are given.

Keywords: die forging, extrusion, misalignment of a punch and a matrix, plane strain.

Данная статья продолжает работы [1–7], в которых разработана новая математическая теория свободного выдавливания в общем случае несоосного расположения пуансона и матрицы.

Приведем формулы из работ [1–7], которые будем использовать для определения основных технологических параметров, сравниваемых с экспериментальными данными.

Основные расчетные схемы приведены на рис. 1, 2.

В формулах используем относительные параметры, отнесенные к принятому за единицу поперечному размеру a рабочего торца пуансона.

Исходными параметрами для расчета являются: $b, c_1, \mu, \mu_1, \mu_2, s$.

Ширину c_2 зазора вычисляем по формуле

$$c_2 = b - 1 - c_1. \tag{1}$$

Сначала рассмотрим выдавливание неупрочняющегося материала. В этом случае соотношение напряжений текучести

$$k_s = \frac{\sigma_{s2}}{\sigma_{s1}} \tag{2}$$

равно единице.

Определим силу выдавливания.

По чертежу изделия определим соотношения между высотами его стенок и их удвоенными толщинами. Тогда можно вычислить силы сопротивления истечению выдавливаемого металла в образующиеся стенки изделия в результате трения:

$$q_{TP1} = \frac{\mu_1 h_{c1}}{c_1} \text{ при } h_{c1} < 2c_1; \tag{3}$$

$$q_{TP1} = 2\mu_1 \text{ при } h_{c1} \geq 2c_1; \tag{4}$$

$$q_{TP2} = \frac{\mu_2 h_{c2}}{c_2} \text{ при } h_{c2} < 2c_2; \tag{5}$$

$$q_{TP2} = 2\mu_2 \text{ при } h_{c2} \geq 2c_2. \tag{6}$$

Вычислим, кроме двух оговоренных далее случаев, вспомогательные коэффициенты:

$$A_1 = 2 + q_{TP1}; \tag{7}$$

$$A_2 = k_s(2 + q_{TP2}); \tag{8}$$

$$B_1 = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \frac{(0,5 + \mu)(0,5 + \mu_1)}{c_1}}; \tag{9}$$

$$B_2 = k_s \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \frac{(0,5 + \mu)(0,5 + \mu_2)}{c_2}}; \tag{10}$$

$$K_1 = \frac{9}{4} (B_1^2 + B_2^2); \tag{11}$$

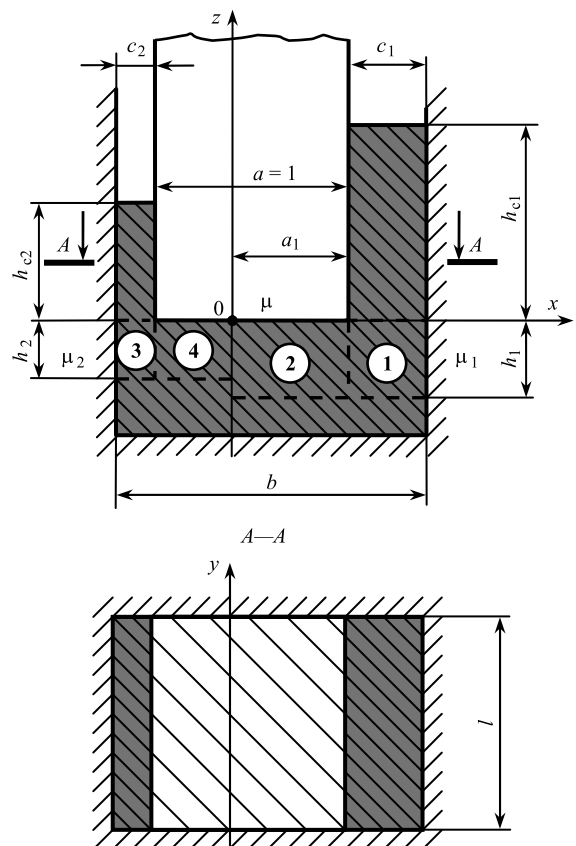


Рис. 1. Расчетная схема процесса выдавливания швеллера

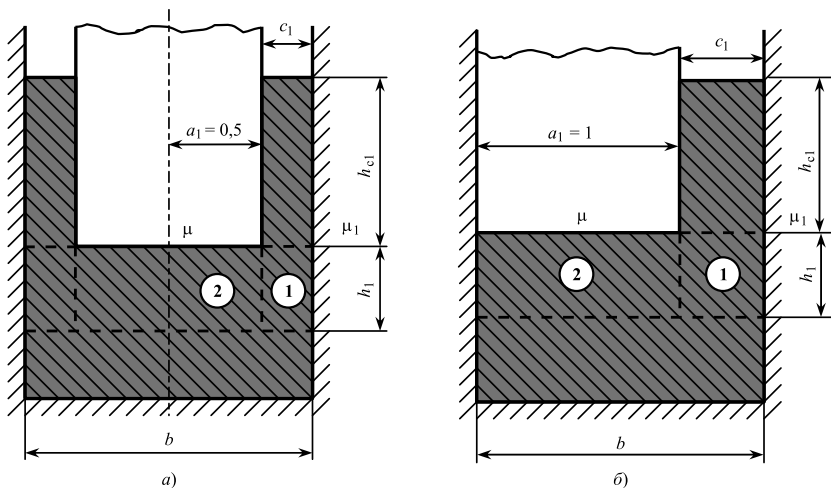


Рис. 2. Предельные случаи несимметричного выдавливания:
a — полная симметрия; *б* — полное перекрытие малого зазора

$$K_2 = 3(A_1 - A_2)B_1; \quad (12)$$

$$K_3 = (A_1 - A_2)^2 - \frac{9}{4} B_2^2. \quad (13)$$

Найдем определяющие положение плоскости раздела течения размеры:

$$a_1 = \left(\frac{-K_2 + \sqrt{K_2^2 - 4K_1K_3}}{2K_1} \right)^2; \quad (14)$$

$$a_2 = 1 - a_1. \quad (15)$$

Высоты очагов пластической деформации составят:

$$h_1 = \sqrt{\frac{2}{3} a_1 c_1 \frac{0,5 + \mu}{0,5 + \mu_1}}; \quad (16)$$

$$h_2 = \sqrt{\frac{2}{3} a_2 c_2 \frac{0,5 + \mu}{0,5 + \mu_2}}. \quad (17)$$

Далее найдем удельную деформирующую силу:

$$q = 1,155[A_1 a_1 + B_1 a_1 \sqrt{a_1} + A_2 a_2 + B_2 a_2 \sqrt{a_2} + 0,25(h_1 - h_2)]. \quad (18)$$

При необходимости удельную силу выдавливания можно определить по формуле

$$q_y = \sigma_{s1} q, \quad (19)$$

а также определить полную силу

$$P = \sigma_{s1} q a l, \quad (20)$$

в которую подставим значения размеров *a* и *l*.

Сила *P* и удельная сила *q_y* являются равноправными показателями процесса выдавливания, поскольку отличаются лишь на известную константу конкретного процесса, которая определяется пло-

щадью *al* поперечного сечения рабочей части пуансона. Знание силы *P* необходимо для выбора прессы. Однако более важным является показатель *q_y*, поскольку определяет возможность осуществления выдавливания. Так, сила прессы может быть достаточной для осуществления конкретного выдавливания, однако удельная сила может быть такой, что ни один штамповый материал не выдержит. Заметим, что выдавливание с удельной силой *q_y ≥ 2700 МПа* считается нерентабельным из-за низкой стойкости штампового инструмента.

Так как после начала выдавливания высоты *h_{c1}* и *h_{c2}* стенок станут увеличиваться, то в соответствии с формулами (3) и (5) это приведет и к непрерывному изменению величин *q_{тр1}* и *q_{тр2}*, что вызовет изменение коэффициентов, определяемых формулами (7) и (8), а следовательно, и размера *a₁*, влияющего на перепад высот образующихся стенок. Поэтому для вычисления этих высот следует разбить процесс на этапы, суммируя затем приросты высот на каждом из них, однако такой подход трудоемок.

Сравнение расчетов с экспериментальными данными показали, что хорошую сходимость в вычислениях высот выдавленных стенок обеспечивает упрощенный расчет с использованием равенства (6) и формулы (3) при подстановке в нее *h_{c1} = 2c₂*, в результате получаем формулу

$$q_{тр1} = \frac{2\mu_1 c_2}{c_1}. \quad (21)$$

Таким образом, для определения высот выдавленных стенок следует выполнить вычисления по формулам (6), (21), (7)—(15) и найти искомые высоты по формулам

$$h_{c1} = s \left(1 + \frac{a_1}{c_1} \right); \quad (22)$$

$$h_{c2} = s \left(1 + \frac{a_2}{c_2} \right). \quad (23)$$

В предельных случаях несимметричного выдавливания (см. рис. 2) размер *a₁* известен сразу, и вычисления основных параметров выдавливания упрощаются.

При симметричном выдавливании (см. рис. 2, *a*) используем формулы (3) или (4), а также формулы:

$$h_1 = \sqrt{\frac{b-1}{6} \frac{0,5 + \mu}{0,5 + \mu_1}}; \quad (24)$$

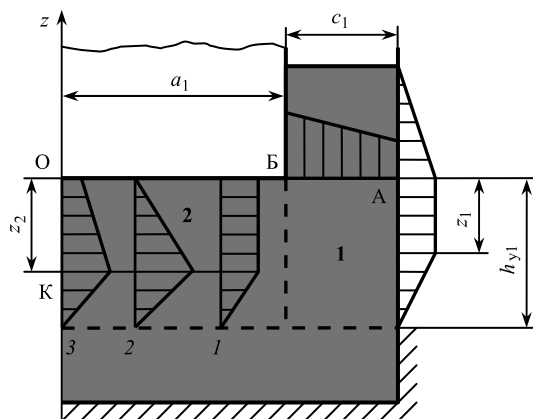


Рис. 3. Типовые эпюры накопленных деформаций:

1 — при свободном течении; 2 — при течении с застойной зоной; 3 — при затрудненном течении

$$q = 1,155 \left[2 + q_{\text{тр}1} + \sqrt{\frac{2(0,5 + \mu)(0,5 + \mu_1)}{3(b-1)}} \right]; \quad (25)$$

$$h_{c1} = h_{c2} = s \left(1 + \frac{1}{b-1} \right). \quad (26)$$

При выдавливании с полным перекрытием меньшего зазора (см. рис. 2, б; $c_2 = 0$) используем формулы (3) или (4), а также формулы:

$$h_1 = \sqrt{\frac{2}{3}} (b-1) \frac{0,5 + \mu}{0,5 + \mu_1}; \quad (27)$$

$$q = 1,155 \times \left[2 + q_{\text{тр}1} + \sqrt{\frac{2(0,5 + \mu)(0,5 + \mu_1)}{3(b-1)}} + 0,5\mu_2 h_1 \right]; \quad (28)$$

$$h_{c1} = s \left(1 + \frac{1}{b-1} \right). \quad (29)$$

Рассмотрим выдавливание упрочняющегося материала. В этом случае имеет место задача с обратной связью, т. е. возникает сложность: для определения коэффициента k_s по формуле (2) надо знать средние напряжения текучести σ_{s1} и σ_{s2} , которые возникают в очаге пластической деформации при рабочем ходе s в результате деформационного упрочнения, и только после этого можно найти размер a_1 . Однако для расчета накопленных деформаций и определения по ним напряжений σ_{s1} и σ_{s2} текучести с помощью кривой упрочнения выдавливаемого материала необходимо уже с начала знать размер a_1 . Решение данной задачи требует численного метода последовательных приближений с использованием компьютера.

Для упрощения расчетов предлагается подход из двух последовательных приближений. В первом

приближении принимаем, что упрочнение отсутствует, т. е. $k_s = 1$, затем рассчитываем по формулам (1), (21), (6)—(17). Заметим, что при холодном выдавливании упрочняемых материалов всегда используют высокоэффективный смазочный материал, поэтому коэффициенты трения, как правило, не превышают 0,1. В этом случае расчет деформирующей силы по формуле (21) вместо формулы (4) дает ее снижение на 2 %, что вполне допустимо. Это позволяет вместо двух расчетов (один по определению силы, другой по определению высот выдавленных стенок) выполнить один расчет.

Во втором приближении уточняется результат с учетом упрочнения.

По кривой упрочнения для выдавливаемого материала находим коэффициент k_y упрочнения, учитывающий влияние среднего угла наклона кривой упрочнения на высоту очага пластической деформации:

$$k_y = 1 - \exp \left(-10 \frac{\sigma_{s02}/\sigma_{s01} - 1}{e_2 - e_1} \right), \quad (30)$$

где σ_{s01} и σ_{s02} — напряжения текучести, взятые с кривой упрочнения выдавливаемого материала при логарифмических деформациях $e_1 = 0,2 \div 0,4$ и $e_2 = 1 \div 1,2$. При необходимости величины e_1 и e_2 можно уменьшить, однако следует помнить, что при значительном их сближении точность расчета снижается. Примеры определения коэффициента k_y упрочнения приведены в работе [8].

Находим коэффициент влияния упрочнения на текущие высоты зон пластической деформации:

$$k_{yh} = 1 + k_y(1 - 0,2e^{-s} - 0,8e^{-5s}), \quad (31)$$

и вычисляем высоты:

$$h_{y1} = k_{yh} h_1; \quad (32)$$

$$h_{y2} = k_{yh} h_2. \quad (33)$$

Вычисляем коэффициенты обжатия:

$$\psi_1 = \frac{a_1}{c_1}; \quad (34)$$

$$\psi_2 = \frac{a_2}{c_2}, \quad (35)$$

и вспомогательные величины:

$$n_1 = \frac{s}{h_{y1}}; \quad (36)$$

$$n_2 = \frac{s}{h_{y2}}. \quad (37)$$

Находим рабочие ходы, при которых поля деформаций в зонах очага, примыкающих к стенкам матрицы, становятся стационарными:

$$s_{ст1} = \frac{h_{y1}}{\psi_1} \ln(1 + \psi_1); \quad (38)$$

$$s_{ст2} = \frac{h_{y2}}{\psi_2} \ln(1 + \psi_2). \quad (39)$$

Вычисляем накопленные деформации в характерной точке А (рис. 3). Расположение характерных точек и координат показано для зон **1** и **2** очага деформации, из которых материал выдавливается в толстую стенку; расположение характерных точек и координат для зон **3** и **4** очага деформации, из которых материал выдавливается в тонкую стенку, аналогично:

$$e_{iA1} = 1,155\psi_1 n_1 \text{ при } s < s_{ст1}; \quad (40)$$

$$e_{iA1} = 1,155 \ln(1 + \psi_1) \text{ при } s \geq s_{ст1}; \quad (41)$$

$$e_{iA3} = 1,155\psi_2 n_2 \text{ при } s < s_{ст2}; \quad (42)$$

$$e_{iA3} = 1,155 \ln(1 + \psi_2) \text{ при } s \geq s_{ст2}. \quad (43)$$

Находятся характерные координаты в зонах очага, расположенных под образующимися стенками:

$$z_1 = \frac{h_{y1}}{\psi_1} (e^{\psi_1 n_1} - 1 - \psi_1) \text{ при } s < s_{ст1}; \quad (44)$$

$$z_1 = 0 \text{ при } s \geq s_{ст1}; \quad (45)$$

$$z_3 = \frac{h_{y2}}{\psi_2} (e^{\psi_2 n_2} - 1 - \psi_2) \text{ при } s < s_{ст2}; \quad (46)$$

$$z_3 = 0 \text{ при } s \geq s_{ст2}. \quad (47)$$

Далее следует решить, какой вид течения металла под торцом пуансона имеет место, так как это определяет эпюры накопленных деформаций в этой зоне и, соответственно, расчетные формулы (48)–(65), в которых последний индекс соответствует номеру эпюры (см. рис. 3).

При свободном течении под торцом пуансона (этот термин означает полное отсутствие застойной зоны, и его не следует путать со свободным выдавливанием) e_i соответствует эпюре I на рис. 3; при течении с ярко выраженной застойной зоной — эпюре 2 ; при промежуточном случае затрудненного течения металла вблизи торца пуансона — эпюре 3 . Из исследований образования и величины застойной зоны [8] очевидны положения: при коэффициенте трения $\mu = 0,5$ затрудненное течение будет иметь место при $b < 1,2$, а при $b \geq 1,2$ будет застойная зона; при $\mu = 0,3$ и $b < 1,25$ будет затрудненное течение, а при $b \geq 1,25$ — застойная зона; при $\mu = 0,1$ и $b < 1,35$ — свободное течение, а при

$b \geq 1,35$ — затрудненное течение. Заметим, что можно корректировать эти выводы, подкрепив их результатами экспериментов.

После выбора вида течения металла под торцом пуансона находим характерные координаты в соответствующих зонах:

$$z_{21} = -h_{y1} e^{-n_1}; \quad (48)$$

$$z_{41} = -h_{y2} e^{-n_2}; \quad (49)$$

$$z_{22} = -\frac{h_{y1}}{n_1 + 1}; \quad (50)$$

$$z_{42} = -\frac{h_{y2}}{n_2 + 1}; \quad (51)$$

$$z_{23} = -\frac{h_{y1}}{2e^{0,5n_1} - 1}; \quad (52)$$

$$z_{43} = -\frac{h_{y2}}{2e^{0,5n_2} - 1}. \quad (53)$$

Далее вычисляем деформации в характерных точках (см. рис. 3):

$$e_{iO21} = 1,155n_1; \quad (54)$$

$$e_{iO41} = 1,155n_2; \quad (55)$$

$$e_{iO22} = 0; \quad (56)$$

$$e_{iO42} = 0; \quad (57)$$

$$e_{iO23} = 0,577n_1; \quad (58)$$

$$e_{iO43} = 0,577n_2; \quad (59)$$

$$e_{iK21} = e_{iO21}; \quad (60)$$

$$e_{iK41} = e_{iO41}; \quad (61)$$

$$e_{iK22} = 2,31 \ln(1 + n_1); \quad (62)$$

$$e_{iK42} = 2,31 \ln(1 + n_2); \quad (63)$$

$$e_{iK23} = 2,31 \ln(2e^{0,5n_1} - 1) - e_{iO23}; \quad (64)$$

$$e_{iK43} = 2,31 \ln(2e^{0,5n_2} - 1) - e_{iO43}. \quad (65)$$

Находим средние деформации в зонах очага, расположенных под торцом пуансона:

$$e_{i2} = 0,5 \left(e_{iK2} - e_{iO2} \frac{z_2}{h_{y1}} \right); \quad (66)$$

$$e_{i4} = 0,5 \left(e_{iK4} - e_{iO4} \frac{z_4}{h_{y2}} \right). \quad (67)$$

Вычисляем средние деформации в зонах очага, расположенных под образующимися стенками:

$$e_{i1} = 0,5 \left[\left(1 - \frac{z_1}{h_{y1}} \right) e_{iA1} + e_{i2} \right]; \quad (68)$$

$$e_{i3} = 0,5 \left[\left(1 - \frac{z_3}{h_{y2}} \right) e_{iA3} + e_{i4} \right]. \quad (69)$$

И наконец, определяем средние накопленные деформации в частях очага пластической деформации, ограниченных зонами **1** и **2**, а также зонами **3** и **4** (см. рис. 1):

$$e_{i1-2} = \frac{e_{i1}c_1 + e_{i2}a_1}{a_1 + c_1}; \quad (70)$$

$$e_{i3-4} = \frac{e_{i3}c_2 + e_{i4}a_2}{a_2 + c_2}. \quad (71)$$

Найденные средние накопленные деформации позволяют по кривой упрочнения выдавливаемого материала или ее аппроксимации найти средние напряжения текучести: σ_{s1} для зон **1** и **2**, σ_{s2} для зон **3** и **4**.

По формуле (2) уточняем коэффициент k_s , в соответствии с которым уточняем расчеты по формулам (8), (10)—(23), в результате находим силовые параметры и высоты выдавленных стенок с учетом упрочнения выдавливаемого материала.

Используя расчет накопленных деформаций в точках А, О, К, при необходимости можно построить эпюры накопленных деформаций, показанные на рис. 3. При этом максимальную накопленную деформацию в точке Б [8] можно найти по формулам:

$$e_{iБ1} = e_{iA1} + 0,7e_{iК2}; \quad (72)$$

$$e_{iБ3} = e_{iA3} + 0,7e_{iК4}. \quad (73)$$

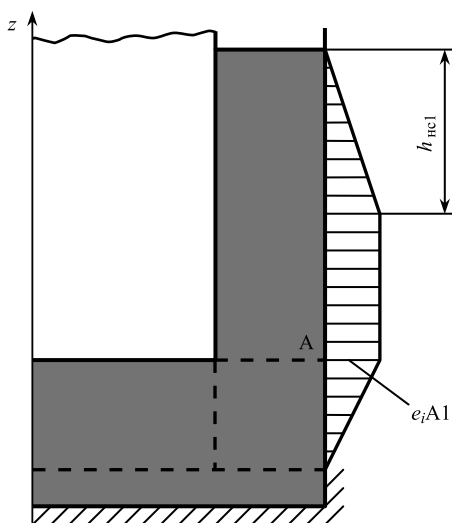


Рис. 4. Эпюра накопленных деформаций вдоль боковой наружной поверхности изделия при $s > s_{ст1}$

Для $s > s_{ст1}$ или $s > s_{ст2}$ соответствующие эпюры накопленных деформаций по наружной поверхности выдавленной стенки будут соответствовать эпюрам, показанным на рис. 4.

Длины нестационарных участков эпюр можно найти по формулам:

$$h_{нс1} = s_{ст1}(1 + \psi_1); \quad (74)$$

$$h_{нс2} = s_{ст2}(1 + \psi_2). \quad (75)$$

Эпюры можно строить или в виде плавных кривых, соответствующих логарифмическим зависимостям [7], или упрощенными прямыми, которые отличаются от точных линий незначительно.

Конкретное применение изложенных методов для практических расчетов будет представлено в следующих статьях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- Воронцов А. Л.** Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Ч. 1. Сопоставление технологических возможностей существующих способов изготовления швеллеров // Вестник машиностроения. 2021. № 1. С. 45—48.
- Воронцов А. Л.** Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Ч. 2. Состояние теоретических исследований выдавливания швеллеров с неодинаковой толщиной образующих элементов // Вестник машиностроения. 2021. № 2. С. 60—64.
- Воронцов А. Л.** Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Ч. 3. Силовые параметры и формоизменение заготовки при выдавливании швеллеров. 1. Кинематическое и напряженное состояния заготовки // Вестник машиностроения. 2021. № 3. С. 65—70.
- Воронцов А. Л.** Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Ч. 3. Силовые параметры и формоизменение заготовки при выдавливании швеллеров. 2. Определение силы выдавливания, максимального давления на стенку матрицы и высот получающихся стенок с учетом упругой деформации матрицы // Вестник машиностроения. 2021. № 4. С. 63—69.
- Воронцов А. Л.** Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Ч. 4. Деформированное состояние заготовки при выдавливании швеллеров. 1. Деформации в области образования стенки // Вестник машиностроения. 2021. № 5. С. 44—49.
- Воронцов А. Л.** Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Ч. 4. Деформированное состояние заготовки при выдавливании швеллеров. 2. Деформации под торцом пуансона // Вестник машиностроения. 2021. № 6. С. 53—57.
- Воронцов А. Л.** Исследование штамповки неравнополочных швеллеров. Ч. 4. Деформированное состояние заготовки при выдавливании швеллеров. 3. Учет упрочнения // Вестник машиностроения. 2021. № 7. С. 74—76.
- Воронцов А. Л.** Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением. Т. 1. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана. 2014. 396 с.

А. М. БАЗИНЕНКОВ, канд. техн. наук, Д. А. ИВАНОВА, И. А. ЕФИМОВ, А. П. РОТАРЬ (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: ambazinenkov@bmstu.ru

Исследование механических свойств магнитореологического эластомера для системы активной виброизоляции

Рассмотрено использование магнитореологического эластомера (МРЭ) — полимерного материала, в системах виброизоляции. Определены лучший состав и концентрация компонентов МРЭ для систем активной виброизоляции, работающей в вакууме.

Ключевые слова: магнитореологический эластомер, полимерный материал, растяжение, сжатие, вакуум, газовыделение, активная виброизоляция, деформация.

The use of a magnetorheological elastomer (MRE) — polymer material, in vibration isolation systems is considered. The best composition and concentration of MRE components for active vibration isolation systems operating in vacuum are determined.

Keywords: magnetorheological elastomer, polymer material, tension, compression, vacuum, gas release, active vibration isolation, deformation.

В системах виброизоляции и микроприводах активно применяется магнитореологический эластомер (МРЭ) — полимерный материал, который относится к классу интеллектуальных материалов. Управление реологическими свойствами МРЭ осуществляется направленным внешним магнитным полем [1–3]. Исследования МРЭ начаты в США в 1940-х и начале 1950-х годов Якобом Рябиновым в Национальном бюро стандартов (ныне Национальном институте науки и техники) [4].

На сегодняшний день более подробно изучены механические свойства МРЭ, а также их изменение при постоянной и циклической нагрузках только при атмосферном давлении [5, 6]. Однако на вакуумное технологическое оборудование и исследовательские установки действуют внешние вибрационные и ударные возмущения и перегрузки, которые могут негативно влиять на технологический процесс и качество изготавливаемой продукции. Наиболее перспективный метод защиты от вибраций — активная виброизоляция [7–9]. Платформ

ма активной виброизоляции, которую можно устанавливать в вакууме, разрабатывается на кафедре МТ11 МГТУ им. Н. Э. Баумана. Рабочим телом — активным элементом данной платформы является МРЭ [10, 11]. На данный момент разрабатываемую платформу невозможно установить в вакуумной среде ввиду не изученности интенсивности газовыделения и спектра выделяющихся из МРЭ газов. Кроме того, для активной виброизоляции важно сохранение демпфирующих свойств при дегазации (удалении газа и его примесей с поверхности и по толщине образца) и прогреве (равномерном распределении температуры по толщине образца) в вакуумной камере. Неизвестны также исследования изменения механических свойств МРЭ при прогреве в вакууме.

Основными компонентами МРЭ являются силиконовая матрица и частицы карбонильного железа, а также присадки — полиметилсилоксановая (ПМС) жидкость, отвердитель, петролейный эфир. С изготовленными в лаборатории ГНЦ РФ АО

"ГНИИХТЭОС" (г. Москва) образцами, содержащими перечисленные компоненты, провели испытания при прогреве в вакууме [12, 13]. Образцы изготовили в соответствии с ГОСТами для испытаний на растяжение и сжатие.

Газовыделение исследовали в лаборатории НПК АО "Плутон" (г. Москва) на высоковакуумном откачном посту, оснащенный колпаковой камерой. При откачке и дегазации полное давление в камере и трубопроводе регистрировали манометрами — широкодиапазонным СС-10 и терморезисторным ПМТ-6-3М-1. Для регистрации парциальных давлений выделяющихся газов установили квадрупольный масс-спектрометр Edwards Extorr200.

Для испытаний в камеру одновременно устанавливали два образца — по одному на растяжение и сжатие (рис. 1). Газы из камеры откачивали через штенгель, камеру закрепляли непосредственно в штенгельном гнезде (рис. 2). Провели два последовательных эксперимента при температуре прогрева 100 и 200 °С в соответствии с циклом: нагрев до заданной температуры — 15 мин; выдержка — 30 мин; охлаждение камеры на воздухе [14–16].

Получили зависимости (рис. 3, а, б) парциальных давлений P , Torr, от времени t , с, для

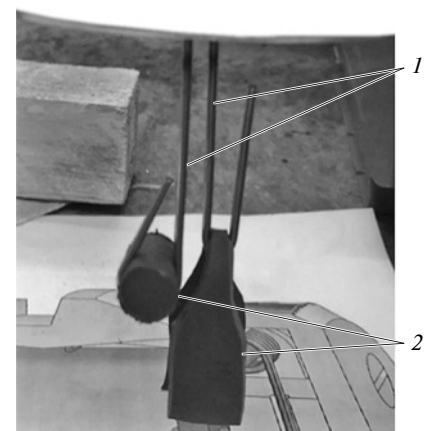


Рис. 1. Установка образцов в камере: 1 — держатели; 2 — образцы

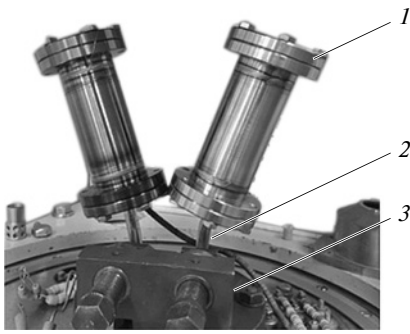


Рис. 2. Установка камеры на откачном посту:

1 — камера; 2 — штенгель; 3 — держатель штенгелей

13 исследованных газов с их массовыми числами [H — 1; H₂ — 2; C — 12; N — 14; CH₃ — 15; O + CH₄ — 16; OH — 17; H₂O — 18; C₂ — 24; N₂ + CO — 28; O₂ — 38; Ar — 40; CO₂ — 44], которые позволили установить, что в суммарном газовыделении в камере при двух температурах прогрева наибольшее выделение приходится на газы с атомными массами 17, 18 и 28. Эти газы предположительно входят в состав ПМС и эфира, которые необходимы для разделения частиц карбонильного железа, предотвращения образования агломератов и осаждения частиц. При прогреве до 200 °С наблюдается также значительное увеличение выделения перечисленных газов и газа с атомной массой 16, который содержит радикал CH₄ в составе ПМС.

Для определения влияния ПМС и эфира на спектр выделяющихся газов, а также на механические свойства полимера и распределение частиц по его толщине изготовили образцы МРЭ с ПМС и эфиром и без них. Соотношение компонентов МРЭ приведено в таблице. Сформировали восемь образцов — по два для каждого состава. Отметим, что структура полученных образцов плотнее структуры ранее изготовленных образцов [17], возможно из-за того, что при их формировании имела место погрешность концентрации основных компонентов.

Механические свойства полимерного материала определяли в лаборатории кафедры РКЗ (МГТУ им. Н. Э. Баумана) на электродинамической машине ElectroPuls E1000, которая предназначена для испытаний на статические и динамические нагрузки. Для определения модуля упругости образцов на растяжение провели пять последовательных экспериментов без разрушения, при скоро-

сти растяжения 5 мм/мин, удлинение образцов составило 15 мм [18, 19]. Схема закрепления образцов приведена на рис. 4.

По результатам эксперимента построили зависимости прикладываемой нагрузки F , Н, от удлинения l , мм, образцов (рис. 5, а, б). Ввиду небольшой жесткости образца на растяжении возможны его колебания, которые влияют на точность определения дейст-

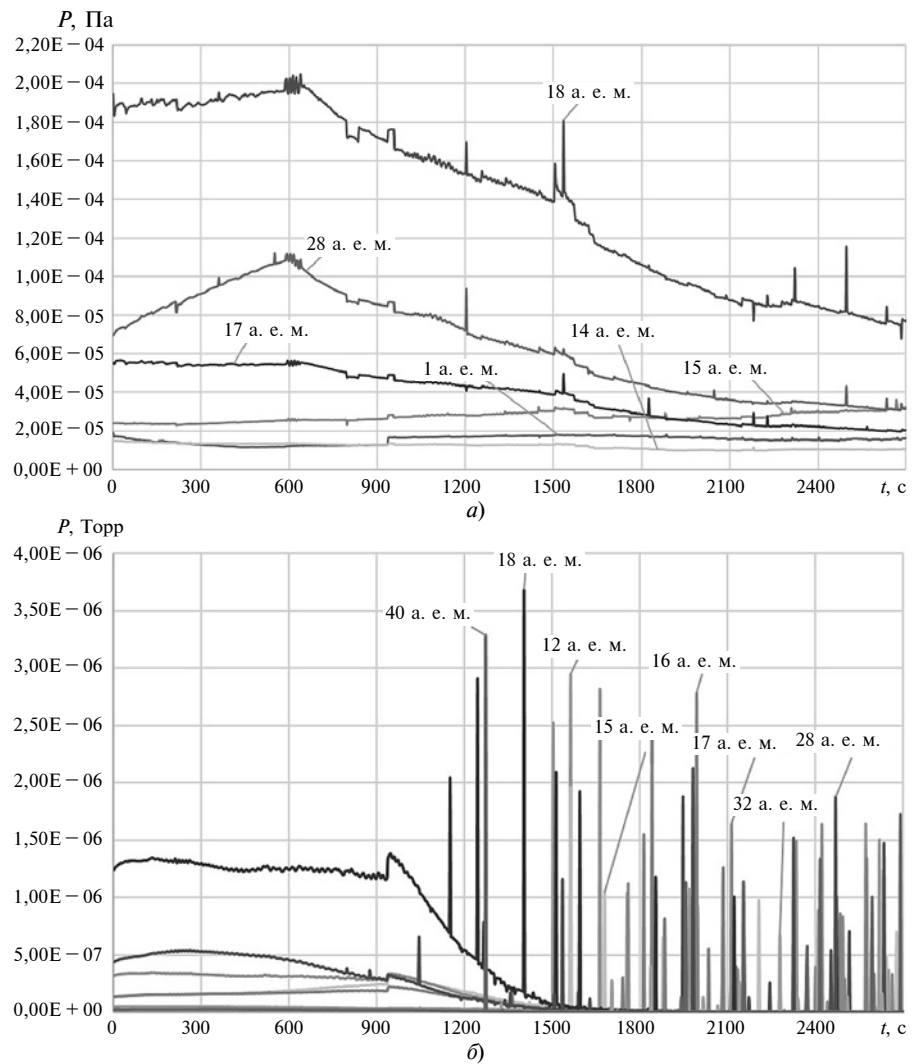


Рис. 3. Зависимости парциальных давлений P газов от времени t при прогреве до 100 (а) и 200 °С (б) и выдержке 30 мин

Соотношение, %, компонентов МРЭ

Номер образца	Наполнитель	ПМС	Эфир	Компаунд	Отвердитель
1	30	—	—	63,64	6,36
2	40	—	—	54,55	5,45
3	30	0,6	6	57,64	5,76
4	40	0,8	8	46,55	4,65

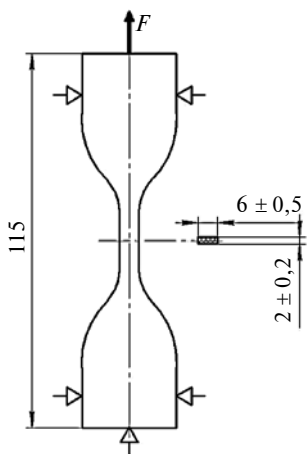


Рис. 4. Закрепление образцов МРЭ в электродинамической испытательной машине

вующей нагрузки, о чем говорит значительный разброс значений на графиках.

Полученные экспериментальные зависимости недостаточно информативны и для большего удобства графики деформации

образцов перестроили в деформации материалов, т. е. в зависимости напряжения σ от деформации ε . Для преобразования величин предварительно измерили рабочие части всех образцов, которые могут отличаться, так как образцы заливались в плоскую форму не в вакууме, и могли образоваться большие поры и воздушные полости (рис. 6, а, б).

Зависимости для образцов с одинаковой концентрацией частиц наполнителя расположены близко друг к другу и отличаются лишь углом наклона, что можно объяснить наличием агломератов и пор в полимере, которые влияют на его жесткость. Подтвердилась также зависимость коэффициента жесткости образцов от концентрации частиц: чем она больше, тем плотнее расположены частицы и необходима большая сила для растяжения, а значит и зависимость будет иметь

большой угол наклона. Для образца чистого силикона зависимость расположена ниже остальных, что также подтверждает значительное влияние концентрации частиц наполнителя на коэффициент жесткости образцов.

Для определения влияния эфира и ПМС на напряжения, создаваемые в полимере при растяжении, для каждого из двух образцов с одинаковыми концентрацией и составом построили усредненную зависимость напряжения σ от деформации ε (рис. 7). На полученных графиках, как и на предыдущих, хорошо виден угол наклона кривой зависимости деформации от концентрации наполнителя. Однако не удалось установить зависимость угла наклона и модуля упругости от наличия дополнительных компонентов, так как для двух концентраций зависимость различна.

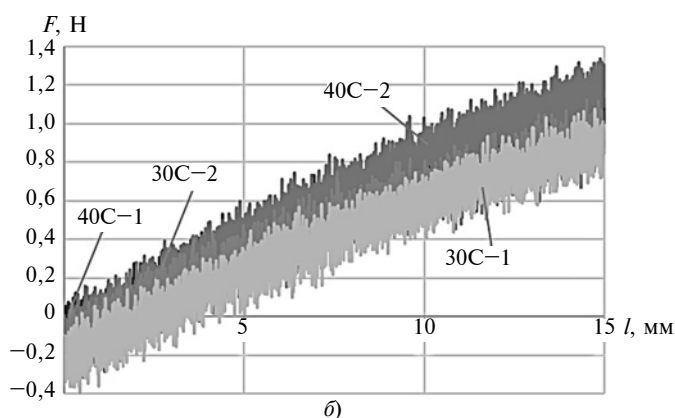
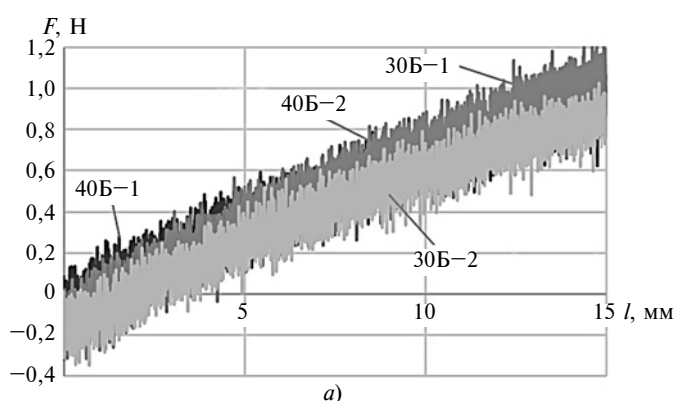


Рис. 5. Зависимости нагрузки F от удлинения l образцов без эфира и ПМС (а) и с эфиром и ПМС (б) при концентрации наполнителя:

30Б и 40Б — соответственно 30 и 40 % без ПМС и эфира; 30С и 40С — соответственно 30 и 40 % с ПМС и эфиром

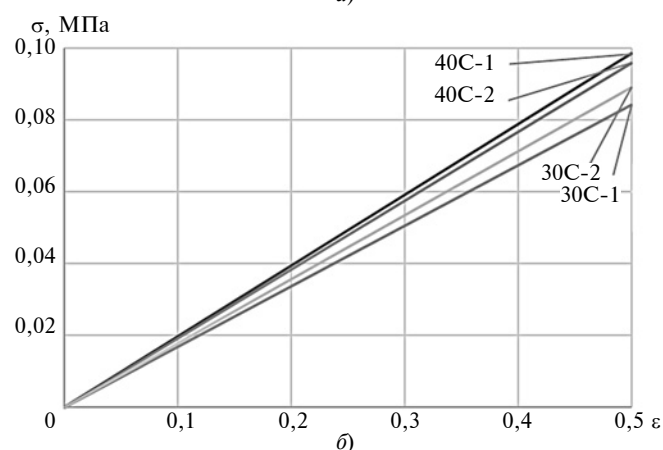
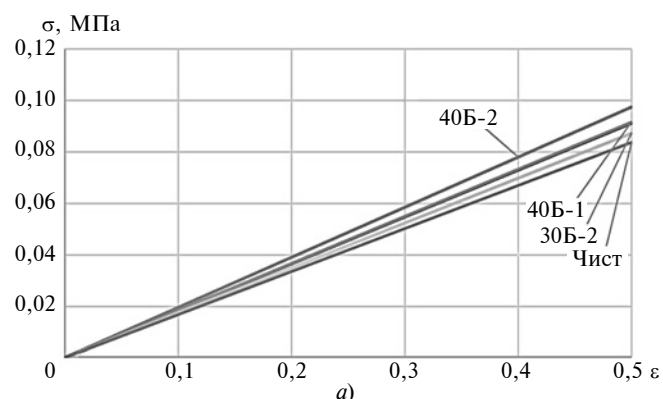


Рис. 6. Зависимости напряжения σ от деформации ε образцов с эфиром и ПМС (а) и без эфира и ПМС (б) при концентрации наполнителя 30 и 40 % (обозначения см. рис. 5)

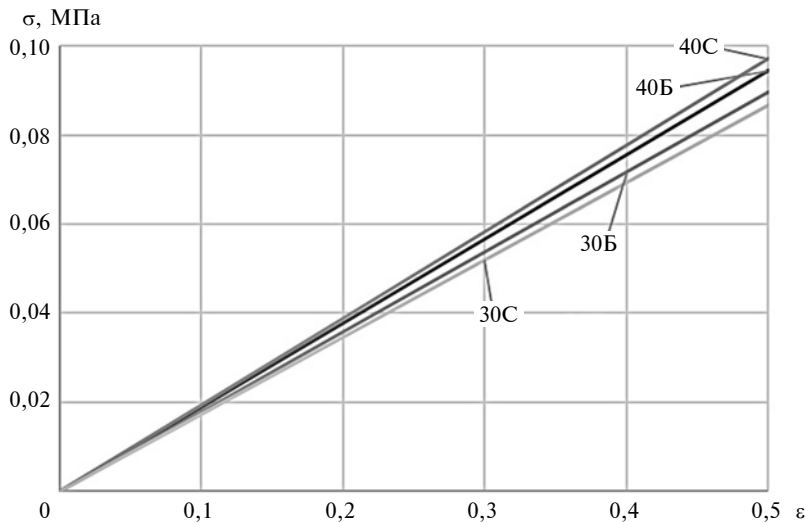


Рис. 7. Усредненные зависимости напряжения σ от деформации ϵ

Получили следующие расчетные модули упругости при концентрации наполнителя: 40 % без эфира и ПМС (40Б) — 0,190 МПа, с эфиром и ПМС (40С) — 0,195 МПа; 30 % без эфира и ПМС (30Б) — 0,175 МПа, с эфиром и ПМС (30С) — 0,170 МПа; для чистого силикона — 0,168 МПа. Образцы, предварительно испытанные в вакууме, исследовали на растяжение также и до помещения в вакуум. Концентрация наполнителя в обоих образцах составляла 30 %, расчетный модуль упругости — 0,07 МПа [20]. Сравнение модулей упругости двух разных образцов показало, что образцы, испытанные в вакууме, более твердые и для их растяжения требуется большее усилие.

Заключение

Проведенные исследования газовой выделенности выявили выделяющиеся из МРЭ газы, не характерные для других полимеров. Поэтому по ранее разработанной технологии изготовили образцы МРЭ без содержания данных компонентов и испытали их на растяжение на электродинамической машине без разрушения.

Определили модуль упругости для каждого из образцов и недостатки их изготовления, обуслов-

ленные неточностью и равномерностью заливки жидкого полимера в форму, наличием агломератов и воздушных полостей. Установили, что наличие ПМС и эфира существенно влияет на механические свойства МРЭ.

Планируется проведение испытаний в вакууме — нагрев и дегазация для сравнения удаляемых газов из образцов с разными составом и концентрацией, а также определение модуля упругости полимера после дегазации.

Авторы выражают благодарность за помощь Г. В. Степанову (ГНЦ РФ АО "ГНИИХТЭОС") в изготовлении экспериментальных образцов; И. Ф. Ханбекову (НПК АО "Плутон") в проведении обезгаживания образцов, А. Н. Редникину (кафедра РК-5, МГТУ им. Н. Э. Баумана) в проведении испытания на растяжение и сжатие образцов МРЭ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Ruddy C., Ahearne E., Byrne G. A review of magnetorheological elastomers: properties and applications // *Advanced Manufacturing Science (AMS) Research*. 2012. http://www.ucd.ie/mecheng/ams/news_items/Cillian%20Ruddy.pdf Accessed, 20.
2. A state-of-the-art review on magnetorheological elastomer devices / Y. Li, J. Li, W. Li, H. Du // *Smart ma-*

terials and structures. — IOP Publishing Ltd, 2014. 23 (12). 123001.

3. Iacobescu G. E., Balasoiu M., Bica I. Investigation of surface properties of magnetorheological elastomers by atomic force microscopy // *Journal of superconductivity and novel magnetism*. 2013. 26 (4), 785—792.

4. Boczkowska A., Awietjan S. Microstructure and properties of magnetorheological elastomers // *Advanced Elastomers-Technology, Properties and Applications*. 2012. 147—180.

5. Wan Y., Xiong Y., Zhang S. Temperature dependent dynamic mechanical properties of Magnetorheological elastomers: Experiment and modeling // *Composite Structures*. 2018. 202. 768—773.

6. Ahamed R., Choi S. B., Ferdous M. M. A state of art on magnetorheological materials and their potential applications // *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*. 2018. 29 (10). 2051—2095.

7. Experimental Investigation of Static Properties of Magnetorheological Elastomer / N. F. Alias, A. G. Muthalif, K. A. Arpan, N. D. Nordin // *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Mechanical Engineering*. 2018. 42 (2). 185—197.

8. Eem S. H., Koo J. H., Jung H. J. Feasibility study of an adaptive mount system based on magnetorheological elastomer using real-time hybrid simulation // *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*. 2019. 30 (5). 701—707.

9. Publishing of the position error of the magnetorheological elastomers active vibration control platform for precision vacuum equipment / A. M. Bazinenkov, I. V. Makeev, A. P. Rotari, D. A. Ivanova // *In IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018, July. V. 387. N. 1. P. 012006.

10. Bazinenkov A. M., Mikhailov V. P. Active and semi active vibration isolation systems based on magnetorheological materials // *Procedia Engineering*. 2015. 106. 170—174.

11. Управление частотной характеристикой платформы активной виброизоляции на основе магнитоэологических эластомеров / А. М. Базиненков, И. В. Макеев, А. П. Ротарь и др. // *Динамика и виброакустика*. — Самара: Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования Самарский национальный исследовательский университет имени академика С. П. Королева, 2018. № 4 (1). С. 36—40.

12. Степанов Г. В. и др. Магнитоактивный полимер с магнитотвер-

Ф. М. ШИРЗАДОВ, А. И. САДЫХОВ, доктора технических наук, Л. А. ГАСИМОВА (Бакинский инженерный университет, Азербайджан), e-mail: fashirzadov@beu.edu.az, a_sadixov05@rambler.ru

Исследования степени сжатия и стабильности жидкого металла в высокочастотном магнитном поле

Рассматриваются влияние высокочастотного магнитного поля на жидкий металл в условиях плавки, выбор технологических параметров и управление процессом плавки. На примере галинстона установлены факторы и определены параметры, вызывающие нестабильное движение металла.

Ключевые слова: высокочастотное магнитное поле, высокочастотные индукторы, галинстан, глубина Скина.

The influence of a high-frequency magnetic field on liquid metal under melting conditions, the choice of technological parameters and the control of the melting process are considered. On the example of galinstan, the factors are established and the parameters are determined that cause the unstable movement of the metal.

Keywords: high-frequency magnetic field, high-frequency inductors, galinstan, skin effect depth.

Высокочастотное магнитное поле и возникающие силы Лоренца, оказывая механическое воздействие, придают жидкому металлу форму, при этом, как и в постоянном магнитном поле, исключается необходимость подачи дополнительной электроэнергии, так как периодическое переменное магнитное поле, согласно второму закону Фарадея,

создает в жидком металле индукционный ток. Отметим, что по сравнению с приданием формы жидкому металлу под влиянием постоянного магнитного поля или же повышения его сжатия применение высокочастотного тока является более инновационным, поэтому его ограниченно применяют при поверхностном плавлении, наплавке, соединении сваркой и т. д. Применение высокочастотного тока при наплавке связано с трудностями, обусловленными нестабильностью жидкого металла. Это можно объяснить тем, что физические свойства материала при плавлении меняются, поэтому со временем сложным образом изменяются и параметры магнитного поля, влияющие на материал [1].

Для определения основных параметров, влияющих на расплавленный металл, понимания сути процесса, экономии времени на эксперименты и минимизации расходов на исследования в статье рассматривается лишь взаимовлияние жидкого металла и высокочастотного тока. Подобное упрощение модельных экспериментов независимо от параметров плавки металла дает возможность рационального выбора технологических и конструктивных параметров процесса, а также оценки его развития на основании предварительных заключений о стабильности жидкого металла, вибрации и



(Окончание статьи. Начало см. на стр. 60)

дым наполнителем // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. — Пермь: Пермский национальный исследовательский политехнический университет, 2013. — № 4. С. 106—137.

13. **Ju B.** et al. Temperature-dependent dynamic mechanical properties of magnetorheological elastomers under magnetic field // Journal of Magnetism and Magnetic Materials. — 2015. — Т. 374. — С. 283—288.

14. **Иванова Д. А., Ротарь А. П., Базиненков А. М.** Исследование газовыделения магнитореологического эластомера при прогреве в вакууме // Материалы Девятой Российской студенческой научно-технической конференции. — Казань: Казанский национальный исследовательский технический университет, 2019. № 9. — С. 65, 66.

15. **Mousokhranov M. V., Kalmykov V. V., Logutenkova E. V.** The influence of technological parameters on physical and mechanical properties of surfaces // In IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2019, March. V. 483. N. 1. P. 012054. IOP Publishing.

16. **General** Concept of Thermal Vacuum Tests of Space-Appliance Elements at Helium Temperatures / A. Y. Vshivkov, A. V. Delkov, A. A. Kishkin, N. A. Lavrov // Chemical and Petroleum Engineering. 2018. 54 (5—6). 327—334.

17. **Borodulin A. S., Malysheva G. V., Romanova I. K.** Optimization of rheological properties of binders used in vacuum assisted resin transfer molding of fiberglass // Polymer Science Series D. 2015. 8 (4). 300—303.

18. **Svichkar E. V., Nikulin N. K., Demikhov K. E.** Calculation method of

pumping characteristics of high-vacuum system with turbomolecular vacuum pump // AIP Conference Proceedings. — AIP Publishing LLC, 2018. — Т. 2007. — № 1. — С. 030032.

19. **Li J. F., Gong X. L.** Dynamic damping property of magnetorheological elastomer // Journal of Central South University of Technology. 2008. 15 (1). 261—265.

20. **Ефимов И. А., Иванова Д. А., Ротарь А. П.** Исследование механических свойств магнитореологического эластомера после обезгаживания в вакууме // Сборник докладов Двенадцатой Всероссийской конференции молодых ученых и специалистов (с международным участием). — Москва: Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана, 2019. — С. 450—454.

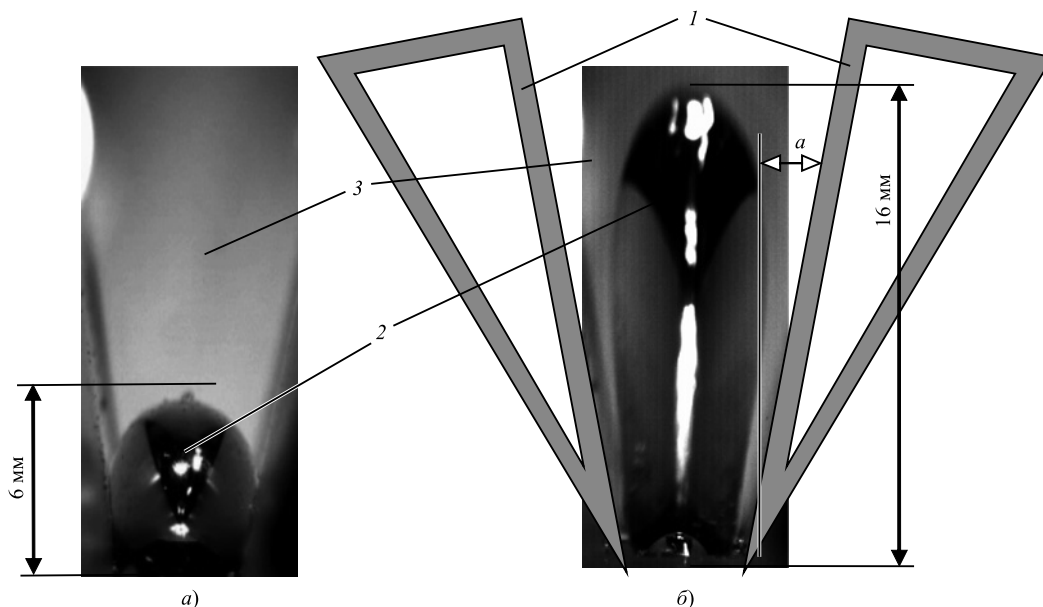


Рис. 1. Формы жидкого металла:

a — в естественном положении в воде ($Bo = 4$, $Bo_m = 0$); *б* — в высокочастотном магнитном поле ($f = 150$ кГц, $I = 1000$ А, $\alpha = 15^\circ$, $h = 16$ мм, $Bo = 28$, $Bo_m = 15$); 1 — индуктор; 2 — жидкий металл; 3 — вода

деформации поверхности жидкости, влияющей на нее силы Лоренца и рациональных формах высокочастотных индукторов тока.

При исследовании стабильности жидкого металла в высокочастотном магнитном поле время эксперимента ограничились несколькими секундами, так как индуцируемый в металле ток, особенно при больших частотах и величинах, становится причиной быстрого повышения температуры, изменения вязкости, электрического сопротивления и нестабильности жидкого металла [2, 3]. Сравнение результатов реального процесса и математических расчетов показало, что при магнитном давлении $P = B^2/2\mu$ на жидкий металл выше гидродинамического давления $p = \rho g \delta_S$ по глубине скин-слоя возникает нестабильность жидкого металла (здесь B — магнитная индукция; μ и ρ — магнитная проницаемость и плотность жидкого металла; g — ускорение свободного падения; δ_S — глубина скин-слоя, на которой течет высокочастотный ток) [2, 4–6].

С целью минимизации температуры жидкого металла, повышения давления на металл и уменьшения колебаний жидкий металл исследовали при воздействии высокочастотного тока в водной среде. Известно, что давление изменяется по высоте жидкого металла, и для придания ему прямоугольной формы индукторы следует располагать под углом (рис. 1).

Для измерения степени сжатия жидкости использовали параметры [7]:

число Бонда

$$Bo = \rho g h^2 / \gamma; \quad (1)$$

магнитное число Бонда

$$Bo_m = \mu I^2 / (8\pi h \gamma), \quad (2)$$

где h — высота жидкого металла; γ — поверхностное натяжение; I — сила тока, создаваемого индуктором.

Для экспериментов в качестве жидкого металла использовали галинстан с параметрами: поверхностное натяжение $\gamma = 0,718$ Н/м; плотность $\rho = 6,36$ г/см³; электропроводность $\sigma = 3,46 \cdot 10^6$ Ом⁻¹ · м⁻¹. При частоте тока индуктора $f = 150$ кГц глубина скин-слоя в жидком металле $\delta = \sqrt{1/\pi\sigma\mu f} = 0,67$ мм (рис. 1, б).

Несмотря на высокое число Бонда, в реальных условиях обеспечить стабильность и степень сжатия жидкого металла применением охлаждающей жидкости не всегда можно. Для повышения рациональности процесса и расширения сферы применения очередные эксперименты провели на воздухе. В качестве источника тока использовали индукционный генератор, в качестве жидкого металла — галинстан. Движение жидкости снимали высокоскоростной камерой с разрешающей способностью 1000 снимков в секунду. Благодаря возможностям высокоскоростной камеры взаимодействие жидкого металла и высокочастотного магнитного поля можно наблюдать в течение миллисекунды после эксперимента. Изучили технологические и конструктивные параметры, влияющие на нестабильность жидкого металла, и выдвинули новые предложения по повышению стабильности металла.

Величина тока индуктора в эксперименте изменялась в пределах 0–1000 А, а также наблюдались

разные формы жидкого металла при его движении. Для создания магнитных полей разной формы вокруг жидкого металла одновременно использовали круглые и прямоугольные магнитные индукторы. Ввиду неустойчивости жидкого металла увеличение силы Лоренца, возникающей в высокочастотном магнитном поле индукторов, оказалось невозможным.

Стабильность жидкого металла в высокочастотном магнитном поле во время экспериментов оценивали по изменению его высоты и динамике движения. Рис. 2 и 3 иллюстрируют неустойчивость жидкого металла в высокочастотном магнитном поле при величинах тока соответственно ($I < 900$ А) и ($I > 900$ А) и одинаковых частотах тока индуктора, взятых из записей видеокамеры. Основываясь на записях видеокамеры, движение жидкости можно разделить на четыре фазы. Рассмотрим эти действия и возможности их предотвращения.

1. Разложение жидкого металла между индукторами (рис. 2, а). Причиной разложения жидкого металла является увеличение глубины скин-слоя с повышением температуры жидкости за короткий промежуток времени под влиянием высокочастотного тока. Здесь необходимо учитывать неравномерное распределение индукционного тока на поверхности и влияние "Пинч-эффекта".

2. Выброс жидкого металла за пределы высокочастотного магнитного поля (рис. 2, е). Это связано с вертикальным действием на металл силы Лоренца. Согласно эффекту скин-слоя с повышением

температуры магнитное поле проникает в глубину металла, и в результате вертикального взаимодействия силы Лоренца между током индуктора и индуцируемым током увеличивается сила выброса жидкого металла за пределы магнитного поля. Колебания жидкого металла связаны с изменениями магнитного поля и возникающей в нем силой Лоренца, а создаваемые ими механические воздействия сводятся к нулю и при повторном повышении до максимального показателя создают вибрацию.

3. Колебания жидкого металла в горизонтальной плоскости, перпендикулярной индуктору (рис. 3, а).

На видеозаписях видно, что в жидком металле вблизи индукторов наблюдаются симметричные круговые движения (см. рис. 1, б). Трение, возникающее в результате движения разных частей жидкого металла, является причиной его колебания. Небольшие колебания могут быть связаны с изменениями магнитного поля во времени и пространстве. По закону Стокса трение, вызванное скоростью u и вязкостью η жидкости, определяется по формуле

$$f_{\text{Reibung}} = \nabla \cdot [\eta(\nabla u + \nabla^T u)] - \frac{2}{3} \nabla(\eta \nabla \cdot u), \text{ где } \nabla \text{ — оператор Гамильтона.}$$

Если вектор магнитной индукции параллелен жидкому металлу, то металл сжимается в горизонтальном направлении, если перпендикулярен, то металл сжимается в вертикальном направлении.

4. Движение жидкого металла в направлении, параллельном индукторам (рис. 3, а–д). Жидкий металл смещается в сторону меньшей магнитной

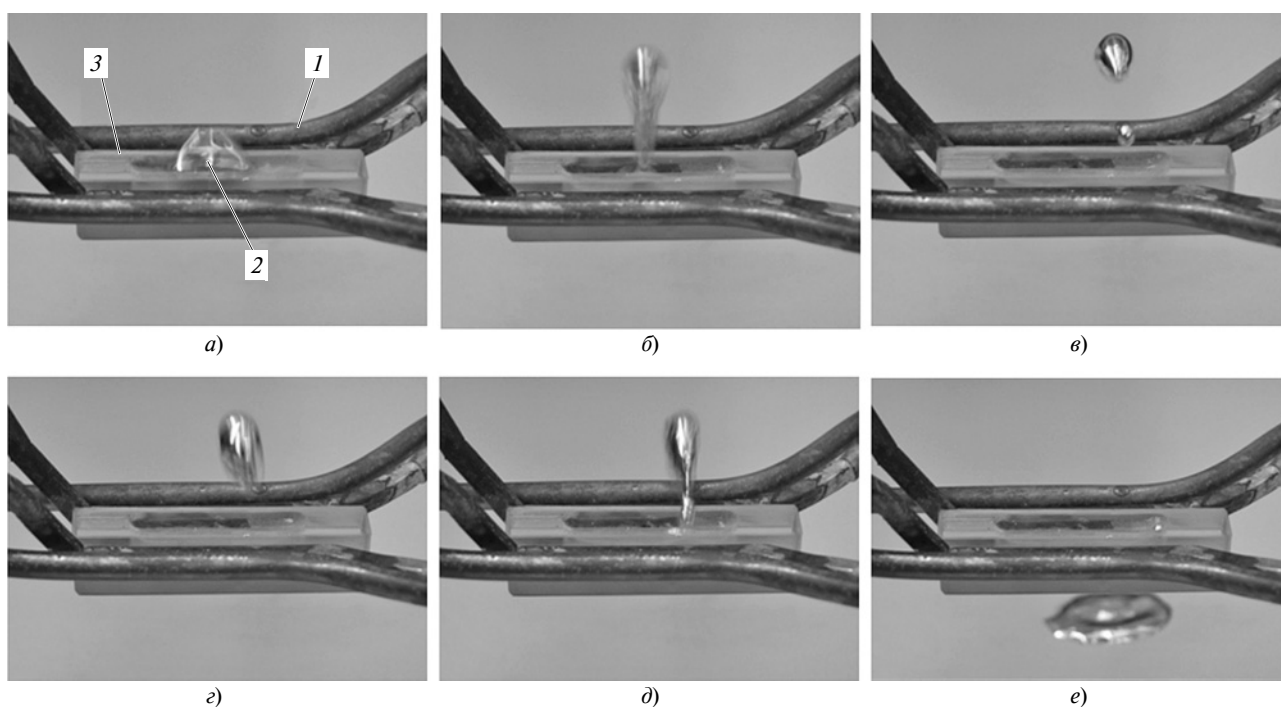


Рис. 2. Движения жидкого металла под воздействием ТВЧ ($I < 900$ А, $f = 150$ кГц):

а — разложение; б — сжатие; в, г — отделение; д — воссоединение; е — выброс жидкости за пределы магнитного поля

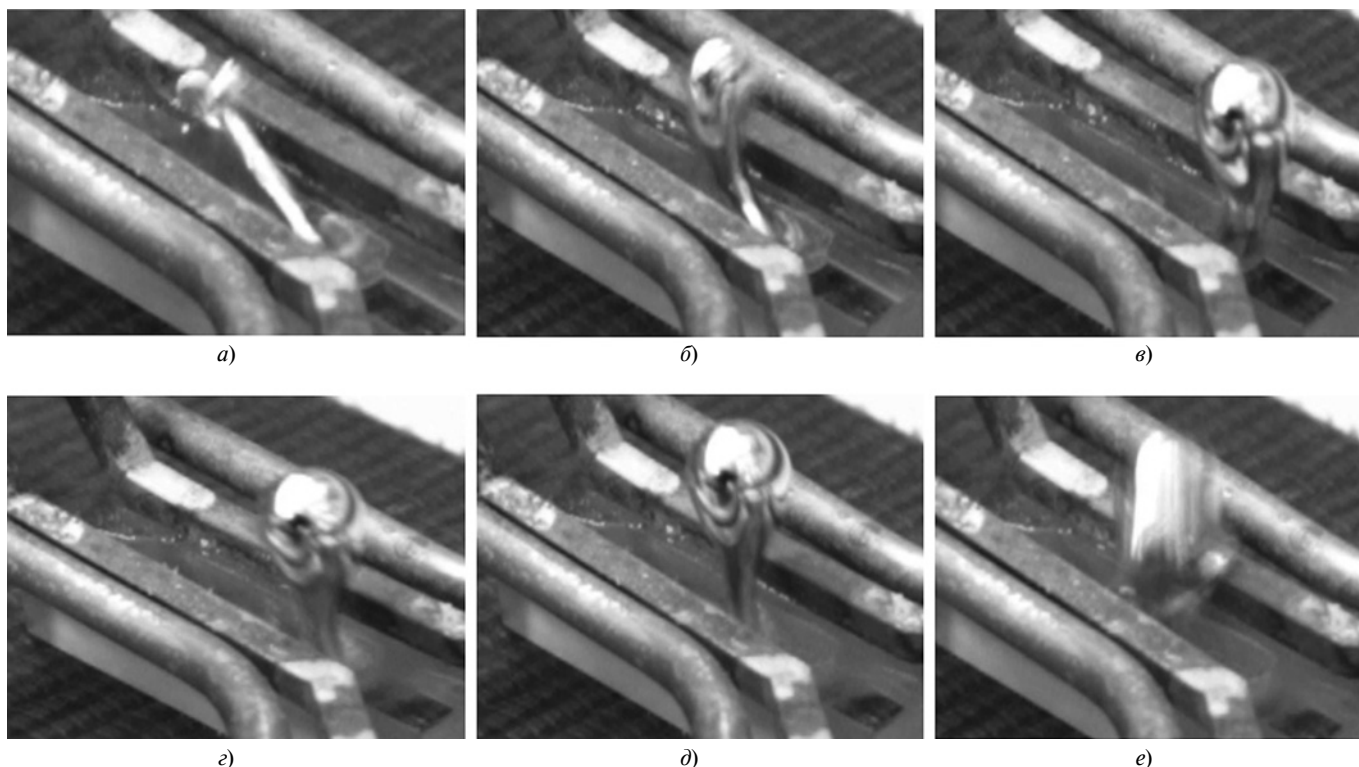


Рис. 3. Горизонтальные движения (а–д) жидкого металла между высокочастотными магнитными индукторами и разрушение жидкого металла (е) ($I > 900$ А, $f = 150$ кГц)

плотности, что можно объяснить различными магнитной проницаемостью и длиной волны тока индуктора. Согласно зависимости $\lambda = c/f$ создаваемая магнитным полем сила Лоренца действует на жидкий металл под определенным углом, и при повышении частоты тока индуктора увеличивается и угол действия силы. Учитывая, что угол действия сил характерен не для текущей, а для стоячей волны, взаимодействие сил можно заменить смещением параллельных индукторов относительно друг друга в горизонтальном направлении.

Повышение температуры жидкого металла при его сжатии силой Лоренца ограничивается нестабильностью металла. Как было сказано, нестабильность жидкого металла, обладающего электропроводностью, зависит не только от магнитных характеристик среды, но и от термофизических характеристик материала. Так, при изменении температуры изменяются и магнитные свойства материала — электропроводность, вязкость, глубина скин-слоя и др.

Исходя из геометрии объектов испытаний, можно сказать, что при каждом изменении направления вектора магнитной индукции будут изменяться указанные параметры, возникать различные силы Лоренца, и наконец, нестабильность жидкости.

Учитывая рассмотренные аспекты, для обеспечения стабильности жидкого металла и его необходимой геометрической формы более применимы-

ми будут высокочастотные магнитные индукторы и стабильное магнитное поле.

Проведенные исследования важны при изучении и контроле взаимодействия электропроводящего вещества с магнитным полем.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Markus D.** Laserstrahlaufragschweißen unter dem Einfluss magnetischer und elektrischer Felder: Dis. ... Ilmenau. 2007, 160 s.
2. **Kocourek V., Karcher Ch., Schulze D.** Experimentelle Untersuchung der elektromagnetischen Instabilität auf der freien Oberfläche eines Flüssigmetall-Tropfens // Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, Technische Universität Ilmenau. 2003. V. 148. N. 3. S. 22–25.
3. **Belkessam O.** Lagestabilisierung von Metallschmelzen mit freier Oberfläche im elektromagnetischen Wechselfeld: Dis. ... Ilmenau. 1998. 242 s.
4. **Fautrelle Y., Sneyd A.** Instability of a plane conducting free surface submitted to an alternating magnetic field // Journal of Fluid Mechanics. 1998. V. 375. N. 3. P. 65–83.
5. **Power** Consumption of Skull Melting, Part I: Analytical Aspects and Experiments / C. Gross, W. Assmus, A. Muiznieks, et. al. // Crystal Research & Technology. 1999. V. 34. N. 4. P. 319–328.
6. **Song F. M., Zhang X., Wang Z. R., Yu L. Z.** A study of tube electromagnetic forming // Journal of Materials Processing Technology. 2004. V. 151. N. 1–3. P. 372–375.
7. **Wilden J., Pothérat A.** Untersuchungen zur Prozessstabilität beim Laserstrahlgenerieren filigraner Stegstrukturen mit hohem Aspektverhältnis // TU Ilmenau, Projektberichte 01.10.2007–31.07.2010.

С. Ю. КАЛЯКУЛИН, Э. В. МИТИН, С. П. СУЛЬДИН, кандидаты технических наук
(ФГБОУ ВО "МГУ им. Н. П. Огарева", г. Саранск), e-mail: rim-tm@mail.ru

Классификация математических моделей технологического проектирования

Применение математических моделей имеет большое значение для автоматизации проектирования технологических процессов. Представление геометрических параметров детали в виде математических моделей позволяет автоматизировать разработку структуры и расчет параметров технологического процесса, что важно для полной цифровизации технологической подготовки производства.

Ключевые слова: технологический процесс, проектирование, математическая модель, цифровизация.

The use of mathematical models is of great importance for the automation of the design of technological processes. Representation of the geometric parameters of the part in the form of mathematical models allows automating the development of the structure and calculation of the parameters of the technological process, which is important for the complete digitalization of the technological preparation of production.

Keywords: technological process, design, mathematical model, digitalization.

Под классификацией (классификатором) понимают совокупность правил и результат распределения заданного множества объектов на подмножества в соответствии с установленными признаками сходства и различия. Правильное построение классификации должно соответствовать определенным требованиям: 1) учет и охват всех связей между объектами; 2) полное исследование и изучение как существующих объектов классификации, так и новых объектов с их связями с известными объектами. После построения классификацию можно использовать для классифицирования (распознавания) нового объекта по признакам, характеризующим распознаваемый объект и класс. Например, любая деталь имеет конструктивно-технологические признаки, по которым определяется класс однотипных деталей и соответствующий ему типовой технологический процесс.

Цель классификации математических моделей состоит в том, чтобы установить связь между задачами технологического проектирования, математическими моделями и методами решения этих задач.

Любая задача проектирования определяется набором конструктивно-технологических признаков, по которым выбирается математическая модель. Обзор классификации математических моделей, предложенных в работах [1–5], позволил выделить следующие недостатки: 1) небольшое число призна-

ков для построения модели; 2) узкий круг решаемых задач.

Рассмотрим основные признаки классификации математических моделей.

Анализируя задачи технологического проектирования, подлежащие математической формализации, можно сделать вывод, что выбор математической модели определяется многоаспектностью классификации, позволяющей осуществлять ее по любому числу показателей и при любом числе связей между ними и внутри них, а также с указанием их соподчинения [6].

Важнейшие признаки построения классификации математических моделей.

1. Характер цели рассматриваемой модели. Системе ограничений математических моделей должны удовлетворять элементы модели (множество допустимых элементов) и некоторая числовая (целевая) функция, которая приписывает числовое значение каждому элементу.

Если необходимо найти один или несколько элементов математической модели с заданными свойствами в некотором множестве с числом элементов $n > 1$, то эти модели называют поисковыми (значение признака $P_1 = 1$) [7, 8].

Поисковые математические модели часто называют экстремальной задачей (задачей оптимизаций), примером которой может служить поиск наилучших параметров режимов резания по разным критериям. Математическое описание элементов моделей поискового типа можно записать как [9]:

$$F_i = F_i(x), \quad i = \overline{1, m},$$

где i — некоторая система функций.

Пусть в некотором конечномерном пространстве искомых элементов E установлена некоторая область D , определяемая системой неравенств:

$$F_i(x) < 0, \quad i = \overline{1, m}.$$

Область D называют допустимой областью искомых элементов, формализующей систему ограничений, которым должен удовлетворять искомый элемент x .

Пусть на D задана числовая функция $F(x)$. Требуется в области D найти экстремальный элемент $x^*(x \in D)$, который удовлетворяет следующему соотношению:

$$F_0(x^*) = \min_{x \in D} F_0(x^*). \quad (3)$$

2. Наличие или отсутствие в математических моделях случайных параметров. В зависимости от то-

го, содержат ли математические модели элементы случайности, их делят на стохастические и детерминированные.

В детерминированных математических моделях ($P_2 = 0$) можно однозначно сказать, удовлетворяет ли любой элемент модели заданной системе ограничений, а за критерий оптимальности любого искомого элемента принимается конкретное числовое значение.

В моделях стохастического типа наличие случайных параметров приводит к тому, что конкретный элемент удовлетворяет заданной системе ограничений лишь с некоторой вероятностью, а критерий оптимальности этого элемента является случайной величиной.

3. Математическая структура искомого элемента.

Искомый элемент математической модели можно представить такой математической формой, как скаляр, вектор, скалярная функция или вектор-функция одного или нескольких переменных, структура. Так, поиск оптимального параметра технологического процесса, например, определение оптимальных значений подачи и глубины резания позволит оптимизировать время обработки и стойкость инструмента. Примером структуры может служить последовательность выполнения операций и переходов в технологическом процессе. В моделях математического программирования искомым элементом является скаляр или вектор ($P_3 = 0$), в моделях оптимального управления — скалярная функция или вектор-функция ($P_3 = 1$), в моделях логического управления сложными системами — структура ($P_3 = 2$).

4. Математические модели с одним или несколькими критериями оптимизации. Часто при поиске элемента из допустимого множества D требуется, чтобы он соответствовал не одному ($P_3 = 0$), а нескольким критериям $W_i, i = 1, n$ ($P_4 = 1$).

Определим основные цели, которые рассматриваются в многокритериальных математических моделях [10]:

1) переход от нескольких критериев к одному универсальному;

2) в допустимом множестве отыскать элемент, оптимальный по Парето;

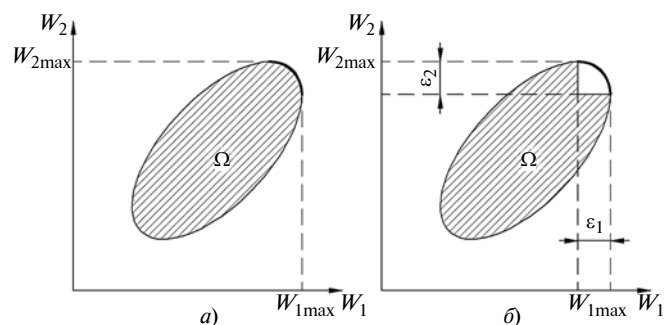


Рис.1. Множество Парето (а) и компромиссное множество (б)

3) в допустимом множестве отыскать область компромиссных вариантов, для каждого из которых значения рассматриваемых критериев находятся в окрестности оптимальных (рис. 1).

Область Ω представляет собой геометрическое место точек с координатами W_1 и W_2 для элементов допустимого множества. На рис. 1, а в области Ω толстой линией выделено множество оптимальных точек по критериям W_1 и W_2 по Парето, а на рис. 1, б — множество компромиссных вариантов с погрешностями ε_1 и ε_2 .

5. Мощность множества искомых элементов.

Иногда из допустимого множества D необходимо найти несколько элементов с заданными свойствами. Например, при решении системы линейных уравнений или неравенств, когда можно получить множество элементов. Если целью математической модели является поиск хотя бы одного элемента с заданными свойствами, то $P_5 = 1$, в противном случае — $P_5 = 0$.

6. Наличие или отсутствие ограничений. Ограничения (задачи на условный экстремум) в поисковых математических моделях существенно усложняют стратегию поиска искомого элемента, поэтому наличие ($P_6 = 1$) или отсутствие ограничений (задачи на безусловный экстремум) ($P_6 = 0$) является их характерным признаком.

7. Модели линейного или нелинейного типа.

В поисковых моделях ограничения и целевую функцию часто конструируют с помощью набора числовых функций [11, 12]. Линейная функция $F(x)$ должна удовлетворять условиям: 1) $F(x + y) = F(x) + F(y)$ для любых x и y ; 2) $F(\lambda x) = \lambda F(x)$ для любых значений λ . Если все функции, зависящие от элемента x и участвующие в его ограничениях являются линейными, то и модель будет линейной ($P_7 = 0$). Если хотя бы одна из функций не является линейной, то и модель будет нелинейной ($P_7 = 1$).

8. Структура множества допустимых элементов.

Множество допустимых элементов имеет дискретную ($P_8 = 0$) или непрерывную ($P_8 = 1$) структуру. К дискретной структуре относится любое счетное множество, в частности, всех целых чисел. Если элементы множества нельзя перенумеровать натуральными числами, то оно будет несчетным (непрерывным), например, множество вещественных чисел отрезка $[0, 1]$.

9. Системы с сосредоточенными или распределенными параметрами. Этот признак с учетом типа системы или объекта исследования оптимального управления является второстепенным, так как может служить основой для классификации только определенного класса моделей [13]. Системы с сосредоточенными параметрами ($P_9 = 0$) описываются решениями систем дифференциальных уравнений, а с распределенными параметрами ($P_9 = 1$) — дифференциальных уравнений с частными производными.

10. Математические модели с активным или пассивным экспериментом. Данный признак используется для классификации стохастических моделей обработки данных.

Информацию об объекте исследования можно получить статистической обработкой наблюдений за объектом, если они получены независимо от исследователя — пассивный эксперимент ($P_{10} = 0$), если основаны на предварительном планировании — активный эксперимент ($P_{10} = 1$).

11. Характер искомого элемента в математических моделях стохастического программирования.

Эта функция используется в математических моделях стохастического программирования. Искомый объект в этих моделях может принадлежать к одному из следующих типов: детерминированный вектор, правила принятия решений, распределения решений.

Детерминированный вектор ($P_{11} = 0$) — решение задачи стохастического программирования, при котором он удовлетворяет заданной системе ограничений с определенной вероятностью и оптимизирует среднее значение критерия.

Правила принятия решений ($P_{11} = 1$) включают инструкции, которые конкретные реализации случайных результатов рассматриваемой проблемы переводят в оптимальный план. Таким образом, построение решающих правил подразумевает возможность наблюдения за реализацией параметров и уточнения правил.

Решающие распределения ($P_{11} = 2$) — решение задачи стохастического программирования в виде оптимального векторного распределения.

12. Степень неопределенности случайного параметра в математических моделях оптимального стохастического управления. Если нет полной информации о случайных параметрах, входящих в модель (неизвестен закон распределения или некоторые его параметры), то имеем дело с моделями оптимального управления стохастическими системами с адаптацией. Эти модели предполагают построение апостериорных распределений неизвестных параметров на основании нескольких наблюдений и поведения объекта ($P_{12} = 1$). Когда природа случайных параметров в моделях оптимального стохастического управления полностью известна, то имеем дело с математическими моделями с адаптацией ($P_{12} = 0$).

13. Структура множеств локальных экстремумов. Элемент x , для которого в некоторой его окрестности нет лучшего элемента, чем рассматриваемый критерий, называется локальным экстремумом в множестве допустимых элементов непрерывного типа [14]. Под окрестностью $O_\varepsilon(x)$ некоторого элемента x понимается множество элементов y , отстоящих от x на расстоянии, не превышающем ε .

Расстояние между двумя элементами $x = [x_1, x_2, \dots, x_n]$ и $y = [y_1, y_2, \dots, y_n]$ в пространстве $E^{(n)}$

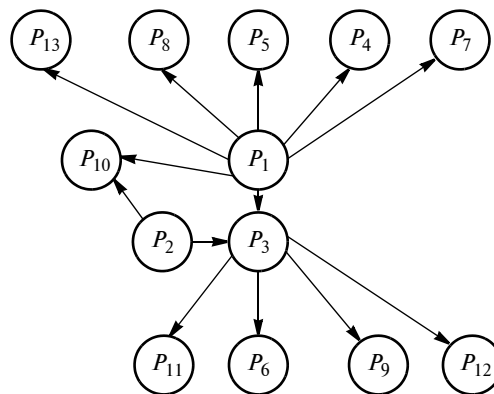


Рис. 2. Взаимосвязь признаков классификации математических моделей

вводится как скалярная функция двух переменных $p(x, y)$, которая вычисляется по формуле

$$p(x, y) = \sqrt{\sum_{III} (x_i - y_i)^2},$$

и обладает следующими свойствами: $p(x, x) = 0$ для любых x ; $p(x, y) = p(y, x)$; $p(x, z) < p(x, y) + p(y, z)$.

Расстояние между функциями в функциональном пространстве может вводиться разными способами и в частном случае как функционал вида

$$p = \sqrt{\int [x(t) - y(t)] dx}.$$

Если число локальных экстремумов в области D допустимых элементов равно единице, то рассматриваемая математическая модель называется экстремальной ($P_{13} = 0$), в противном случае — многоэкстремальной ($P_{13} = 1$).

Описанные в статье признаки математических моделей можно представить взаимосвязью признаков в виде изображенного на рис. 2 графа.

Помимо рассмотренных признаков математические модели могут быть охарактеризованы по математической форме представления компонентов математической модели и способам дальнейшего их использования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Kalyakulin S. Yu.** Algorithm for calculating the parameters of the initial blank in the SITEP MO automated design system // Russian Engineering Research. 2014. V. 34. N. 11. P. 713—715.
2. **Калякулин С. Ю.** Разработка алгоритма расчета параметров исходной заготовки в системе "СИТЕП МО" автоматизированного проектирования технологических процессов // СТИН. 2014. № 4. С. 17—19.
3. **Кузьмин В. В., Калякулин С. Ю.** Этапы преобразования информации при автоматизированном расчете параметров технологических процессов // Автоматизация. Современные технологии. 2015. № 9. С. 13—16.
4. **Кузьмин В. В., Калякулин С. Ю.** Методика автоматизации расчета параметров технологических процессов в САПР ТП // Инженерный журнал. Справочник. 2015. № 10. С. 32—34.

В. А. ЛЕНИНА, Г. А. ВОРОБЬЕВА, канд. техн. наук, Е. Ю. РЕМШЕВ, канд. техн. наук, З. Н. РАСУЛОВ (БГТУ "ВОЕНМЕХ" им. Д. Ф. Устинова, г. Санкт-Петербург), e-mail: remshev_eiu@voenmeh.ru

Закономерности формирования фазового состава, структуры и свойств сплава БрНХК 2,5-0,7-0,6 при термической и аэротермоакустической обработках

Рассматривается влияние термической (ТО) и аэротермоакустической (АТАО) обработок на структуру и механические свойства бронзы БрНХК. Установлено повышение прочности и упругости сплава оптимизацией режимов ТО и АТАО. Показаны влияние обработки, предшествующей старению, режимов старения и АТАО на структуру, возможности дополнительного повышения механических свойства проволоки из БрНХК после АТАО.

Ключевые слова: бронза, термическая обработка, аэротермоакустическая обработка, микроструктура, механические свойства.

The influence of thermal and aérothermoacoustic treatments on the structure and mechanical properties of БрНХК bronze is considered. An increase in the strength and elasticity of the alloy is established by optimizing the thermal and aérothermoacoustic modes. The influence of the pre-aging treatment, the aging and aérothermoacoustic modes on the structure, the possibility of an additional increase in the mechanical properties of wire from БрНХК after aérothermoacoustic treatment are shown.

Keywords: bronze, heat treatment, aérothermoacoustic treatment, microstructure, mechanical properties.

Для изготовления упругих элементов из бронзовых сплавов наиболее высокими механическими свойствами обладает бериллиевая бронза, которая имеет предел прочности до 1300 МПа, а предел

текучести до 1200 МПа, при этом у нее самая низкая пластичность и относительное удлинение не более 2 %. Бронзовый сплав БрНХК по прочностным свойствам не уступает кремнемарганцевой и оловянно-цинковой бронзам, а по пределу текучести превосходит их. При этом запас пластичности остается наиболее высоким по сравнению с представленными бронзовыми сплавами. Чувствительность элементов и точность, с которой измеряемый параметр преобразуется в перемещение или усилие, в значительной мере зависят от сопротивления материала микропластическим деформациям, являющимися причиной гистерезиса, упругого последействия, релаксации напряжений, ползучести.

Материал пружин, работающих при высоких температурах, должен быть достаточно термостойким и коррозионно-стойким. Выбор материалов для деталей машин и приборов определяется эксплуатационными, технологическими и экономическими требованиями, предъявляемыми к ним. При определяющем значении механических и необходимости физических свойств сплавов также важны технологические, экономические и экологические факторы, особенно при крупносерийном и массовом производстве. Поэтому наряду с требованиями к используемым технологиям упрочнения обеспечить необходимые функциональные свойства материалов, предъявляются требования и по экологии, т. е.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 68)

5. **Проектирование** структуры технологических процессов на основе синтеза = Designing the Structure of Technological Processes Based on Synthesis / С. Ю. Калякулин, В. В. Кузьмин, Э. В. Митин и др. // Вестник Мордовского университета. 2018. Т. 28. № 1. С. 77–84.

6. **Роль** информационных моделей связей при расчете режимов резания в САПР ТП / С. Ю. Калякулин, В. В. Кузьмин, Э. В. Митин, С. П. Сульдин // СТИН. 2018. № 7. С. 2–4.

7. **Калякулин С. Ю., Кузьмин В. В.** Автоматизация выбора мерительной оснастки на основе конструкторско-технологической параметризации в САПР ТП // Технология машиностроения. 2017. № 11. С. 46–49.

8. **Проектирование** структуры технологических процессов на основе синтеза / С. Ю. Калякулин, В. В. Кузьмин, Э. В. Митин и др. // Вестник Мордовского университета. 2018. № 1. Т. 28. С. 77–84.

9. **Кузьмин В. В., Максимовский Д. Е.** Выбор технологических баз на основе решения прямой задачи размерного анализа // Вестник МГТУ СТАНКИН. 2012. № 2. С. 64–69.

10. **Maksimovskii D. E.** Automation of process design by design-technological parameterization // Russian Engineering Research. 2011. V. 31. N. 9. P. 870–872.

11. **Кузнецов П. М., Хорошко Л. Л.** Цифровизация процессов восстановления дробильно-измельчительного оборудования // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). 2019. № 10. С. 195–205.

12. **Цырков А. В.** Проектно-операционное управление в машиностроительном производстве / А. В. Цырков, П. М. Кузнецов, Г. А. Цырков и др. DOI 10.15507/0236-2910.028.201804.511-522 // Вестник Мордовского университета. 2018. Т. 28. № 4. С. 511–522.

13. **Бутко А. О., Кузнецов П. М.** Построение информационных моделей в интегрированных системах // Оборонный комплекс — научно-техническому прогрессу. 2019. № 3. С. 20–25.

14. **Москвин В. К.** Привод технологического робота токарного роботизированного комплекса // Технология машиностроения. 2018. № 11. С. 45–48.

отсутствию загрязнения окружающей среды. Возможность получения более высоких свойств, характеризующих сопротивление сплава небольшим пластическим деформациям, у применяемых в промышленности сплавов, например БрНХК 2,5-0,7-0,6, позволит расширить область его применения для изготовления упругих элементов (пружин) [1–6].

Применение аэротермоакустической обработки (АТАО) как упрочняющей показало свою эффективность при ее проведении перед одним из этапов термической обработки (отпуском или старением) для сталей и сплавов на основе алюминия и титана [6]. В связи с этим целесообразно исследовать применение АТАО для повышения свойств сплава БрНХК, широко используемого при изготовлении деталей машин и приборов [1–4].

Упругие элементы изготавливают из многих сплавов на основе цветных и благородных металлов, подвергаемых разным видам упрочнения: старению или дисперсионному твердению, термомеханической и химико-термической обработкам, а также другим видам комбинированной обработки. Выбор того или иного сплава и режима упрочняющей обработки зависит от условий работы упругих элементов. Среди этих материалов важное место занимают сплавы на основе меди благодаря уникальному сочетанию высокого упрочнения, значительной упругой деформации, высокой электро- и теплопроводности, высокого сопротивления разрушению и коррозионной стойкости. Эти сплавы используются в приборах, электрических машинах, автоматических устройствах как токоведущие и силовые, а часто одновременно как силовые и токоведущие упругие элементы высокой точности и надежности [5]. В промышленности используется много сплавов на основе меди с разной структурой, зависящей от принятых методов упрочнения, которые, в свою очередь, зависят от состава этих сплавов.

Для исследования выбрали бронзу БрНХК 2,5-0,7-0,6 в виде прутка $\varnothing 3,5$ мм, полученного с применением термической обработки (ТО) с последующей холодной пластической деформацией (состояние поставки). Сплав БрНХК относится к дисперсионно упрочняемым сплавам, для которого характерен значительный разброс механических свойств как в состоянии поставки, так и после старения, являющегося заключительным технологическим процессом, формирующим требуемый комплекс свойств [1–3].

Для повышения прочностных механических свойств и уменьшения разброса их величин бронзу подвергали АТАО по нескольким режимам [5]. Режим АТАО1 — нагрев до температуры 150–170 °С и выдержка 10 мин. Часть образцов охлаждали в резонаторе газоструйного генератора звука при одновременном воздействии потока газа и акустического поля с уровнем звукового давления 140 дБ в течение 10–12 мин, а другую часть образцов — на

воздухе. Режимы АТАО2 и АТАО3 отличались от режима АТАО1 тем, что акустическую обработку проводили при нормальной температуре и других акустических параметрах.

Образцы длиной 200 мм после указанных обработок испытывали на статическое растяжение на машине AGX-100 kN, SHIMADZU (Япония). Микроструктуру исследовали на металлографическом микроскопе Leica DM2500 (Германия), а также на растровом сканирующем электронном микроскопе (СЭМ) VEGA3 SBH (Чехия).

Механические свойства сплава БрНХК в исходном состоянии, после старения и дополнительной АТАО приведены в табл. 1.

Предварительную обработку бронзы осуществляли по двум схемам:

1) закалка + холодная пластическая деформация (ХПД, $\varepsilon = 60\%$) — состояние поставки (исходное состояние — ИС);

2) закалка с температуры 900 °С, выдержка 30 мин, охлаждение в воде.

Таблица 1

Но- мер режи- ма	Режим обработки	Дополнитель- ная обработка	$\sigma_{\text{в}}$	$\sigma_{0,2}$	$\sigma_{0,05}$	δ , %
			МПа			
1	Исходное состояние (ИС)	←	681	460	383	3,2
2		A1*	690	602	478	2,9
3		A1 — 2 раза	693	535	425	3,2
4		A2*	1100	340	—	5,3
5		A3*	676	343	—	9,8
5	ИС	Старение 440 °С, выдержка 2 ч, СТО	852	803	670	2,4
6		Старение 440 °С, выдержка 2,5 ч	856	780	650	2,7
7	ИС, A1	Старение 440 °С, выдержка 2,5 ч	865	820	800	3,6
8	ИС, A1, старение 440 °С, вы- держка 2 ч	A1	860	819	780	5,9
8a		A1 + A1	890	850	807	7,5
9	ИС, A3	Старение 440 °С, выдержка 2 ч	832	520	—	5,6
10	ИС + A3 + старение 440 °С, вы- держка 2 ч	ХПД	686	420	—	16
11	Закалка 900 °С	Старение 440 °С, выдержка 2,5 ч	680	400	—	9

* A1 — нагрев 150–170 °С, выдержка 10–12 мин, охлаждение в резонаторе 10 мин; A1, A2 и A3 — условные обозначения обработок, отличаются параметрами и температурой нагрева образца.

Если предварительная обработка проводилась по схеме 1, то в зависимости от использованных режимов АТАО изменяются исходные механические свойства: при режимах АТАО1 или АТАО1, проведенной 2 раза, параметры прочности σ_B , $\sigma_{0,05}$, $\sigma_{0,2}$ повышаются, а пластичность δ сохраняется без изменения; при АТАО2 параметры σ_B и δ увеличиваются, а параметр $\sigma_{0,2}$ снижается; при АТАО3 пластичность δ повышается, параметр σ_B сохраняется без изменения, а параметр $\sigma_{0,2}$ уменьшается (см. табл. 1).

Старение бронзы проводили по режиму: температура $380\div 480$ °С, время выдержки — от 1,5 до 3 ч. После старения бронзы в исходном состоянии при температуре 440 °С в течение 2 ч прочность существенно увеличивается по сравнению с аналогичными свойствами, полученными при других режимах старения (эта обработка принята как стандартная термическая обработка (СТО)).

При обработке АТАО1 в исходном состоянии перед старением при температуре 440 °С в течение 2 ч (режим № 7) все свойства (σ_B , $\sigma_{0,05}$, $\sigma_{0,2}$, δ) повышаются по отношению к свойствам после СТО. При обработке по режиму № 8 (дополнительная АТАО + АТАО1 после старения) пластичность повышается при некотором снижении $\sigma_{0,05}$. Все механические свойства повышаются по отношению к полученным по другим режимам при двухразовой АТАО1 после старения [7]. Применение АТАО1 по режимам № 7 и 8 значительно уменьшает разброс механических свойств.

Если старению предшествовала обработка АТАО3, то прочностные свойства (в основном $\sigma_{0,2}$) ниже, чем при большей пластичности при СТО. Дополнительная ХПД после обработки по режиму № 9 при снижении прочности до исходной повышает пластичность до $\delta = 16$ % (режим № 10). Снижение прочности и повышение пластичности после ХПД определяется отрывом дислокаций от атмосфер атомов растворенных примесей или легирующих элементов.

Предварительная обработка бронзы по схеме 2 (закалка с последующим старением по оптимальному режиму) также обеспечивает повышение прочности, которая, однако, меньше значений, полученных при обработке по режимам АТАО1 и АТАО2 (режимы № 6 и 7), при более высоких значениях пластичности.

Исходя из результатов, приведенных в табл. 1, технологию АТАО (режимы № 7 и 8а) можно использовать для повышения упругих свойств бронзы в состоянии поставки (проволока, $\epsilon = 60$ %).

Диаграммы растяжения образцов из бронзы БрНХК в исходном состоянии после ТО, включающей закалку с последующими старением и АТАО, приведены на рис. 1. Диаграммы растяжения образцов при обоих видах предварительной обработки бронзы (исходное состояние и закалка) одинаковые

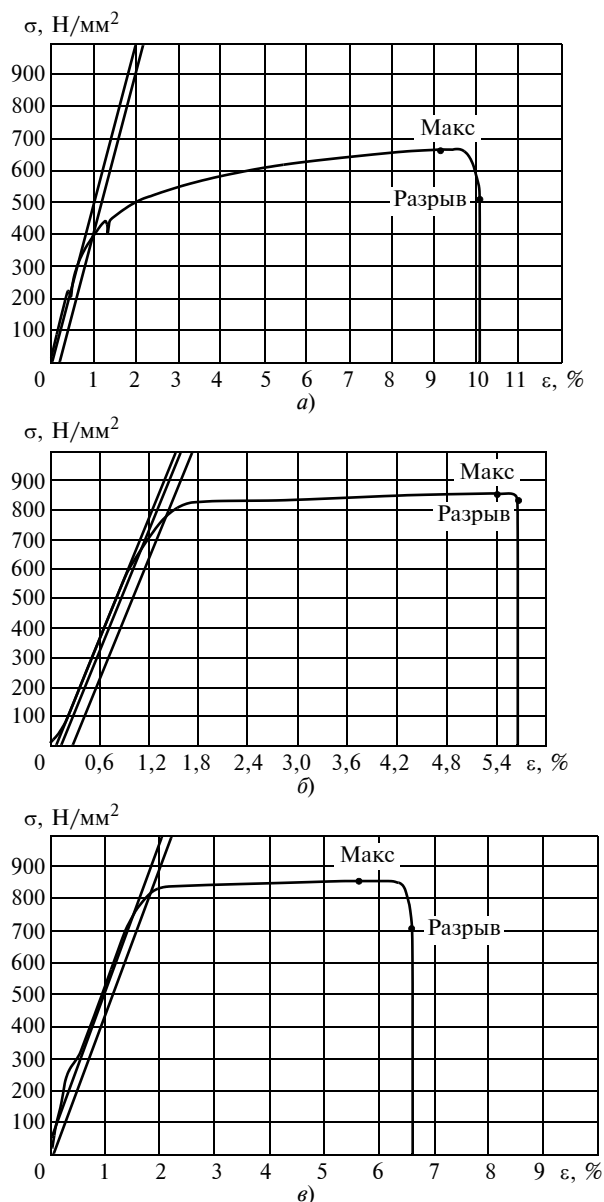


Рис. 1. Диаграммы растяжения:

закалка 900 °С, выдержка 30 мин + старение 440 °С, выдержка 3 ч (режим № 11) (а); состояние поставки, старение 440 °С, выдержка 2 ч (б); состояние поставки, АТАО + старение 440 °С, выдержка 2,5 ч + АТАО (режим № 8) (в)

и соответствуют диаграммам на рис. 1, а, оставаясь такими же после старения по режимам, указанным в табл. 1 для образцов, прошедших закалку. При этом изменяются только параметры. Если предварительная обработка бронзы соответствовала схеме № 1 (ИС), то после старения диаграммы будут соответствовать диаграммам на рис. 1, б.

При любой схеме АТАО (см. табл. 1) диаграммы растяжения не изменяются, изменяются только параметры (см. рис. 1, в). Характерная особенность этих диаграмм — наличие практически горизонтального участка, соответствующего деформации сплава с минимальным упрочнением. При такой деформации устанавливается равновесие: количест-

во образующихся дислокаций соответствует количеству исчезающих в результате аннигиляции в процессе поперечного скольжения [9]. Использование АТАО1 не только обеспечивает повышение свойств $\sigma_{0,05}$, $\sigma_{0,2}$, но и более высокие значения пластичности. Из диаграмм растяжения образцов бронзы (ИС), подвергнутой ТО (старение 440 °С, 2 ч), видно, что после достижения максимального напряжения и начала локализации деформации (образования шейки) разрушение сплава наступает

практически сразу, после минимальной деформации (режим № 5, рис. 1, б). Применение АТАО, повышая пластичность, способствует тому, что и после образования шейки на образце идет деформация в большем объеме, чем после СТО (см. рис. 1, в).

Микроструктура бронзы БрНХК в исходном состоянии и после ТО представлена на рис. 2, а–в. В исходном состоянии микроструктура сплава — это деформированные зерна твердого раствора и интерметаллиды, выделившиеся при кристаллиза-

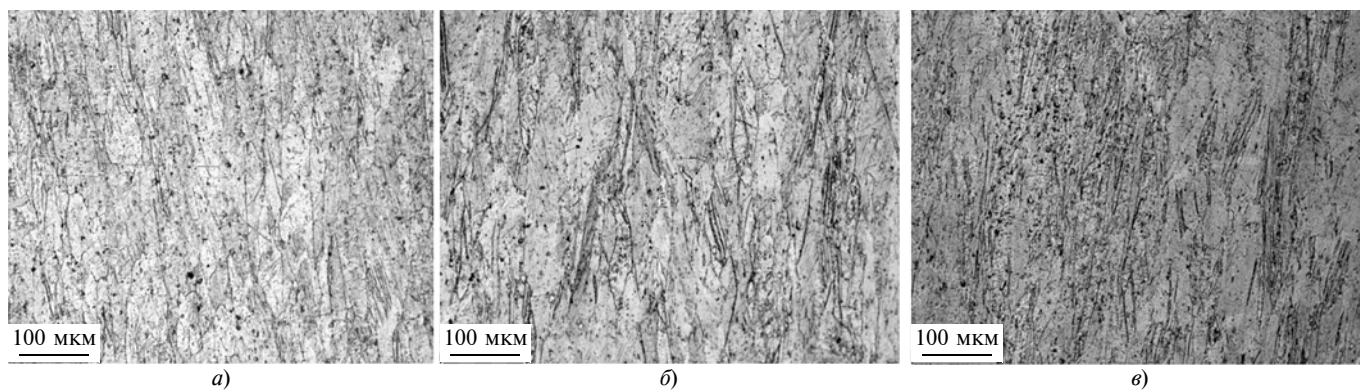


Рис. 2. Микроструктура бронзового сплава в состоянии поставки (а), исходном (б), после старения при 440 °С, выдержке 2 ч и испытания на растяжение (в)

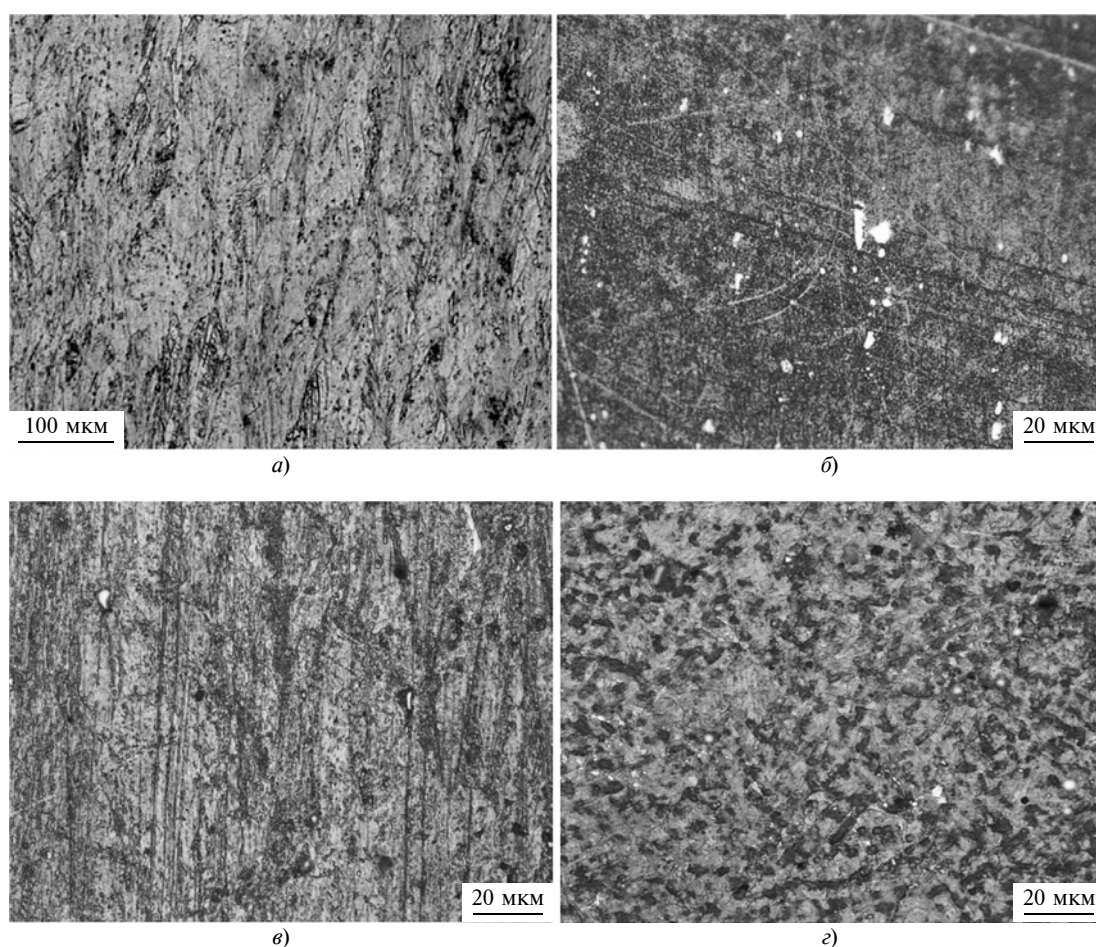


Рис. 3. Микроструктура БрНХК в исходном состоянии (а, б), после обработки с дополнительной АТАО (в, г)

Таблица 2

Форма и размер фаз	Химический состав, %				
	Si	Cr	Ni	Cu	Fe
Крупные округлые частицы	15,72	74,92	0,83	4,98	—
	15,89	76,49	—	4,69	—
	8,62	43,35	—	5,45	10,05
Пластинчатые частицы	8,72	29,18	5,57	24,47	—
Мелкие округлые частицы	5,94	14,98	3,07	46,4	—
	9,91	29,31	4,83	32,8	—
	4,27	20,95	4,15	63,57	—
Твердый раствор	1,58	—	2,95	94,07	—
	1,12	—	3,3	93,39	—

ции (см. рис. 2, а). Дополнительно увеличивается количество интерметаллидов при старении в результате распада твердого раствора (см. рис. 2, б, в), т. е. имеет место фазовое старение, для которого характерна небольшая разница между временным сопротивлением и пределом текучести $\sigma_{0,2}/\sigma_B = 0,8 \div 0,95$, что соответствует данным, приведенным в табл. 1 (режим № 5 и др.). В процессе старения увеличивается и количество двойников в сплаве. Структура состаренного сплава помимо химического состава зависит от таких факторов, как вид предварительной обработки и температурный режим ее проведения.

Микроструктура бронзы БрНХК в исходном состоянии и после режима АТАО1 приведена на рис. 3, а—г. Применение АТАО1 способствует измельчению структурных составляющих, что и обеспечивает торможение дислокаций полем упругих напряжений в матрице вокруг включений, а также повышение механических свойств бронзы при огибании дисперсных частиц дислокациями [8].

Химический состав частиц, выделившихся при кристаллизации сплава и в процессе старения при 440 °С, 2,5 ч из твердого раствора матрицы бронзы приведен в табл. 2. Согласно микроспектральному анализу крупные округлые частицы представляют собой соединения хрома с кремнием (Cr_3Si), легированные медью и небольшим количеством никеля. Включения могут содержать железо (см. табл. 2). Эти интерметаллиды образуются на стадии кристаллизации. Вытянутые пластинчатые выделения содержат меньше хрома, их состав ближе к Cr_2Si , но они включают медь и никель, причем меди существенно больше.

Данные табл. 2 свидетельствуют о существенном обеднении твердого раствора хромом после старения. Старение бронзы способствует увеличению размеров наиболее крупных частиц (до 5,85 мкм) — округлых и прямоугольных. Небольшие частицы обогащаются никелем до состава $Si(Cr, Ni)_3$, а также медью (см. табл. 2). Увеличение содержания никеля до 5,57 % и уменьшение количества хрома в

пределах (43,35÷11,19 %) характерно как для мелких включений, так и для включений пластинчатой формы. Частицы $Si(Cr, Ni)_3$ более мелкие, образуются преимущественно на стадии старения и обеспечивают значительное упрочнение [8]. Полученный химический состав фаз в значительной степени согласуется с данными работы [2].

Заключение

Использование АТАО1 для бронзы БрНХК 2,5-0,7-0,6 в качестве обработки, предшествующей старению по оптимальному режиму или реализуемой дополнительно и после старения, обеспечивает повышение механических свойств, увеличивающих сопротивление малым пластическим деформациям, уменьшает их разброс, что позволяет применять бронзу для изготовления упругих элементов (пружин). Полученные механические свойства (σ_B , $\sigma_{0,05}$, $\sigma_{0,2}$, δ) бронзы после применения АТАО1 позволяют в ряде случаев использовать ее взамен более дорогих сплавов, в том числе и бронзы БрБ2.

Повышенная пластичность бронзы БрНХК наряду с необходимыми характеристиками прочности, полученными при АТАО1, обеспечивает проведение дополнительной ХПД сплава.

Технология АТАО является экологически чистой упрочняющей обработкой, не загрязняющей окружающую среду. Установку можно подключать к системе подачи сжатого воздуха на предприятии.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Карева Н. Т., Корягин Ю. Д., Медведева Г. И. Влияние различных режимов старения на свойства сплава БрНХК // Известия высших учебных заведений. Цветная металлургия. 1985. № 6. С. 64—68.
2. Карева Н. Т., Корягин Ю. Д. Влияние режимов термической обработки на структуру бронзы БрНХК // Вестник ЮУрГУ. Металлургия. 2015. Т. 15. № 4. С. 84—88.
3. Дисперсионное твердение — эффективное направление синтеза конструкционных сплавов // РИТМ, 2011. № 3. С. 31—35.
4. Пастухова Ж. П., Рахштад А. Г. Пружинные сплавы цветных металлов; 2-е изд. М.: Металлургия, 1983. 364 с.
5. Обеспечение эксплуатационной надежности упругих элементов акустическими методами / Г. А. Данилин, Е. Ю. Ремшев, Г. А. Воробьева и др. // Металлург. 2015. № 3. С. 48—52.
6. Воробьева Г. А., Усков В. Н. Аэротермоакустическая обработка сталей и сплавов. СПб.: БГТУ "Военмех", 2012. 130 с.
7. Пат. 2691823 Рос. Федерация: МПК С22F1/08; С22F3/00 18.06.2019 г. Способ термической обработки заготовки или изделия (пружин) из бронзы БрНХК 2,5-0,7-0,6.
8. Новиков И. И. Теория термической обработки металлов. М.: Металлургия, 1986. 479 с.
9. Золоторевский В. С. Механические свойства металлов. М.: МИСИС, 1998. 400 с.

Ю. А. КРЯЖЕВ, канд. техн. наук, Е. Ю. ГОРИН (Алтайский ГТУ им. И. И. Ползунова),
e-mail: evgenijgorin@gmail.com

Использование сборного режущего инструмента с демпфирующими элементами для снижения механических колебаний

Рассмотрены аспекты снижения вибраций при обработке на металлорежущих станках для повышения качества обработанных поверхностей при умеренных и высокоскоростных режимах резания. Разработаны торцевые фрезы с демпфирующими элементами из разных материалов, обеспечивающие регулирование жесткости инструмента.

Ключевые слова: вибрации, торцевая фреза, колебания, обработанная поверхность, демпфирование.

Aspects of vibration reduction during machining on metal-cutting machines to improve the quality of machined surfaces at moderate and high-speed cutting modes are considered. End mills with damping elements made of different materials, which provide the control of tool rigidity, are developed.

Keywords: vibrations, end mill, vibrations, machined surface, damping.

Известно, что при резании возникают вибрации, которые снижают качество обрабатываемой поверхности и ресурс рабочих узлов металлорежущих станков, повышают изнашивание режущего инструмента.

Высокоскоростная и сверхскоростная обработки резанием, т. е. при частотах вращения шпинделя до $60\,000\text{ мин}^{-1}$, собственная частота крутильных колебаний шпинделя близка частоте колебаний режущего инструмента [1]. Это обуславливает необходимость в обеспечении устойчивости обработки для исключения возникновения резонанса. В современных металлорежущих станках возможна реализация сложных кинематических схем перемещения режущих инструментов относительно заготовки, что позволяет увеличить число координат управления и интерполяцию программными средствами. Это значительно снижает крутильную жесткость шпиндельных узлов и обуславливает необходимость в обеспечении устойчивости системы "станок—приспособление—инструмент—деталь" (СПИД), что ведет к усложнению динамической системы и

затрудняет определение коэффициента жесткости и диссипативных факторов [2].

При изучении динамических процессов в технических системах используют динамические модели [3], которые формируют из динамических моделей ее функциональных частей. При применении принципов построения динамических моделей СПИД можно выделить наиболее податливые (наименее жесткие) звенья ее кинематической цепи [3].

Рассмотрим кинематическую схему фрезерного станка с ЧПУ (рис. 1, а), которая состоит из двигателей M_1, M_2, M_3, M_4 , упругих муфт, зубчатых и винтовых передач, приводящих в движение рабочие органы (звенья) станка: шпиндель, стол, шпиндельную бабку. При переходе к аналогу кинематической схемы — упругой (динамической) модели (рис. 1, б) учитывают все податливые звенья, которые соединены в цепочки подсистемы (рабочие органы станка): инерционные J_i ; упругодиссипативные c_i и ψ_i ; кинематические P_i .

Выходным звеном разветвленной динамической модели фрезерного станка (см. рис. 1, а) является шпиндельный узел с режущим инструментом, соответственно выходными параметрами будут функции перемещения шпиндельного узла и режущего инструмента (инструментальная наладка).

Для решения поставленных задач были проанализированы работы по вибрациям машин и механизмов.

В работе Р. Бишопа отмечено, что собственные частоты технической системы, ее собственные формы и скорости затухания являются показателями технической системы, поскольку они не связаны с внешними возмущениями. Собственные частоты технической системы изменяются с изменением ее массы и жесткости. Все технические системы ведут себя так, как если бы они стремились непрерывно совершать свободные колебания по собственным формам с соответствующими собственными частотами [4]. Но в реальных условиях работы технических систем это невозможно из-за наличия трения,

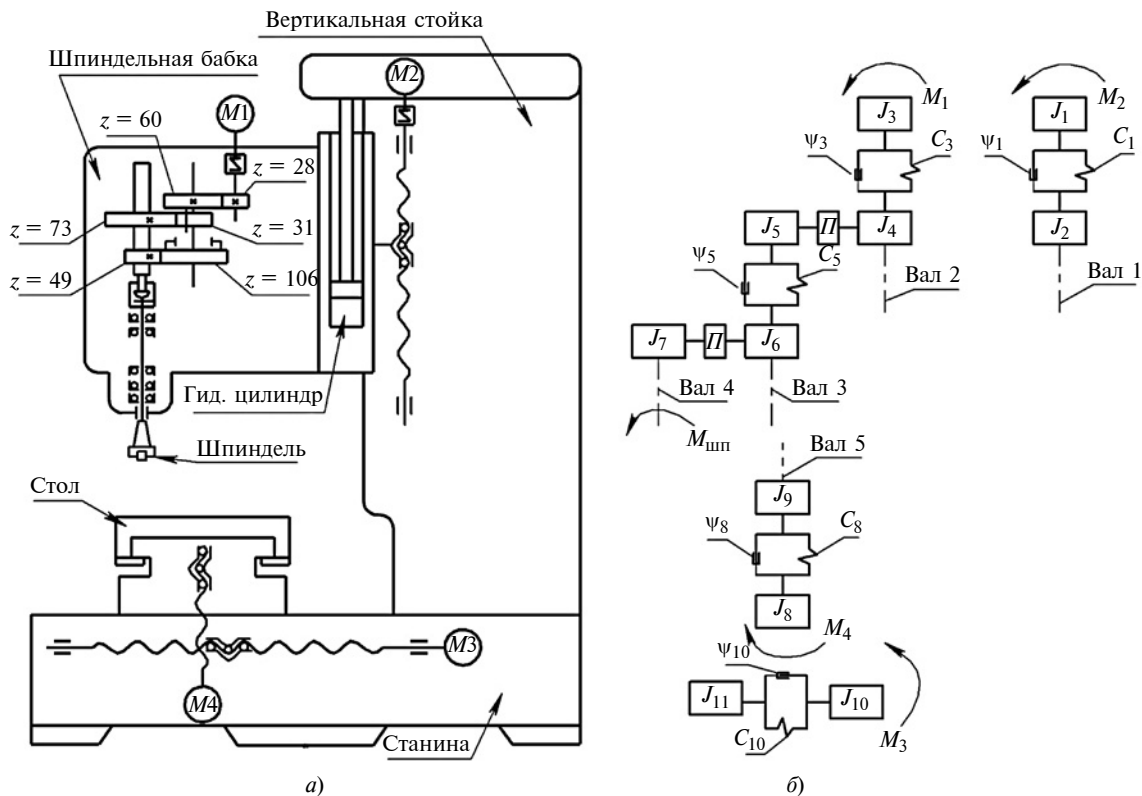


Рис. 1. Кинематическая (а) и динамическая (б) схемы фрезерного станка с ЧПУ

однако при воздействии определенных сил колебания будут сохраняться. При этом возможны два варианта: техническая система может получить возбуждение извне; система обеспечивает необходимое возбуждение, если она стремится непрерывно совершать свободные колебания по собственным формам с соответствующими собственными частотами [4]. Частота и формы свободных колебаний системы определяются значениями и распределением масс и жидкостей; каждой собственной форме соответствует определенная собственная частота. Для большинства технических систем собственная частота находится в диапазоне 50÷500 Гц.

Чтобы достичь совпадения собственной частоты с частотой возбуждения, необходимо изменить последнюю. Однако резонанс возможен и при изменении собственной частоты, но это потребует изменение самой системы.

Трения в разъемных и неразъемных соединениях СПИД приводят к рассеянию энергии механических колебаний, т. е. происходит демпфирование, которое возникает в результате трения сопряженных поверхностей или создается специальными средствами. Демпфирование, вызванное трением сопряжений, определяется экспериментально, создаваемое демпфирование в некоторых случаях можно оценить теоретически.

В работе [4] отмечается, что нежелательные резонансные колебания можно убрать двумя спосо-

бами: первый — отстройка технической системы, изменением собственных частот так, чтобы они не совпадали с частотами возбуждения, второй — изменением частот возбуждения. Последний заключается в увеличении демпфирования системы или переносе наибольших колебаний в те места, где они причиняют меньший вред. Для этого необходимо определение собственных форм колебаний. Первый способ эффективнее, но его не всегда удается осуществить из-за широкого диапазона частот возбуждения.

Кроме того, вибрации можно снизить, используя закономерность: чем больше рассеяние энергии в наиболее слабом звене системы, тем меньше резонансные колебания [4].

При свободных колебаниях технической системы любая ее часть совершает вынужденные колебания. Рассмотрим техническую систему, совершающую свободные колебания как совокупность отдельных ее частей. При этом поведение звеньев при свободном колебании тесно связано с их поведением при вынужденных колебаниях. Разделение сложной системы на отдельные элементы при анализе колебательных процессов используют при имитационном моделировании технических систем [3].

В технической системе, в которой возникают автоколебания, можно поддерживать и регулировать энергию, создающую эти колебания, используя

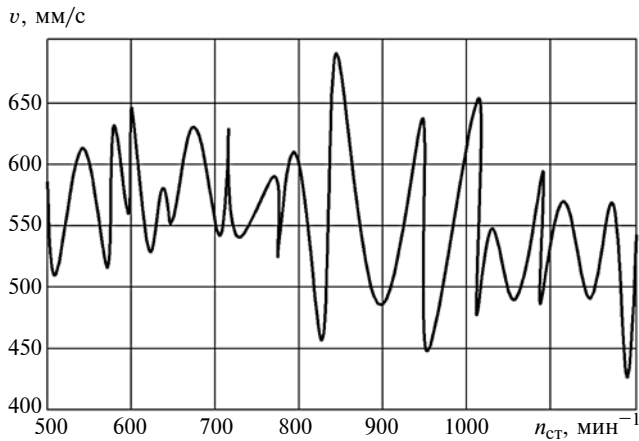


Рис. 2. Зависимость изменения виброскорости v концевой фрезы от частоты $n_{ст}$ вращения шпинделя ОЦ с ЧПУ при фрезеровании сплава ВТ-14 [6]

ее динамические показатели: собственную частоту, форму колебаний, коэффициент затухания [4].

В исследованиях [5] показано, что в технических системах происходит обмен энергиями колебаний между звеньями (подсистемы динамической модели станка с ЧПУ). Данное перераспределение может быть положительным, снижая колебания рабочих органов станков, или нежелательным, локализуя колебания в определенных узлах и нарушая динамическую устойчивость. При этом в определенные моменты времени в систему может поступать энергия, увеличивающая амплитуду колебаний.

При изготовлении деталей наиболее распространенной обработкой является резание многозубыми инструментами (фрезерование, зенкерование, развертывание, протягивание и др.). Поэтому реализацию повышения динамической устойчивости технической системы будем рассматривать для этих операций.

В статье [6] оценивается виброактивность фрезерной наладки. Вибрации заготовки и инструмента происходят в нескольких частотных диапазонах. При этом заготовка и инструмент имеют несколько собственных частот колебаний, возникающих в зоне резания. Для снижения виброскорости при концевом фрезеровании предлагается использовать гидравлический гаситель колебаний с управлением демпфирующей системы по амплитуде виброскорости (рис. 2).

В статье [1] исследованы крутильные колебания фрезы под действием силы резания с периодичностью, совпадающей с частотой вращения шпинделя. Установка демпфера в месте крепления шпинделя позволила уменьшить амплитуду колебаний. Показано, что при соизмеримости скоростей колебаний и скорости резания толщина срезаемого слоя может существенно измениться, что приведет к возникновению резонанса и значительному нагружению лезвия.

Наиболее эффективным способом снижения таких колебаний является установка в системе вала шпинделя демпферов, смещающие силы трения. При этом в статье [1] не дана оценка колебаниям вала шпинделя в осевом направлении, которые в 1,5–2 раза превосходят радиальные колебания и существенно влияют на волнистость и шероховатость обработанной фрезерованием поверхности.

В работе [7] показано, что в колебательных системах от диссипации (рассеяния) зависят амплитуда резонансных колебаний, динамическая устойчивость при параметрическом возбуждении, возникновение субгармонических режимов, автоколебаний и др. Рассмотрен динамический эффект — влияние высокочастотных и низкочастотных колебаний на диссипацию колебательной системы. Установлено, что могут возникать такие режимы, при которых в результате диссипации создается энергетический барьер для параметрического резонанса и возбуждения автоколебаний, т. е. изменение диссипации низкочастотными колебаниями может изменить колебательный режим.

В статье [8] показано, что при сообщении опрокинутому маятнику определенных колебаний система может стать устойчивой. Для этого наибольшая скорость колебаний опоры маятника должна быть намного больше скорости свободного падения тела с высоты, равной длине маятника.

Данные теоретические исследования нашли подтверждение при исследовании процессов резания в работах [9, 10], в которых показано, что в СПИД изменением параметров возбуждения колебаний можно создать динамическую устойчивость и снизить автоколебания. При этом изменятся динамические показатели процесса резания в сторону стабилизации, что улучшит качество обработанной поверхности.

В работе [10] показано, что по колебаниям при обработке резанием можно судить о состоянии СПИД. Неустойчивость системы проявляется в возникновении неслучайных колебаний (вибраций), при которых при определенных условиях резания система переходит в детерминированное состояние. Соотношение между составляющими (стохастическими и детерминированными) колебательного процесса системы СПИД является важным фактором, определяющим качество обработанной поверхности. Для оценки соотношения между указанными составляющими вибраций использовали фильтрацию исходного сигнала акселерометра.

Таким образом, можно выделить несколько теоретических предпосылок для разработки способов устранения вибраций в СПИД для повышения качества обработки на умеренных и высокоскоростных режимах резания.

Выбор режима резания при высокоскоростной и сверхскоростной обработке ограничивается воз-

никновением потери устойчивости (резонанса) при совпадении собственной частоты крутильных колебаний шпинделя станка с частотой колебаний режущего инструмента [1]. При резании на умеренном и высокоскоростном режимах вынужденные и самовозбуждающиеся колебания возникают при разных условиях.

На рис. 3 приведены зависимости изменения виброскорости v концевой фрезы от частоты $n_{ст}$ вращения шпинделя и подачи S_M .

Анализ рис. 2 и 3 показал, что при концевом фрезеровании скорости колебаний на умеренных и высокоскоростных режимах обработки отличаются на порядок, при этом изменение частоты вращения шпинделя не изменяет цикличность колебаний. Следовательно, вынужденные колебания и автоколебания при резании на умеренных и высокоскоростных режимах схожи, поэтому средства подавления вибраций должны быть одинаковыми на всех режимах резания.

В статье [12] приводятся результаты экспериментальных исследований фрезерования концевой (плунжерной) фрезой в широком диапазоне режимов.

На рис. 4 показана зависимость глубины t_p резания от частоты $n_{ст}$ вращения шпинделя при фрезеровании концевой фрезой из сплава АМгб [12], анализ которой показал, что в заданных условиях обработки существует несколько зон стабильности, которые зависят от динамических показателей станка, режущего инструмента, используемого приспособления, а также от физико-механических свойств обрабатываемого материала, режима резания и пр.

Предлагается использовать зоны безвибрационного фрезерования для повышения производительности обработки. На основании результатов исследований процесса высокоскоростного фрезерования можно сделать вывод о том, что высокоскоростная обработка не дает гарантии безвибрационного резания и обеспечивает высокую производительность.

Для создания устойчивого процесса можно использовать активный способ, направленный на подавление вибраций или их изменение в СПИД.

Известны работы по исследованию автоколебаний в СПИД [6, 13]. Закон колебаний режущего инструмента близок к гармоническому закону.

Для анализа колебаний в технической системе с одной степенью свободы можем использовать дифференциальное уравнение малых колебаний [2]:

$$\ddot{y} + 2n\dot{y} + \lambda^2 y = W(t).$$

Здесь n — коэффициент демпфирования, c^{-1} ; $\lambda^2 = c/m$, где λ — собственная частота колебаний без учета сил сопротивления, т. е. при $n = 0$; $W = F/m$ (F — вынуждающая сила; m — масса); y — обобщенная координата, описывающая перемещение технической (колебательной) системы.

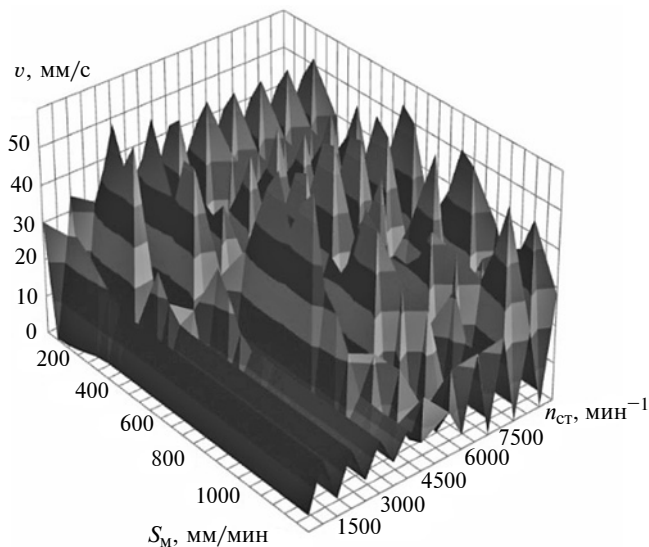


Рис. 3. Зависимость изменения виброскорости v концевой фрезы от частоты $n_{ст}$ вращения шпинделя и подачи S_M [11]

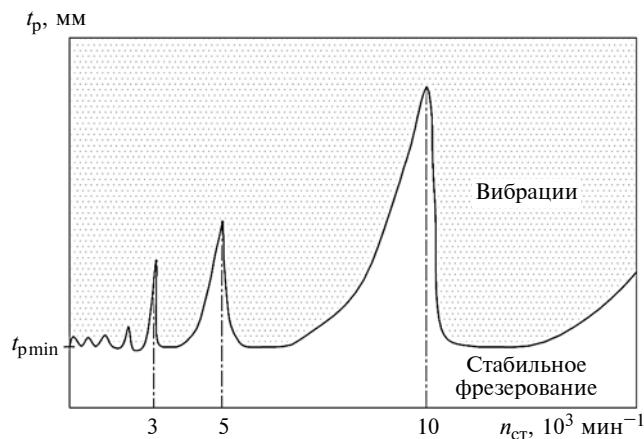


Рис. 4. Зависимость изменения глубины t_p резания от частоты $n_{ст}$ вращения шпинделя при фрезеровании концевой фрезой ($D = 32$ мм) из сплава АМгб

При $n \neq 0$ уравнение колебательной системы можно записать как [14]

$$y = A * \sin(\lambda * t + \theta).$$

Здесь t — начальный период линейных затухающих колебаний; $\lambda_* = \sqrt{\lambda^2 - n^2}$ — частота линейных затухающих колебаний (или собственная частота механизма с демпфированием); A_* — амплитуда затухающих колебаний:

$$A_* = e^{-nt} \sqrt{y_0^2 + \frac{(\dot{y}_0 + ny_0)^2}{\lambda_*^2}},$$

где y_0 — начальная обобщенная координата; θ — начальная фаза:

$$\theta = \operatorname{arctg} \frac{y_0 \lambda^*}{\dot{y}_0 + n y_0}.$$

С увеличением коэффициента n демпфирования амплитуда A^* уменьшается, и при $n \geq \lambda$ уравнение движения переходит в уравнение аperiодического типа. Коэффициент n , при превышении которого в технической системе не возникают колебания, называют критическим [14]:

$$n_{\text{кр}} = \lambda = \sqrt{c/a},$$

где c — приведенный коэффициент жесткости; a — приведенная масса или приведенный момент инерции при угловой обобщенной координате.

При обработке резанием с использованием многозубого режущего инструмента в СПИД возникают колебания в результате приложения сил, переменных во времени и не зависящих от состояния системы (силовое возбуждение). При этом силовое возбуждение колебаний вызывается переменной силой, изменяющейся во времени по синусоидальному закону (гармоническое возбуждение). Известно, что амплитуда вынужденных колебаний при любом соотношении между частотой w силового возбуждения и собственной частотой λ СПИД определяется уравнением [14]

$$A = \frac{k_1}{\lambda^2 - w^2},$$

где $k_1 = \frac{F_c}{aq_c}$; F_c — составляющая силы резания,

действующая при статическом положении равновесия; q_c — обобщенная координата статического равновесия системы.

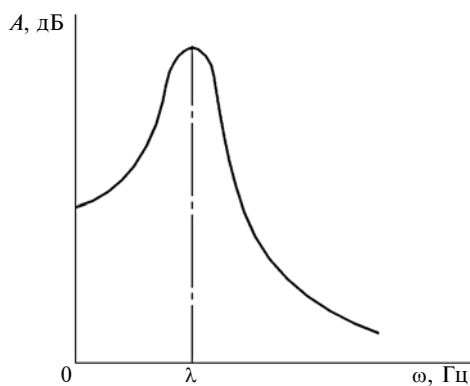


Рис. 5. Зависимость изменения амплитуды A вынужденных колебаний от частоты ω гармонических возбуждений при $n < \lambda$ [14]

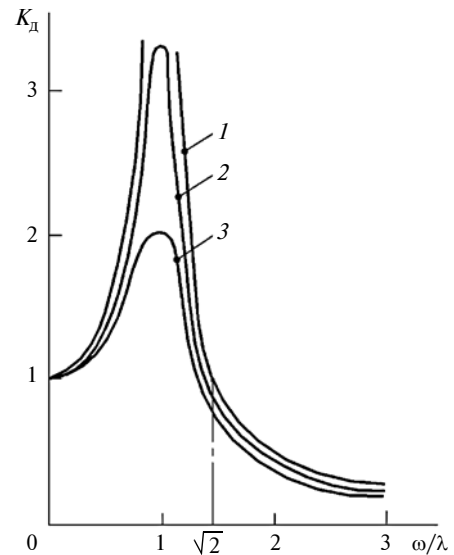


Рис. 6. Резонансные кривые, выражающие зависимости изменения коэффициента K_d от отношения ω/λ при коэффициентах демпфирования: $n = 0,1$ (1); $0,2$ (2); $0,3$ (3)

Таким образом, амплитуда вынужденных колебаний в системе зависит от собственной частоты λ и частоты w вынужденных колебаний.

На рис. 5 показана зависимость амплитуды вынужденных колебаний для фиксированного значения $n < \lambda$. Амплитуда вынужденных колебаний увеличивается по мере приближения частоты ω гармонических возбуждений к собственной частоте λ системы. Резонанс (максимальная амплитуда) возникает при частоте $w_p = \sqrt{\lambda^2 - 2n^2}$, т. е. при $w = \lambda$.

Для анализа поведения системы можно использовать резонансные кривые (рис. 6), т. е. зависимости коэффициента K_d от отношения ω/λ для определенного значения коэффициента n демпфирования. При кинематическом возбуждении коэффициент динамичности равен отношению амплитуды вынужденных колебаний к амплитуде возбуждения, если оно принято гармоническим. Без учета сил трения, т. е. при $n = 0$, $K_d = 1$, при $w/\lambda = \sqrt{2}$ и $\omega/\lambda \rightarrow \infty$ коэффициент K_d стремится к нулю ($K_d \rightarrow 0$).

При увеличении коэффициента n уменьшается амплитуда вынужденных колебаний, т. е. уменьшается коэффициент K_d , следовательно, возможно резание без вибрации.

Проведенные теоретические исследования были использованы для разработки сборной торцевой фрезы с узлом демпфирования (рис. 7). Отличительной особенностью данной конструкции является возможность регулирования демпфирующей способности режущего инструмента изменением толщины дистанционной шайбы 9 и заменой упругой шайбы 10, а также подбором числа упругих эле-

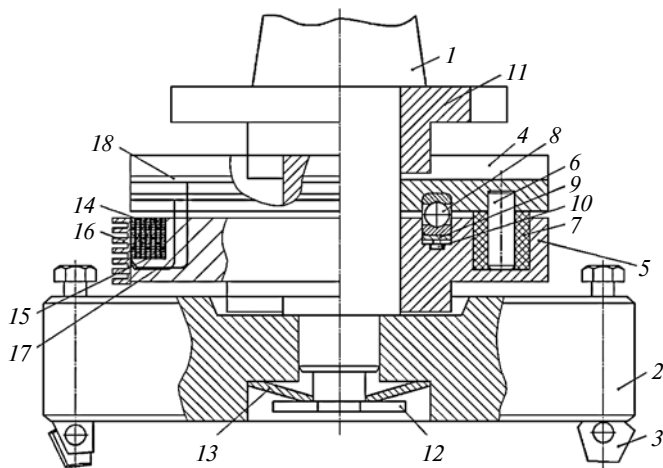


Рис. 7. Сборная торцевая фреза с демпфирующими элементами: 1 — оправка; 2 — корпус; 3 — режущие пластины, 4 и 5 — верхнее и нижнее кольца узла демпфирования; 6 — штифт; 7 — демпфирующий элемент; 8 — стальные шарики; 9 — дистанционная шайба; 10 — упругая фигурная шайба; 11 — поводок; 12 — винт; 13 — пружинная шайба; 14, 15 — термоэлектрические модули Пельтье; 16 — радиаторы; 17 — изолированные провода; 18 — изолированный токопроводящий коллектор

ментов и подбором материала демпфирующих элементов 7.

Анализ научных работ показал, что повышение демпфирующих свойств колебательной системы уменьшает амплитуду колебаний независимо от ее массы и жесткости. Сборная торцевая фреза состоит из разных звеньев, соединенных с узлом демпфирования. Данная конструкция позволяет изменять массу колебательного звена торцевой фрезы, что изменяет собственную частоту режущего инструмента.

Кроме того, в данной конструкции можно изменять показатели упругих свойств демпфирующих элементов, что позволяет при резании устанавливать оптимальные значения n и тем самым повышать производительность и качество обработки [15].

Регулировать свойства демпфирующих элементов на 20÷70 % в процессе резания можно изменением их температуры. Для этого предлагается использовать эффект Пельтье. Суть данного метода: при протекании постоянного тока через два соприкасающихся полупроводника (термоэлектрические пластины $p-n-p$ перехода) с одной стороны пластина нагревается, а с другой стороны охлаждается, причем величина изменения температур одинаковая. Каскадные модули Пельтье могут обеспечить снижение температуры в узле демпфирования в диапазоне от 100 до 150 °С.

Конструкция предлагаемой сборной торцевой фрезы и приведенные технические решения позволяют на заданных частотах вращения шпинделя изменять соотношение собственной частоты и час-

тоты возмущающей силы (силы резания), следовательно, обеспечивают работу инструмента в безвибрационной зоне.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Коротких М. Т., Иванов М. И., Иванова Н. С. Динамические особенности новых станочных систем и возможности демпфирования колебаний // Сб. Информатизация: Естественное—техника—образование—культура. Вып. 2. СПб.: ЛАЭС, 2000. С. 126—132.
2. Шарапин И. А. Расчет колебаний привода. Виброизоляция. СПб.: СПГУТД, 2014. 188 с.
3. Телегин В. В., Коробков С. А. Построение имитационных моделей в задачах исследования динамики механических систем // Фундаментальные исследования. Технические науки. 2014. № 12. С. 25—30.
4. Бишоп Р. Колебания / Пер. с англ., под ред. Я. Г. Пановко. М.: Наука, 1986. 192 с.
5. Вульфсон И. И. Перенос энергии в колебательных системах приводов с цикловыми механизмами // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013. № 4. С. 3—11.
6. Медунецкий В. М., Нитейский А. С., Расщупкин А. В. Внедрение системы демпфирования для снижения вибрации фрезерной наладки // Омский научный вестник. 2018. № 1 (157). С. 5—9.
7. Вульфсон И. И. Влияние низкочастотных колебаний на нелинейные диссипативные силы. Прикладные задачи нелинейной теории колебаний и волн // Изв. вузов. ПНД. Т. 20. 2012. № 4. С. 51—65.
8. Капица П. Л. Маятник с вибрирующим подвесом // Успехи физических наук. Т. XLIV. 1951. Вып. 1. С. 7—20.
9. Агапов С. И. Научное обоснование и реализация ультразвуковых технологий при производстве прецизионных мелко модульных колес: Дис. ... канд. техн. наук. Волгоград. 2015. 347 с.
10. Бржозовский Б. М., Хайров Д. А., Янкин И. Н. Диагностика резания материалов на основе анализа неслучайных составляющих колебательного процесса // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2012. № 2—4 (292). С. 109—114.
11. Кузнецов С. Ф. Обеспечение устойчивости процесса фрезерования в условиях технической системы мобильного оборудования: Дис. ... канд. техн. наук. Липецк. 2016. 131 с.
12. Болсуновский С. А., Вермель В. Д., Губанов Г. А. Способы предотвращения вибраций при высокоскоростной фрезерной обработке // РИТМ: Ремонт. Инновации. Технологии. Модернизация. 2012. № 4 (72). С. 24—26.
13. Асташев В. К., Корендяев Г. К., Ерофеев В. И. Термомеханическая модель возбуждения автоколебаний при обработке металлов резанием // Вестник Нижегородского ун-та им. Н. И. Лобачевского. 2013. № 1 (3). С. 29—35.
14. Левитский Н. И. Колебания в механизмах. М.: Наука, 1988. 336 с.
15. Кряжев Ю. А., Горин Е. Ю., Юнин А. А. Повышение качества обработанной поверхности при фрезеровании путем использования виброустойчивой конструкции торцевой фрезы // XIII Всерос. науч.-техн. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых. Барнаул: АлтГТУ, 2016. URL: http://edu.secna.ru/media/f/tehnology_mashin_tez_2016.pdf

Ли СЮЕЯНЬ, А. Л. ГАЛИНОВСКИЙ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана — национальный исследовательский университет, Москва), И. Н. КРАВЧЕНКО, д-р техн. наук (Российский государственный аграрный университет — МСХА им. К. А. Тимирязева, Москва), С. А. ВЕЛИЧКО, д-р техн. наук (Национальный исследовательский Мордовский государственный университет им. Н. П. Огарева, г. Саранск), Ю. А. КУЗНЕЦОВ, д-р техн. наук (Орловский государственный аграрный университет им. Н. В. Парахина), М. Н. ЕРОФЕЕВ, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН, Москва), Т. Н. БОРОВИК (МИРЭА — Российский технологический университет, Москва), e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru

Применение сменных режущих пластин в конструкции ножей роторных дробилок¹

Рассматриваются вопросы применения ножей со сменной режущей пластиной для утилизации полимерных конструкционных материалов в роторных дробилках, а также использование быстрорежущей стали в качестве режущего материала. Приводятся расчеты ножей на прочность и результаты ультраструйной водополимерной диагностики режущих материалов.

Ключевые слова: горная дробилка, полимерный композиционный материал, сборные ножи, утилизация, ультраструйная диагностика.

The problems of application of knives with a replaceable cutting plate for the disposal of polymer structural materials in rotary crushers, as well as the use of high-speed steel as a cutting material, are considered. Calculations of knives strength and results of ultrajet water-polymer diagnostics of cutting materials are presented.

Keywords: rotary crusher, polymer composite material, prefabricated knives, disposal, ultrajet diagnostics.

В ряде областей машиностроения, а также в авиастроении, автомобилестроении, судостроении и др., с каждым годом увеличивается применение полимерных композиционных материалов (ПКМ) [1–4]. При этом вопросы их массовой утилизации в настоящее время в полной мере не решены. Согласно прогнозу на рубеже 2030–2035 гг. ожидаются новые вызовы, на которые потребуется ответить и, прежде всего, это будут проблемы обеспечения экологической безопасности планеты. Речь идет как о создании новых методов утилизации, так и о предварительной сегментации и переработке ПКМ [5–6]. Одна из задач — создание ножей нового поколения, применяемых в традиционно используемом оборудовании для переработки полимеров — роторных дробилках.

Существующие ножи монолитной конструкции (рис. 1, а), чаще всего изготовленные из стали 6ХВ2С, не отвечают предъявляемым требованиям и имеют небольшой период стойкости, который согласно производственным данным [7] составляет

всего 150÷170 ч работы. На предприятиях по переработке полимеров возникает проблема не только переточки ножей, но и их переустановки, крепления в роторе и его балансировки. На практике — это значительные затраты времени на обслуживание установок и, как следствие, снижение объемов переработки и экономические потери предприятия.

Анализ работ [8, 9] показал, что традиционными методами утилизации ПКМ (термическим и химическим) является их вторичная переработка, где за базовую технологию принята "совместная утилизация", которая предполагает использование предварительно измельченного порошкообразного сырья, получаемого с помощью роторных дробилок. Сегодня данные механические установки имеют разное конструкторско-технологическое исполнение и производятся во многих странах мира, в том числе ЕС и КНР. Их популярность объясняется высокой производительностью, эффективной переработкой и относительно небольшой стоимостью. При этом следует обратить внимание на совершенствование используемого инструмента.

На сегодняшний день на инструментальном рынке широко представлен режущий инструмент со сменными пластинами, который имеет следующие положительные свойства:

пластины можно изготавливать из прочных и высокопрочных материалов;

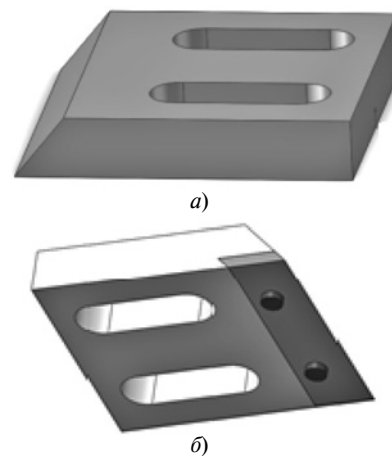


Рис. 1. Ножи традиционный из сплава 6ХВ2С (а) и перспективный со сменной пластиной (б)

¹ Исследования выполнены в рамках гранта РФФИ 18-29-18081.

небольшие размеры пластин не требуют большого расхода дорогостоящих режущих материалов; пластины с механическим креплением в ножах можно оперативно заменять или использовать несколько рабочих поверхностей;

отпадает необходимость иметь много комплектов ножей на предприятии ввиду многократного использования корпусов;

унификация пластин.

Широкую номенклатуру такого инструмента выпускает, например фирма SANDVIK COROMANT. Однако до сих пор подобные конструкции для ножей роторных дробилок не создавались.

На основании проведенного анализа для роторных дробилок изготовили ножи со сменной пластиной (рис. 1, б). Конструкция предлагаемого ножа предполагает сменную пластину из быстрорежущей стали, закрепляемую на корпусе инструмента.

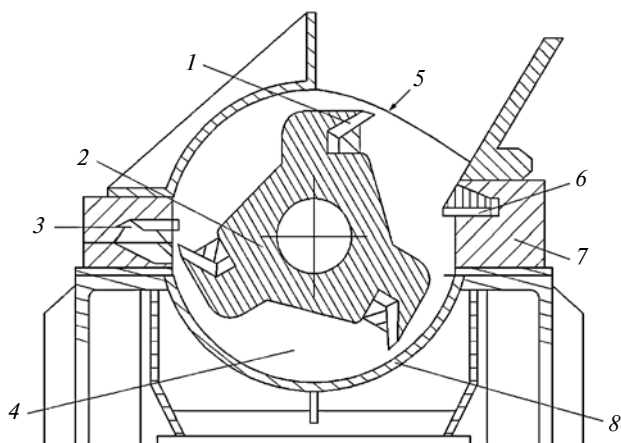


Рис. 2. Схема роторной дробилки HNS400-1000:

1 — ножи, установленные в роторе; 2 — ротор; 3 — статор; 4 — растирочная камера; 5 — загрузка материала; 6 — нож в статоре; 7 — корпус дробилки; 8 — сортировочное сито

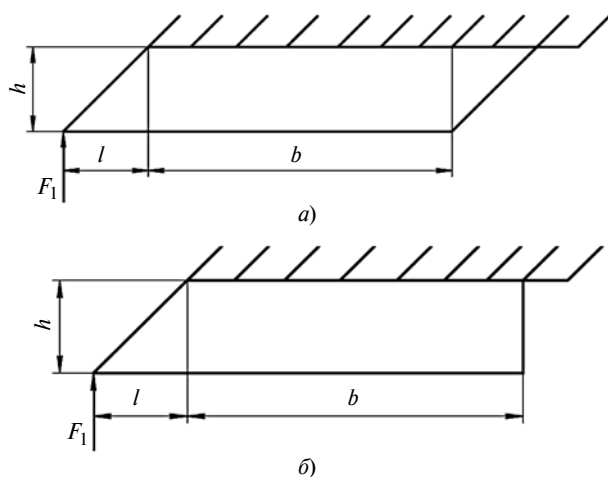


Рис. 3. Схема для расчета сменной пластины на нераскрытие стыка:

h — толщина пластины; b — ширина стыка; F_1 — приложенная сила; l — длина вылета режущей кромки

Это дает возможность реверсивной перестановки пластины, что обеспечивает создание режущих кромок с углом 45° с обеих сторон пластины.

Для реализации данной конструкции провели прочностные расчеты. Задача состояла в моделировании реальных условий эксплуатации ножа и действующих на его режущую часть нагрузок, а также в расчете числа и параметров резьбовых соединений, их размера и расположения, обеспечивающих надежное крепление пластины. При этом предполагается проведение исследований на роторной дробилке HNS400-1000 (производство КНР), для которой предназначен рассматриваемый типоразмер ножей. Схема установки приведена на рис. 2.

Для расчетов использовали исходные технические характеристики роторной дробилки: мощность мотора $P = 30$ кВт; частота вращения ротора $n = 560$ мин $^{-1}$; радиус ротора $R = 400$ мм. Момент на валу ротора определяли по формуле $M = P/(2\pi n) = 511,6$ Н·м. Силу на валу ротора рассчитывали по формуле $F_p = M/R = 511,6/0,4 = 1279$ Н.

При расчетах приняли допущение, что в схеме крепления отсутствует упорный паз. Реальная схема крепления представлена на рис. 3, а, расчетная схема — на рис. 3, б. Допущение сделано исходя из обеспечения запаса прочности собираемой конструкции ножа. Сила F_1 от взаимодействия ножа и материала направлена перпендикулярно к его кромке (см. рис. 3, а, б). На рис. 3 не указана ширина ножа, которая составляла $a = 99$ мм.

Распределенную нагрузку q , действующую на режущую кромку, определяли по формуле

$$q = F_1/a = 12,9 \text{ Н/мм.} \quad (1)$$

Изгибающий момент, приведенный к оси симметрии стыка, определяется зависимостью

$$M = F_1(b/2) + M^*, \quad (2)$$

где F_1 — приложенная сила, Н; b — ширина стыка, мм; M^* — изгибающий момент от края пластины, Н·м, определяемый по формуле

$$M^* = F_1 l, \quad (3)$$

где l — длина вылета режущей кромки.

Подставив в выражение (2) произведение (3), с учетом формулы (1) получим:

$$M = \frac{1}{2} qab + qal.$$

Силу затяжки определяли по известной зависимости работы [10]:

$$F_{\text{зат}} = k \frac{A_{\text{ст}}}{z} \left[\frac{M(1-\chi)b/2}{I_{\text{хст}}} - \frac{F_1(1-\chi)}{A_{\text{ст}}} \right], \quad (4)$$

где $k = 1,7$ — коэффициент запаса прочности; $\chi = 0,25$ — коэффициент основной нагрузки; $A_{\text{ст}}$ —

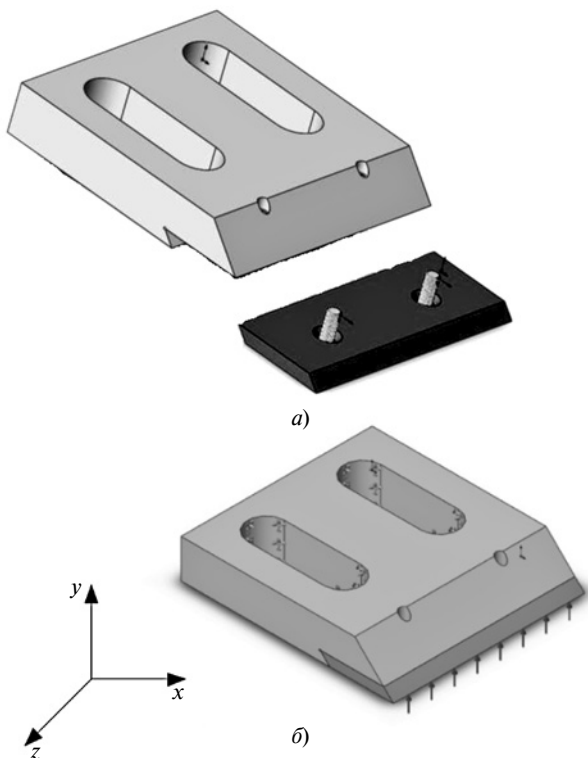


Рис. 4. Схема сборки режущего инструмента (а) и расчетная схема крепления инструмента с действующей распределенной нагрузкой (б)

площадь сечения стыка; $z = 2$ — число винтов; $I_{x \text{ ст}}$ — осевой момент инерции стыка; b — ширина стыка.

Осевой момент инерции стыка определяли по формуле $I_{x \text{ ст}} = ab^3/12$.

После некоторых преобразований приведем зависимость (4) к виду:

$$F_{\text{зат}} = \frac{kab}{z} \left[\frac{\left(\frac{1}{2}qab + qal\right)(1-\chi)\frac{b}{2}}{\frac{ab^3}{12}} - \frac{qa(1-\chi)}{ab} \right] =$$

$$= \frac{k(1-\chi)}{z} \left[2qa + \frac{6qal}{b} \right] = \frac{1,7(1-0,25)}{2} 2,9qa =$$

$$= 1,85qa.$$

Расчетную силу, действующую на винты, определяли по формуле

$$F_{\text{max}} = 1,285F_{\text{зат}} + \chi \left(\frac{F_1}{z} + F_{1M} \right) = 1,285 \cdot 1,85qa +$$

$$+ 0,25 \left(\frac{qa}{2} + 0,125qa + 0,25ql \right) =$$

$$= 2,556qa + 0,0625ql = 2,533 \cdot 12,9 \cdot 99 +$$

$$+ 0,0625 \cdot 12,9 \cdot 4 = 3238,12. \quad (5)$$

После подстановки в формулу (5) значений параметров получили $F_{\text{max}} = 3238,12 \text{ Н}$.

На следующем этапе определили внутренний диаметр резьбы по формуле

$$d_3 = \sqrt{4F_{\text{max}}/(\pi[\sigma]_p)}, \quad (6)$$

где σ_T — предел текучести стыка, для быстрорежущей стали $\sigma_T = 440 \text{ МПа}$; $[\sigma]_p = \sigma_T/S_T$ — допустимое напряжение растяжения, МПа; $S_T = 2$ — коэффициент запаса прочности.

Получили $[\sigma]_p = 220 \text{ МПа}$.

Подставив в формулу (6) полученные значения, определили внутренний диаметр резьбы $d_3 = 4,33 \text{ мм}$.

Далее путем симуляции эксплуатационной нагрузки, действующей на изделие, провели расчет в среде SolidWorks. Для этого создали 3D-модель сборки ножа (рис. 4, а) и предложили расчетную схему его крепления в роторе установки (рис. 4, б). Так как нож крепится к ротору с помощью болтового соединения, то расчет осуществляли для места крепления болтов, как показано стрелками на рис. 4, б. Нагрузку задавали вдоль кромки ножа (указано стрелками).

Аналогичные расчеты провели и при действии на режущую кромку распределенной нагрузки под углом 45° (рис. 5, а, б). Расчеты позволили установить, что направления нагрузки незначительно влияют на работоспособность конструкции. Причина этого — геометрическая особенность предлагаемой конструкции и наличие паза в теле ножа, обеспечивающего дополнительную прочность.

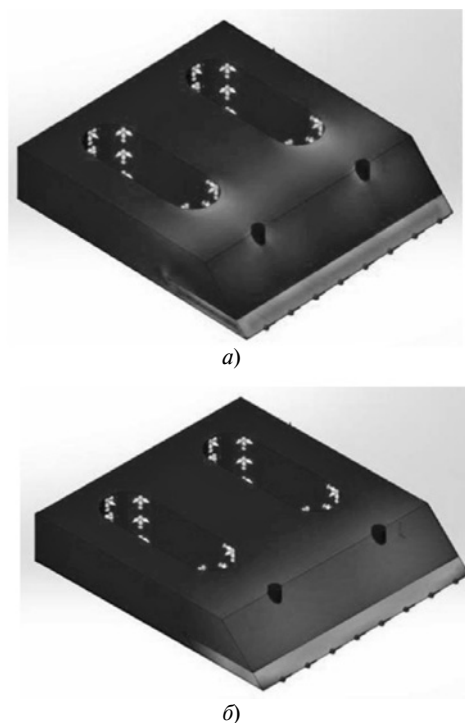


Рис. 5. Результаты расчетов в среде SolidWorks при действии распределенной силы под углом 45° к режущей кромке:

а — поля напряжений (Min 6,299 кПа, Max 223,3 МПа); б — поля перемещений (Min 0 мкм, Max 75 мкм)

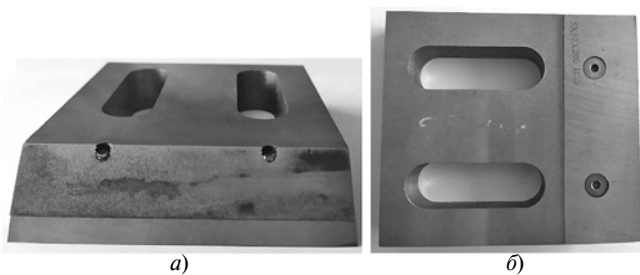


Рис. 6. Экспериментальный образец ножа со сменной режущей пластиной:

a — вид на режущую кромку; *б* — место резьбового крепления

Согласно расчетам резьбовые соединения в большей степени необходимы для предотвращения смещения пластины. Отметим, что на практике ножи работают при воздействии ударных нагрузок, которые в расчетах не учитывались, за исключением коэффициента запаса. Кроме того, учитывая, что данные установки можно использовать для переработки различных композиционных материалов с разными физико-механическими характеристиками, для крепления пластины использовали винты М6 из титанового сплава, обеспечивающие дополнительный 25 %-й запас прочности конструкции.

Учитывая данные работ [11, 12], можно предположить, что снижение шума и вибраций, а так-

же гашение ударных нагрузок обеспечит фиксация пластин с помощью тонкопленочного клея типа ВК-36РТ-140 или ВК-36РТ-170. Данные клеи предназначены в том числе и для склеивания металлов при изготовлении слоистых конструкций, эксплуатирующихся при температурах до 160 °С. Экспериментальный образец ножа со сменной режущей пластиной показан на рис. 6.

Как отмечалось ранее, одним из заметных преимуществ сборного ножа являются пластины из быстрорежущей стали. Эффективность ее использования по сравнению с традиционными материалами оценивали с помощью ультразвуковой диагностики [13, 14]. Согласно методу определили глубину и другие геометрические параметры гидрокаверны. Эти параметры использовали в качестве информационных критериев оценки эксплуатационных свойств разных материалов. Для экспериментов отобрали ножи, изготовленные из сталей: 6ХВ2С и 9ХФ с закалкой на воздухе (3 + В); 9ХФ с закалкой на воздухе и отпуском (3 + В + О); 9ХФ с закалкой в масле (3 + М); 9ХФ с закалкой в масле и отпуском (3 + М + О); Р6М5.

Ультразвуковую водо-полимерную диагностику проводили в соответствии с разработанной инженерной методикой, схема которой приведена на рис. 7. Эксперименты выполняли на станке для

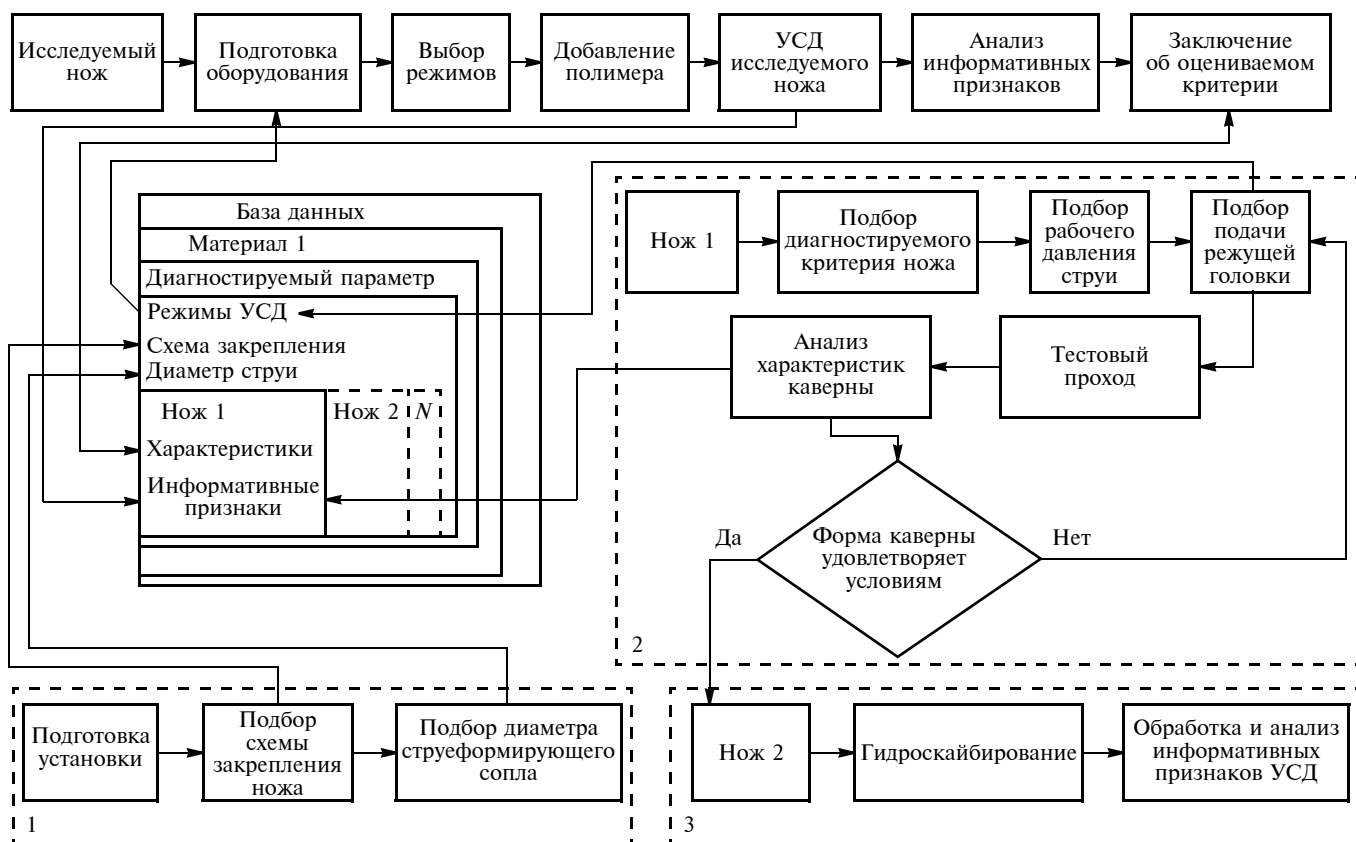


Рис. 7. Схема оценки эксплуатационных свойств ножей роторных дробилок:

1 — подготовка к проведению эксперимента; 2 — выбор режимов модельного эксперимента; 3 — заполнение базы данных характеристиками образцов, продиагностированных на выбранном режиме (повторяется для каждого образца); УСД — ультразвуковая диагностика

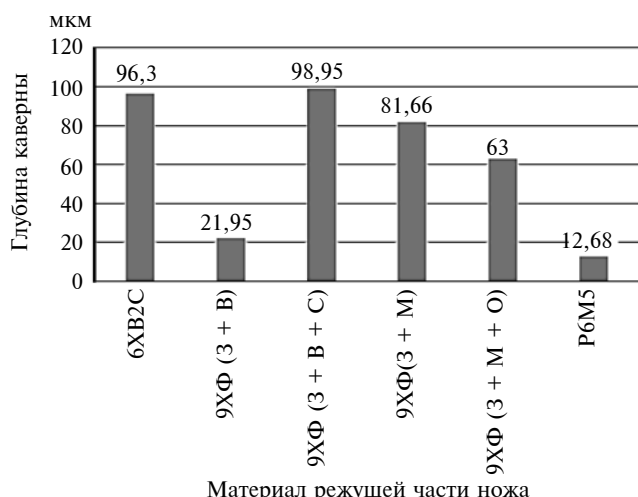


Рис. 8. Экспериментальные значения глубины каверн для разных материалов режущей части ножа

гидроабразивной резки материалов Flow Mach 3 № 1313b. В данном исследовании на поверхность ножа воздействовали ультразвуковой суспензией (вода и порошок полиамида). Введение полимера обеспечивало имитационный характер испытаний.

Глубину каверны измеряли с помощью оптического профилометра KEYENCE VH-Z500R. Установлено, что пластина из стали P6M5 значительно превосходит пластины из других материалов, в том числе составляющих основу биметаллических ножей (рис. 8). Из гистограммы на рис. 8 следует, что минимальную глубину каверн имеет пластина из быстрорежущей стали. С учетом доказанной взаимосвязи глубины каверн и эксплуатационных показателей ножей [15, 16], предположили, что стойкость нового ножа как минимум на 15÷20 % выше стойкости лучших образцов исследованных ножей (9XF (3 + B)).

Таким образом, можно обоснованно говорить о перспективности создания новых образцов сборных ножей. Внедрение такого инструмента даст заметный экономический эффект, связанный не только с увеличением межремонтного интервала работы ножей, но и с упрощенной системой их замены без необходимости балансировки ротора ввиду наличия двусторонней режущей пластины.

Заключение

Показано, что для переработки полимерных композиционных материалов с применением роторных дробилок перспективным является переход на сборные конструкции ножей.

Выполненные расчеты доказали, что предлагаемые новые конструкции ножей отвечают требованиям прочности и имеют высокие коэффициенты запаса, позволяющие использовать их для переработки самых разнообразных композиционных материалов.

Эксперименты по ультразвуковой диагностике материалов ножей подтвердили, что пластина из быстрорежущей стали заметно повышает стойкость инструмента.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Каблов Е. Н. Современные материалы — основа инновационной модернизации России // *Металлы Евразии*. 2012. № 3. С. 10—15.
2. Нелюб В. А. Применение полимерных композиционных материалов в судостроении для ремонта корабельных надстроек // *Ремонт, восстановление, модернизация*. 2013. № 5. С. 21—24.
3. Тимошков П. Н., Хрульков А. В., Язвенко Л. Н. Композиционные материалы в автомобильной промышленности (обзор) // *Труды ВИАМ*. 2017. № 6 (54). С. 61—68.
4. Дориомедов М. С. Российский и мировой рынок полимерных композитов (обзор) // *Труды ВИАМ*. 2020. № 6-7 (89). С. 29—37.
5. Каблов Е. Н. Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года // *Авиационные материалы и технологии*. 2012. № 5. С. 7—17.
6. Петров А. В., Дориомедов М. С., Скрипачев С. Ю. Технологии утилизации полимерных композиционных материалов (обзор) // *Труды ВИАМ: электрон. науч.-технич. журн*. 2015. № 8. Ст. 09. URL: <http://www.viam-workis.ru>. DOI: 10.18577/2307-6046-2015-0-8-9-9.
7. Рекомендации по выбору материалов для ножей рубительных машин / А. В. Алифанов, Н. В. Бурносков, А. М. Милокова, В. В. Цуран // *Труды БГТУ*. 2014. № 2. С. 185—187.
8. Анализ существующих способов утилизации и переработки отходов полимеров / Э. В. Гоголь, И. Х. Мингазетдинов, Г. И. Гумерова и др. // *Вестник Казанского технологического университета*. 2013. Т. 16. № 10. С. 163—168.
9. Утилизация и рециклинг техники в агропромышленном комплексе / И. Н. Кравченко, В. Ю. Гладков, А. В. Коломейченко и др.; Под ред. И. Н. Кравченко. М.: БИБКОН, 2016. 240 с.
10. Коротков Ю. В. Технология склеивания и расчет клеевых соединений режущего инструмента. М.: ОНТИ ВНИИ, 1982. 44 с.
11. Коротков Ю. В. Расчет, конструкция, технология изготовления и организация внедрения клеевого режущего инструмента. М.: НИИМаш, 1983. 56 с.
12. Барзов А. А., Аринчев П. И. Исследование динамических свойств клеевых режущих инструментов. М.: Машиностроение, 1984. 29 с.
13. Бочкарев С. В., Барзов А. А., Галиновский А. Л. Обеспечение информационной результативности ультразвуковой диагностики для контроля качества композитных материалов // *Все материалы. Энциклопедический справочник*. 2020. № 10. С. 19—25.
14. Ультразвуковая диагностика структурно-анизотропных особенностей деталей, изготовленных методом селективного лазерного плавления / А. А. Барзов, А. Л. Галиновский, Е. С. Голубев, А. С. Филимонов // *Электрометаллургия*. 2021. № 2. С. 13—21.
15. Перспективная конструкция и технология диагностики инструмента для утилизации композитов / Сюеянь Ли, А. Л. Галиновский, М. И. Абашин, И. Н. Кравченко // *Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии*. 2020. № 4-2 (342). С. 23—32.
16. Пат. RU 203 903: МПК В 02С 18/18. Нож роторной дробилки.

А. В. ШЕДРИН, А. А. БЕКАЕВ, кандидаты технических наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), Н. В. ТОМСКАЯ (МОУ "Демиховский лицей"), e-mail: bekaev@list.ru

Пути совершенствования способов ротационного резания

На базе самоорганизации в трибологических сопряжениях с использованием алгоритмических процедур искусственного интеллекта разработаны методы совершенствования ротационного резания. Для этих целей использовали инструмент с регулярным микрорельефом и смазывающе-охлаждающие среды.

Ключевые слова: ротационное резание, регулярный микрорельеф, смазывающе-охлаждающие среды.

Methods for improving rotary cutting are developed on the basis of self-organization in tribological coupling using algorithmic procedures of artificial intelligence are developed. For these purposes, a tool with a regular microrelief and lubricating-cooling media are used.

Keywords: rotary cutting, regular microrelief, lubricating and cooling media.

Ротационное резание материалов — эффективный способ механической обработки, позволяющий решать широкий круг технологических задач [1, 2]. С учетом последних достижений в металлообработке, используя алгоритмические процедуры искусственного интеллекта, были разработаны инструменты для ротационного резания с широкими технологическими возможностями [3—5]. К таким инструментам относится токарный резец для ротационного резания, представленный на рис. 1.

В державке 1 на оси 2 с помощью гаек 3, 4 закреплен рабочий элемент 5 в виде режущей чашки. Фиксация оси 2 от проворота осуществляется с помощью стопорного винта 6. Рабочий элемент 5 опирается на упорный подшипник 7, выполнен-

ный в виде железграфитовой шайбы. На всех поверхностях рабочего элемента 5 выполнен регулярный микрорельеф 8, представляющий собой систему выступов и впадин правильной геометрической формы [6]. Внутри державки 1 расположен стержень 9, который может выполнять различные функции. При использовании стержня 9 из абразивных зерен и связующего вещества в результате вращения рабочего элемента 5 под действием сил трения и резания происходит затачивание режущей кромки с обеспечением требуемого радиуса скругления.

При использовании стержня 9 из графита 10 или пористой латуни 11, пропитанной глицерином, при обработке заготовки он выполняет функцию смазочного материала. В первом случае заднюю поверхность рабочего элемента 5 натирают графитом, во втором случае ее покрывают латунью, при этом уменьшается коэффициент трения и снижается интенсивность изнашивания [7].

Прижатие стержня 9 к задней поверхности рабочего элемента 5 осуществляется пружиной 12 и винтом 13.

Регулярный микрорельеф 8 выполняет несколько функций. В его впадинах (канавках) аккумулируется большое количество смазочного материала, подаваемого свободным потоком, который и снижает силы трения и изнашивание инструмента [6, 8].

Регулярные микрорельефы различных видов (рис. 2), нанесенные на заднюю поверхность рабочего элемента 5, могут переноситься на обрабатываемую поверхность заготовки для улучшения эксплуатационных показателей детали [9—11].

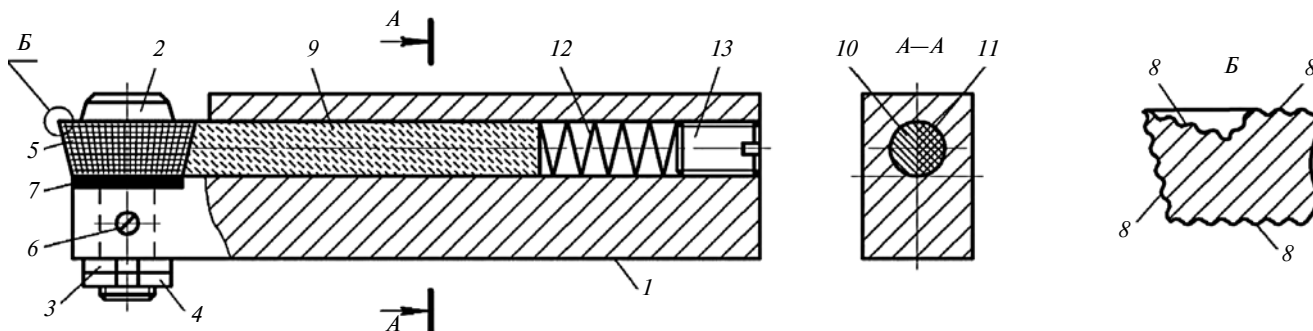


Рис. 1. Ротационный резец

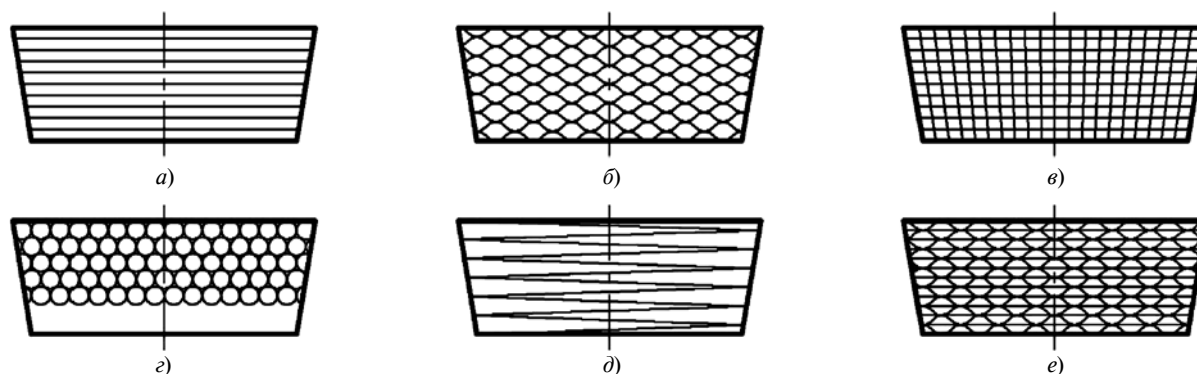


Рис. 2. Регулярные микрорельефы поверхности инструментов для ротационного резания:

a — кольцевой; *b* — синусоидальный; *c* — сетчатый; *d* — лункообразный; *e* — винтовой; *e* — синусоидально-кольцевой (комбинированный)

Применяя при обработке металлоплакирующие смазочные материалы, например, из водной эмульсии с добавкой солей меди, и изолировав инструмент от заготовки, подавая на инструмент отрицательный потенциал, можно управлять толщиной сервитной пленки, которая образуется на поверхностях рабочего элемента 5. Этим достигается эффект безызносности Гаркунова—Крагельского [4, 5, 7], который значительно повышает стойкость инструмента. Высокая стойкость режущей кромки необходима, например, при обработке газотермических покрытий [12], а также при деформирующем резании [13], которое применяют для формирования поверхности с упорядоченной щелевой структурой.

Предложенные технологические решения можно использовать и при таких способах ротационного резания, как зенкование, фрезерование и протягивание.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ермаков Ю. М.** Развитие ротационного резания // СТИН. 1989. № 9. С. 28—30.
2. **Попок Н. Н.** Нетрадиционные виды ротационного резания // СТИН. 1994. № 8. С. 34—37.
3. **Щедрин А. В., Кострюков А. А., Чихачева Н. Ю.** Искусственный технологический интеллект как идеологическая основа всеобщей системы методов обработки материалов // Упрочняющие технологии и покрытия. 2015. № 6. С. 20—26.

4. **Трибология** на основе самоорганизации / Д. Н. Гаркунов, Э. Л. Мельников, В. Г. Бабель и др. Германия: Lambert, 2015. 245 с.

5. **Новое** научное открытие в трибологии на основе самоорганизации / Д. Н. Гаркунов, Э. Л. Мельников, А. В. Щедрин и др. // Ремонт, восстановление, модернизация. 2019. № 6. С. 18—25.

6. **Трибологическая** концепция системного анализа-синтеза комбинированных методов деформирующе-режущей обработки / А. В. Щедрин, А. Б. Таненгольц, З. И. Егорова и др. // Техника машиностроения. 2001. № 4 (32). С. 53—59.

7. **Щедрин А. В., Кострюков А. А.** Применение триботехнологий на основе самоорганизации для системного совершенствования процессов холодного пластического деформирования // Упрочняющие технологии и покрытия. 2017. Т. 13. № 11. С. 495—499.

8. **Щедрин А. В., Таненгольц А. Б.** Совершенствование характеристик инструмента для деформирующе-выглаживающего прошивания отверстий // Машиностроитель. 2002. № 11. С. 20—23.

9. **Инновационные** методы обработки / А. В. Щедрин, А. А. Бекаев, Н. Ю. Чихачева и др. // Упрочняющие технологии и покрытия. 2019. Т. 15. № 5. С. 233—236.

10. **Технологические** возможности перспективных методов комбинированной деформирующе-режущей обработки / Щедрин А. В., Андрианов А. Ю., Черников А. П. и др. // СТИН. 2003. № 3. С. 8—12.

11. **Шнейдер Ю. Г.** Образование регулярных микрорельефов на деталях и их эксплуатационные свойства. Л.: Машиностроение, 1972. 240 с.

12. **Ярославцев В. М.** Обработка газотермических покрытий резанием. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2013. 89 с.

13. **Зубков Н. Н., Овчинников А. И., Седов А. В.** Реализация метода деформирующего резания ротационными резцами // Изв. вузов. Машиностроение. 2012. № 1. С. 67—72.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогу:

"Пресса России" — индекс **27841**

