

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

5 2019

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

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. 2a, стр. 2 Телефон: 8-(499) 269-51-98

Адрес редакции:

107076, Москва,

Колодезный пер., д. 2a, стр. 2 Телефон: 8-(495) 661-38-80.

 $\hbox{\it E-mail: $vestmash@mashin.ru$; $vestmash@mail.ru$}$

www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г. за ПИ № 77-12421 в Министерстве $Р\Phi$ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммунительной

Учредитель: А.И. Савкин

Индекс: **27841** ("Пресса России")

Цена свободная

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

Сайт: www.aov.ru

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

- **Бардовский А. Д., Горбатюк С. М., Герасимова А. А.** Технические решения для совершенствования привода технологического оборудования

- Кабалдин Ю. Г., Шатагин Д. А., Аносов М. С., Колчин П. В., Кузьмишина А. М. Кибер-физическая система станка с ЧПУ как основа цифрового двойника оборудования

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

- **Ходжибергенов Д. Т., Шеров К. Т., Есиркепов А.** Способ бурения и конструкция комбинированного бура сверло-фреза
- **Кондусов Д. В., Кондусова В. Б.** Интеллектуализация автоматизированного проектирования с использованием накопленных инженерных знаний
- Романенко Е. Ф., Горожанкин В. В., Шестакова В. М., Терехин М. С., Романенко Д. Н., Дема Р. Р. — Опыт применения аддитивных технологий при восстановлении изношенной сферической поверхности конуса дробилок КСД и КМД для продления ресурса
- **Лузенин А. Ю., Нестерова Т. А.** Отработка технологии защитного оксидирования деталей из титановых сплавов
- **Костышев В. А., Ашурова А. Х.** Разработка технологических параметров при раскатке колец

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

- - Технический редактор T. A. Шацкая Корректор E. B. Komuccapoвa

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

- Krykhtin Yu. I., Karlov V. I. Selection of the gear ratio of the on-board transmission of light tracked vehicles, taking into account the features of the gear ratio distribution of power units
- Nizhegorodov A. I., Kokourov D. V. Effectiveness indicators of an electric furnace with a vibration bottom platform and a technological complex on its base
- Krasil'nikov A. Ya. Determination of shear force of thin high-coercive from an alloy "436P" permanent magnets in magnetic systems and magnetic couplings
- Borodina M. B., Foshin A. D., Bulavin K. A. Dynamic loads in the drive of a rotary furnace for lime burning
- Bardovskiy A. D., Gorbatyuk S. M., Gerasimova A. A. Technical solutions for improvement of the drive of manufacturing equipment
- Bokhan V. V., Ugrenev M. V., Shwarts A. A., Grakov S. A., Zubarev A. V., Bobrov S. P. Terminal fittings for rubber-cord constructions from polymer composite materials
- Mamedov A. T., Mekhtiev R. K. Model and mechanism of hardening of metals by dispersed particles
- Kabaldin Yu. G., Shatagin D. A., Anosov M. S., Kolchin P. V., Kuz'mishina A. M. — Cyber-physical system of a CNC machine as the basis of the digital twin of equipment
- Pylaev B. V. Spatial cam profiling of high-torque variator
- Opatskikh A. N., Solop S. A., Chernyaev S. S. Hydrodynamic analysis of a thrust bearing with an adapted profile

MANUFACTURING ENGINEERING

- Vorontsov A. L. Production of large disks by plastic deformation from cylindrical blanks. Part 3. Research of the final stage of the indentation of the central punch
- Gafarov A. M., Sharifov Z. Z., Gafarov V. A. Research of residual stresses in the surface layers of parts treated by asymmetrically-non-splinter lapping
- Khodzhibergenov D. T., Sherov K. T., Esirkepov A. Drilling method and construction of a combined drill-mill bit
- Kondusov D. V., Kondusova V. B. Intellectualization of computer-aided design using accumulated engineering knowledge
- Romanenko E. F., Gorozhankin V. V., Shestakova V. M., Terekhin M. S., Romanenko D. N., Dema R. R. Experience of using of additive technologies in restoration of a worn spherical surface of a cone of the KSD and KMD crushers for their life extension
- Min P. G., Vadeev V. E., Kramer V. V. Technology for the complete recycling of waste from deformable heat-resistant alloys
- **Luzenin A. Yu., Nesterova T. A.** Testing of the technology of protective oxidation of parts from titanium alloys
- Kostyshev V. A., Ashurova A. Kh. Development of technological parameters at the rolling of rings
- **Tabakov V. P., Chikhranov A. V., Dolzhenko Ya. A.** Research of the structure parameters and mechanical properties of wear-resistant coatings on niobium nitride base

ECONOMY AND ORGANIZATION OF PRODUCTION

Morgunov Yu. A., Saushkin B. P. — The state and dynamics of mechanical engineering production in Russia

Сдано в набор 28.02.2019. Подписано в печать 18.04.2019. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

Перепечатка материалов из журнала "Вестник машиностроения" возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 629.114.2-235

Ю. И. КРЫХТИН, В. И. КАРЛОВ, кандидаты технических наук (Волгоградский ГТУ), e-mail: au@vstu.ru

Выбор передаточного числа бортовой передачи трансмиссий легких гусеничных машин с учетом особенностей распределения передаточных чисел силовых узлов

На базе анализа кинематических схем, конструкций бортовых передач и технических характеристик узлов изделий обоснована разработка методики выбора передаточного числа бортовой передачи и расчета на ЭВМ прочностных показателей узлов трансмиссии легкой гусеничной машины в зависимости от передаточного числа бортовой передачи и частоты вращения конструктивных элементов. Разработана методика оценки расчетов по основным прочностным параметрам, обеспечивающая быстроту расчетов при изменении конструктивных элементов, материалов, скоростных и нагрузочных показателей.

Ключевые слова: бортовая передача, механизм передач и поворота, передаточное число, частота вращения, прочностные показатели.

Based on the analysis of kinematic diagrams, designs of on-board gears and technical characteristics of products units, the development of a methodic for selecting the gear ratio of the on-board gear and calculating on the computer of the strength characteristics of the transmission units of the light tracked vehicle depending on the gear ratio of the onboard gear and the rotation speed of the structural elements is justified. A methodic is developed for evaluating calculations on the basic strength parameters, which ensures the speed of calculations when changing of structural elements, materials, speed and load indicators.

Keywords: on-board gear, gear and turning mechanism, gear ratio, rotation speed, strength characteristics.

Бортовыми передачами (БП) называются механические редукторы, устанавливаемые в кинематической схеме трансмиссии непосредственно перед ведущими колесами (ВК) гусеничной машины (ГМ). Они предназначены для постоянного увеличения крутящего момента $M_{\rm kp}$, подводимого от механизма передач и поворота (МПП), включающего коробку передач (КП) и механизм поворота (МП), к ВК.

Передаточное число трансмиссии ГМ от базового двигателя до ВК гусеничного движителя в зависимости от схемы трансмиссии может разноситься по разным силовым узлам. Чтобы не перегружать узлы чрезмерным крутящим моментом, наиболее целесообразно производить основное увеличение передаточного числа в одном узле, помещенном в конце силовой цепи. В этом случае более сложные узлы — КП, МП, остановочные тормоза (ОТ) нагружены относительно небольшим крутящим моментом, имеют приемлемые габаритные размеры и массы, и управление ими значительно облегчается.

Выбор кинематической схемы, передаточного числа БП и его влияния на частоту вращения, силовую нагрузку и прочностные параметры элементов других узлов трансмиссий представляет значительный интерес для упрощения конструкций МПП, а также их оптимизации по габаритным размерам, массе, КПД и другим показателям при проектировании трансмиссий быстроходных легких ГМ.

Цель работы — определение влияния передаточного числа БП трансмиссий легких ГМ на частоту вращения и прочностные показатели элементов узлов трансмиссий для упрощения конструкции МПП, минимизации по нагруженности, габаритным размерам, массе и КПД.

Новизна работы заключается в разработке методики выбора передаточного числа БП и расчета на ЭВМ прочностных показателей комплекса узлов трансмиссий легких ГМ в зависимости от передаточного числа БП и частоты вращения.

Вопрос распределения передаточных чисел трансмиссии и влияния этого распределения на кинематические и прочностные характеристики элементов узлов трансмиссий легких ГМ для упрощения конструкций МПП требует современного подхода.

Диапазон d передаточных чисел трансмиссии определяется как отношение максимальной скоро-

сти v_{\max} движения машины на самой быстрой передаче к максимальной скорости v_1 на самой медленной передаче:

$$d = v_{\text{max}}/v_1$$
.

Здесь

$$v_1 = \frac{270 N_{\text{дB}} \eta_{\text{T}}}{G f_{\text{c max}}},$$

где $N_{\rm дB}$ — мощность двигателя; G — вес Γ М; $f_{\rm c\,max}=0.6\div0.7$ — суммарный коэффициент сопротивления движению в самых трудных условиях движения; $\eta_{\rm T}=\eta_{\rm Tp}\eta_{\rm rg};~\eta_{\rm T},~\eta_{\rm Tp},~\eta_{\rm rg}$ — КПД соответственно Γ М, трансмиссии, гусеничного движителя.

КПД гусеничного движителя определяем по формуле

$$\eta_{\text{\tiny \Gamma.J.}} = \frac{0.95 f_{\text{\tiny c max}}}{f_{\text{\tiny c max}} + 0.025}.$$

Число передач КП находим как

$$m = \frac{\lg d}{\lg q} + 1,$$

где $q = {}^{m-1}\sqrt{d}$ — среднее соотношение между соседними передаточными числами трансмиссии.

Полученное значение m округляем, так как число передач не может быть дробным.

Действительные соотношения между соседними передаточными числами подбираются из условий:

$$q_{1,2}q_{2,3} \dots q_{m-1, m} = d;$$

 $q_{1,2} > q_{2,3} > \dots > q_{m-2, m-1} < q_{m-1, m}.$

Здесь:
$$q_{1,2} = \frac{u_{\text{тр}I}}{u_{\text{тр}II}}$$
; $q_{2,3} = \frac{u_{\text{тр}II}}{u_{\text{тр}III}}$; ...;

$$q_{m-2, m-1} = \frac{u_{\text{Tp}(m-2)}}{u_{\text{Tp}(m-1)}}; q_{m-1, m} = \frac{u_{\text{Tp}(m-1)}}{u_{\text{Tp}m}},$$

где $u_{\rm TpI}$ — передаточное число трансмиссии на первой передаче; $u_{\rm TpII}$ — то же на второй передаче и т. л.

Рекомендуется задавать $q_{1,2}=2\div 2,5;$ $q_{m-2,\,m-1}==1,3\div 1,4;$ $q_{m-1,\,m}=1,4\div 1,5.$

Передаточное число высшей передачи вычисляем по формуле

$$u_{\rm Tpm} = \frac{0.377 n_v r_{\rm BK}}{v_{\rm max}},$$

где n_v — частота вращения, соответствующая эффективной мощности N_{ev} ; $r_{\rm BK}$ — радиус ведущего колеса.

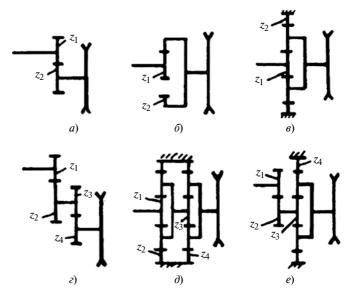


Рис. 1. Кинематические схемы однорядных (a-e) и двухрядных (e-e) БП: z_1-z_4 — числа зубьев зубчатых колес

Для быстроходных ГМ $r_{\rm BK}$ изменяется в пределах 0,19÷0,35 м. Кроме того, передаточные числа связаны соотношениями:

$$u_{\text{TpIII}} = u_{\text{TpIV}}q_{3,4}; \quad u_{\text{TpII}} = u_{\text{TpIII}}q_{2,3};$$

 $u_{\text{TpII}} = u_{\text{TpII}}q_{1,2}.$

Передаточное число трансмиссии можно определить по формуле

$$u_{\rm Tp} = u_{\rm M\Pi\Pi} u_{\rm B\Pi},\tag{1}$$

где $u_{\rm M\Pi\Pi}$ — передаточное число МПП на разных передачах в КП; $u_{\rm B\Pi}$ — передаточное число БП.

Подставляя в формулу (1) различные значения передаточных чисел БП, определяем передаточные числа МПП на разных передачах и по ним ведем кинематический и прочностной расчеты трансмиссии. Выбираем оптимальный вариант МПП по указанным выше показателям.

Осуществляя в БП сравнительно большое передаточное число (как правило, от 3,5 до $12 \div 15$) в зависимости от типа машины, можно упростить конструкцию КП, уменьшить нагрузку на МПП и ОТ, и тем самым облегчить управление ГМ. Большие передаточные числа БП эффективны при использовании КП с числом передач не менее восьми.

Кинематические схемы различных БП представлены на рис. 1 [1].

Изучены известные БП и проведен анализ характеристик узлов эксплуатируемых трансмиссий. В табл. 1 представлены анализируемые технические характеристики эксплуатируемых трансмиссий легких ГМ: однопоточных, двухпоточных и однопоточных при прямолинейном движении и двухпоточных при повороте, которые свидетельствуют о разнообразии и разнотипности принятых для изделий конструктивных решений.

Структурная схема однопоточной механической трансмиссии легкой ΓM массой $7 \div 8$ т и ее узлов представлена на рис. 2.

Для автоматизации процесса проектирования необходима методика выбора передаточного числа БП и расчета комплекса устройств узлов трансмиссии легкой ГМ в зависимости от передаточного числа БП и частоты вращения их элементов. Метод выбора передаточного числа БП и комплексного расчета прочностных показателей устройств узлов трансмиссий предусматривает использование пакета прикладной программы с возможностью ввода в нее основных общемашинных и индивидуальных по устройствам показателей, необходимых для расчетов с учетом нагруженности устройств, и разработку блок-схемы расчета устройств трансмиссии.

Методика расчета комплекса устройств трансмиссий предусматривает расчет крутящих моментов, статических и динамических нагрузок, скоростей скольжения трущихся поверхностей, напряжений, работоспособности подшипников элементов при заданных исходных данных [2—4].

Математическая модель зависимости прочностных показателей элементов узлов трансмиссий легких ГМ от их частот вращения при выборе переда-

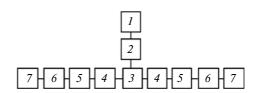


Рис. 2. Структурная схема однопоточной механической трансмиссии и ее узлов для ΓM массой $7 \div 8$ т:

I — двигатель внутреннего сгорания; 2 — главный фрикцион; 3 — двухвальная КП с синхронизаторами передач III и IV; 4 — МП (бортовой фрикцион); 5 — ленточный ОТ; 6 — планетарная БП; 7 — ведущее колесо

точного числа БП представлена в табл. 2. Здесь N — передаваемая мощность; n — частота вращения рассматриваемого элемента; $r_{\rm cp}$ — средний радиус элемента; b — ширина зубчатого колеса; c — коэффициент, зависящий от угла наклона зубьев (жесткость зубьев на изгиб); e — коэффициент неточности изготовления зуба; $m_{\rm 3}$ — модуль зуба; y — коэффициент формы зуба рассчитываемого колеса; $d_{\rm H}$ и $d_{\rm B}$ — наружный и внутренний диаметры шлицев; l и l — длина и число шлицев; l — коэффициент неравномерности работы шлицев; l — момент сопротивления кручению сечения вала; l — коэффициент радиальной нагрузки; l — эквива-

Технические характеристики узлов эксплуатируемых трансмиссий легких ГМ (изделий)

Таблица 1

	Macca v_{max} , r_{BK} , N		$N_{\rm AB}$, $n_{\rm AB~max}$,			Тип	Число		МПП			Macca		
Изделие	ГМ, т	тах, КМ/Ч	M M	л, с.	мин ⁻¹	d	транс- миссии	пере- дач КП	$u_{\mathrm{K\Pi}}$	$L \times B \times H$, MM	Масса, кг	$u_{\rm B\Pi}$	БП, кг	Тип БП
							Одног	оточные	МПП					
915	7,2	61	0,195	240	2400	7,16	МТ, двух- вальный МПП	4	4,05÷0,565	593×935×483	249,4	5,14	51	Плане- тарная
740	14	44	0,269	240	2000	7,29	То же	5	5,57÷0,76	785×1168×512	771,7	5,55	132	Одноряд- ная цилин- дрическая
765	13,36	65	0,312	300	2600	6,13	-//-	5	5,1÷0,93	720×1080×540	435,4	5,5	80	Плане- тарная
$\Gamma M_{\scriptscriptstyle T}$	48,5	40	0,35	520	2000	6	-//-	8	2,95÷0,4	_	600	13,0	175	Цилиндро- плане- тарная
							Двухп	оточные	МПП					
906	15	65	0,292	300	2600	10,1	МТ, двух- вальный МПП	6	6,9÷0,6	650×1425×504	460	5,09	148	Одноряд- ная цилин- дрическая
934	17,5	69	0,292	400	2400	8,46	МТ, четы- рехваль- ный МПП	5	4,8÷0,48	750×865×635	383	7,9	108	Цилиндро- плане- тарная
	Однопоточные при прямолинейном движении и двухпоточные при повороте МПП													
950	13,2	70,6	0,314	400	2150	15,9	ГМТ, двухваль- ный МПП	5	9,97÷0,64	697×1118×676	630,3	5,54	80	Плане- тарная
LVTPX-12 (США)	22,7	64	0,3	406	2800	5,86	ГМТ, че- тырехваль- ный МПП	4	8,26÷1,41	_	1000 с двумя БП и двумя ОТ	2,8	-	Одноряд- ная цилин- дрическая

 Π р и м е ч а н и я: 1) Γ М $_{\rm T}$ — тяжелая Γ М (данные приведены для сравнения); 2) МТ и Γ МТ — механическая и гидромеханическая трансмиссии; 3) $u_{\rm K\Pi}$ — передаточное число К Π ; 4) габаритные размеры: L — длина; B — ширина; H — высота.

лентная радиальная нагрузка; m_1 — коэффициент осевой нагрузки; A — эквивалентная осевая нагрузка; k_6 и $k_{\rm T}$ — коэффициенты, учитывающие динамический и тепловой режимы работы подшипника; h — время работы подшипника; R_1 — радиус трения; n_1 и n_2 — частоты вращения ведущего и ведомого элементов; R_6 и $R_{\rm M}$ — радиусы большего и меньшего зубчатых колес зацепления.

Блок-схема расчета частот вращения зубчатых, фрикционных, подшипниковых элементов узлов трансмиссий легких ΓM и их прочностных показателей в зависимости от передаточного числа $B\Pi$ представлена на рис. 3.

Следует пояснить, что под промежуточным валом понимается вал, связанный с ведомым коническим колесом; под свободной мощностью —

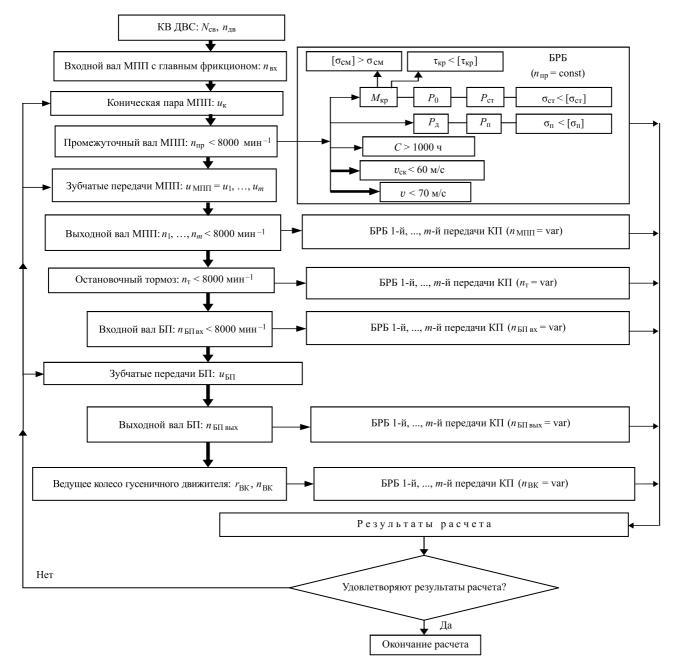


Рис. 3. Блок-схема расчета частот вращения зубчатых, фрикционных, подшипниковых элементов и их прочностных показателей в зависимости от передаточного числа БП:

KB — коленчатый вал; BPB — базовый расчетный блок кинематических и прочностных показателей; $N_{\rm CB}$ — свободная мощность базового ДВС; $n_{\rm RB}$ и $n_{\rm Hp}$ — частоты вращения базового ДВС и промежуточного вала МПП; $u_{\rm K}$ — передаточное число конической пары МПП; $u_{\rm I} \div u_m$ — передаточные числа МПП на передачах; $v_{\rm max}$ — линейная скорость на максимальном радиусе $R_{\rm max}$ зубчатых колес; v — линейная скорость; $v_{\rm CK}$ — скорость скольжения; C — долговечность подшипников; $[\sigma_{\rm cm}]$, $[\tau_{\rm kp}]$ и $[\sigma_{\rm cT}]$, $[\sigma_{\rm II}]$ — допускаемые напряжения смятия, кручения и изгиба от статического и полного усилий соответственно. Утолщенные стрелки — для кинематического расчета, тонкие — для прочностного расчета

мощность за вычетом потерь на работу систем двигателя в изделии; под устройствами узлов (МПП, БП, ОТ и т. д.) трансмиссии понимается совокупность конструктивных элементов, подлежащих расчету. На расчетных режимах (максимальной мощности, максимального крутящего момента и т. д.) $n_{\rm дв} = {\rm const.}$ Заметим, что допускаемые напряжения для зубчатых колес и валов БП рекомендуется принимать равными нижним пределам допускаемых напряжений для зубчатых колес и валов КП.

Алгоритм расчета согласно блок-схеме (см. рис. 3) дополнительно включает следующие этапы:

- а) подготовку общемашинных данных для расчета комплекса устройств трансмиссий;
- б) подготовку исходной информации для расчета каждого устройства трансмиссии: постоянные величины и переменные параметры с учетом размерностей, формулы, закономерности и т. д.;

Tаблица 2 Математическая модель зависимости прочностных показателей элементов узлов трансмиссий легких Γ М от их частоты вращения

Memeriob jould ipanemicent merkin 111 of the factorist spanients						
Номер п/п	Показатели для расчета элементов на прочность	Расчетная формула				
Зубчатые элементы						
1	Крутящий момент	$M_{\rm Kp} = N/n$				
2	Окружное усилие	$P_{\rm o} = M_{\rm kp}/r_{\rm cp}$				
3	Статическое усилие	$P_{\rm CT} = \hat{P_{\rm O}}/\hat{b}$				
4	Окружная скорость	$v_{\rm o} = \pi n r_{\rm cp}/30$				
5	Динамическое усилие	$P_{\rm II} = \frac{v_{\rm o}(P_{\rm cT} + ce)}{v_{\rm o} + 0.24\sqrt{P_{\rm cT} + ce}}$				
6	Полное усилие	$P_{\Pi} = P_{\Pi} + P_{\text{CT}}$				
7	Напряжение изгиба по Льюису от полного усилия	$\sigma_{\Pi} = \frac{10 P_{\Pi}}{\pi m_{3} y}$				
8	Напряжение изгиба по Льюису от статического усилия	$\sigma_{\rm CT} = \frac{10 P_{\rm cT}}{\pi m_3 y}$				
9	Напряжение смятия шлицев	$\sigma_{\rm cm} = \frac{8M_{\rm kp}}{(d_{\rm H}^2 - d_{\rm R}^2)lz\psi}$				
10	Напряжение кручения валов	$ au_{\mathrm{Kp}} = M_{\mathrm{Kp}}/W$				
11	Линейная скорость на максимальном радиусе $R_{\rm max}$ зубчатых колес	$v_{\text{max}} = \frac{\pi n R_{\text{max}}}{30} < 70 \text{ m/c}$				
12	Соотношение, необходимое для получения межцентрового расстояния зубчатой пары	$R_{\rm \bar{0}}/R_{\rm M} \approx 3$				
Фрикционные элементы						
13	Скорости скольжения вращающихся элементов фрикционных устройств	$v_{\text{cK}} = \frac{\pi R_1 (n_1 - n_2)}{30} < 60 \text{ m/c}$				
Подшипниковые узлы						
14	Частота вращения валов под подшипники	$n_{\text{max}} < 8000 \text{ мин}^{-1}$				
15	Коэффициент работо- способности подшип- ников	$C = (k_0 R + m_1 A) k_0 k_{\rm T} (nh)^{0.3}$				

- в) подготовку входной информации и ввод ее в ЭВМ;
- г) расчет устройств трансмиссий ГМ с распечаткой результатов расчета.

По весу ГМ и максимальной скорости движения подбирают мощность базового ДВС, свободный крутящий момент $M_{\rm kp.cs}$ которого передается через трансмиссию к ВК гусеничного движителя. От значения крутящего момента $M_{\rm kp.cs}$ (который при передаче мощности связан с частотой вращения базового ДВС) зависят: нагруженность, габаритные размеры и массы элементов устройств трансмиссии.

Задаваясь значениями передаточного числа БП $u_{\rm B\Pi}$ от 3 до 15 с интервалом в 1,0, получаем передаточные числа МПП на разных передачах и для них ведем кинематический (в зависимости от n) и прочностной (в зависимости от $M_{\rm Kp}$) расчеты трансмиссий с учетом математической модели, представленной в табл. 2. Выбираем лучший вариант МПП исходя из упрощения его конструкции, минимизации по нагруженности, габаритным размерам, массе, КПД.

Положительный эффект от использования разработанной методики расчета устройств трансмиссий состоит в следующем:

- 1. Методика позволяет анализировать, сравнивать и оценивать результаты расчета основных прочностных показателей элементов узлов для механических трансмиссий легких ГМ с большой удельной мощностью, что важно при минимизации показателей, характеризующих технические возможности ГМ.
- 2. Использование ЭВМ с прикладным программным обеспечением, например Microsoft Excel, обеспечивает мобильность расчетных операций при изменении конструктивных элементов, материалов, скоростных и нагрузочных показателей и т. д.
- 3. Уменьшается продолжительность расчетных процедур вследствие введения в базу данных основных общемашинных и индивидуальных по устройствам трансмиссий исходных данных, необходимых для расчета.
- 4. Формируется вариантная база приемлемых технических решений для последующего конструкторского анализа и оптимизации.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Балдин В. А.** Теория и конструкция танков. М.: Издательство МО СССР, 1975. 442 с.
- 2. **Трансмиссии** гусеничных и колесных машин / В. М. Труханов, В. Ф. Зубков, Ю. И. Крыхтин, В. Ф. Желтобрюхов. М.: Машиностроение, 2001. 736 с.
- 3. Забавников Н. А. Основы теории транспортных машин. М.: Машиностроение, 1975. 448 с.
- 4. **Красненьков В. И., Егоркин В. В.** Синхронизаторы в ступенчатых трансмиссиях. М.: Машиностроение, 1967. 274 с.

А. И. НИЖЕГОРОДОВ, д-р техн. наук, Д. В. КОКОУРОВ, канд. техн. наук (Иркутский национальный исследовательский технический университет), e-mail: nastromo_irkutsk@mail.ru

Показатели эффективности электрической печи с вибрационной подовой платформой и технологический комплекс на ее основе*

Исследовано влияние плотности и температуры вспученного вермикулита на производительность печи с вибрационной подовой платформой. Построена уточненная модель теплоусвоения. Дана оценка энергоэффективности печи. Рассмотрены новая конструкция нагревательного узла электрического модуля печи, устройство и работа технологического комплекса на основе электропечи с общей подовой платформой. Показано, что температура печи при обжиге вермикулита должна обеспечивать его плотность не ниже допустимого значения.

Ключевые слова: вермикулит, электрическая печь, вибрационная подовая платформа, модель теплоусвоения, удельная энергоемкость обжига.

The influence of density and temperature of exfoliated vermiculite on the performance of a furnace with a vibratory bottom platform is studied. A refined heat absorption model is constructed. An assessment of the energy efficiency of the furnace is given. The new design of the heating unit of the electric module of the furnace, the design and operation of the technological complex based on an electric furnace with an integral bottom platform are considered. It is shown, that the furnace temperature during firing of vermiculite should ensure its density not below the allowable value.

Keywords: vermiculite, electric furnace, vibratory bottom platform, heat absorption model, specific energy consumption of firing.

Вермикулит нестабилен с морфологической точки зрения. Поглощая теплоту, он трансформируется по размерам, форме, структуре, физическим свойствам. Поэтому физическую модель электрической печи с вибрационной подовой платформой исследовали при обжиге вермикулита, так как это наиболее общий случай, хотя новые печи предназначены для тепловой обработки и других сыпучих материалов.

При проведении экспериментов на физической модели — однофазном одиночном модуле, была проверена гипотеза о том, что изменение плотности вспученного вермикулита в 10 %-й зоне от ее минимального значения не должно заметно влиять

на производительность печи, тогда как стремление к минимальному пределу плотности приводит к существенному перерасходу электрической энергии и повышению удельной энергоемкости обжига.

Кроме того, ранее при исследовании электрических модульно-спусковых печей для обжига вермикулитовых концентратов [1, 2] — предшественниц печей с вибрационной подовой платформой [3], использовалась модель теплоусвоения вермикулита, основанная на балансе энергии θ_{Σ} полного теплоусвоения и энергий: θ_{X} — дегидратации (выхода химически связанной гидратной воды); θ_{C} — нагрева твердой фазы минерала, остающейся во вспученном "сухом" вермикулите; θ_{B} — фазового перехода межслоевой и гидратной воды; θ_{Π} — перегрева водяных паров; $\theta_{a.r}$ — нагрева адсорбированных газов [4].

Оказалось, что эта модель была неточной, так как базировалась на допущении, что вспученный вермикулит достигает температуры нагревательных элементов к моменту выхода из печи. Экспериментальные исследования физической модели, о некоторых результатах которых шла речь в работе [5], позволили уточнить значения конечных температур.

Цель работы состоит в установлении влияния плотности вспученного вермикулита на производительность печи, построении уточненной модели его теплоусвоения и оценке энергоэффективности печи с вибрационной подовой платформой — базового агрегата технологического комплекса по переработке вермикулита.

Экспериментальное определение влияния плотности вермикулита на производительность печи

Для выяснения влияния насыпной плотности вспучиваемого материала на объемную производительность одиночного модуля, показанного на рис. 1, были измерены производительность и плотность вермикулита, а также его температура на выходе из модуля. Для опытов использовался Кокшаровский концентрат "Medium", характеристики которого приведены в работе [5].

Началу измерений соответствовали следующие настройки: сила тока "уставки" 94 А, действующие значения силы тока и напряжения: I=84,7 А и U=168,6 В. Подача концентрата соответствовала

^{*} Поддержано грантом ФГБУ "Фонд содействия развитию малых форм предприятий в научно-технической сфере". Договор № 1243 ГС 1/21693.

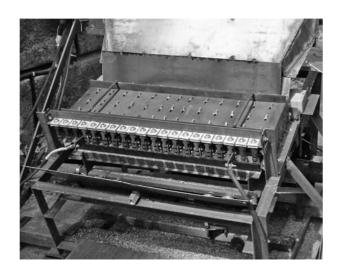


Рис. 1. Однофазный одиночный модуль

частоте вращения 0,8 мин $^{-1}$ барабана дозатора. Температура плиты подовой платформы составляла 772 °С, температура нихрома — 823 °С. Пробы вермикулита брали через каждые $80 \div 90$ с; в каждом случае определяли три значения температуры вермикулита и два значения его плотности и рассчитывали производительность одиночного модуля.

На рис. 2 приведены зависимости производительности Π_V одиночного модуля (кривая I) и температуры T вермикулита (кривая 2) от его конечной насыпной плотности ρ . В диапазоне значений средней плотности $\rho_{\rm cp} = 92 \div 126~{\rm Kr/m}^3~(\Delta \rho_{\rm cp} = 34~{\rm Kr/m}^3)$ происходит существенное изменение температуры вермикулитовых зерен: она снижается от 512 до 340 °C, т. е. на 172 °C. А производительность изменяется всего на 0,145 ${\rm m}^3/{\rm q}$, т. е. практически постоянна — отклонение от исходного значения составляет не более 4,9 %.

Соотношение мощностей температурного излучения вермикулита при плотности 92 кг/м³ (близкое к минимальному регламентированному производителем значению [4]) и при плотности 100 кг/м³ (всего на 8 кг/м³ больше) при температурах соответственно 785 и 723 К согласно закону Стефана — Больцмана [6] составит:

$$\frac{N_{92}}{N_{100}} = \frac{T_{92}^4}{T_{100}^4} = \frac{785^4}{723^4} = 1,39. \tag{1}$$

При плотности $100~\rm kг/m^3$ производительность составляет $0.6~\rm m^3/v$, а при плотности $92~\rm kг/m^3-0.64~\rm m^3/v$, т. е. на 6.7~% больше. Очевидно, что нецелесообразно тратить дополнительно 39~% тепловой энергии на повышение производительности процесса обжига всего на 6.7~%.

Поэтому температурный режим печи следует настраивать так, чтобы минимально возможная плотность вермикулита не достигалась, что позволит дополнительно снизить удельную энергоемкость обжига без уменьшения количества и ухудшения качества конечного продукта. Согласно рис. 2 колебания плотности р вблизи ее минимально возможных значений почти не влияют на производительность. Вместе с тем такая плотность позволит несколько повысить прочность вспученных зерен, что немаловажно при приготовлении различных смесей на основе вспученного вермикулита.

Отношение удельных энергоемкостей для данного случая составляет:

$$\frac{e_1}{e_2} = 1,39 \frac{0,6}{0,64} = 1,3.$$

Сделанный вывод косвенно подтверждается экспериментальной кривой дегидратации, полученной на вермикулите Ковдорского месторождения марок КВК-1, КВК-2 и КВК-4 еще в 2007 г. на электрической модульно-спусковой печи [7] (цифры в маркировке вермикулитовых концентратов означают средний размер частиц в миллиметрах). На рис. 3 приведена зависимость относительной

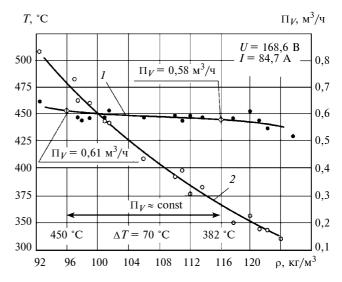


Рис. 2. Зависимости производительности Π_V одиночного модуля (1) и температуры T вермикулита (2) от его плотности ρ

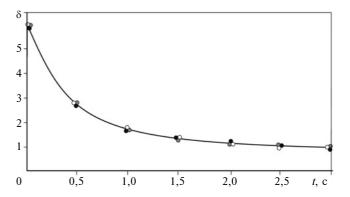


Рис. 3. Экспериментальная кривая дегидратации вермикулитовых концентратов марок КВК-1 (○), КВК-2 (◎) и КВК-4 (●)

плотности δ от времени t обжига. Параметр δ определяется отношением:

$$\delta = \rho_H/\rho_K$$

где ρ_H — начальное значение насыпной плотности вермикулитового концентрата до вспучивания, $\kappa \Gamma/m^3$; ρ_K — конечное значение насыпной плотности вермикулита после вспучивания, $\kappa \Gamma/m^3$.

Кривая дегидратации удовлетворяет всем размерным группам концентратов и имеет асимптотический характер, но в отличие от асимптоты она имеет начальную точку — ввод концентрата и конечную точку — выход вспученного вермикулита.

Изменение плотности вермикулита в начале процесса идет значительно быстрее, чем в конце. Кривая дегидратации показывает, что несмотря на то, что последний модуль печи излучает такую же тепловую мощность, как и остальные, это практически не приводит к уменьшению плотности вермикулита: основная работа вспучивания происходит на первых спусковых модулях.

Итак, ответ на первый вопрос получен.

Небольшая недовспученность продукта, приводящая к заметному снижению энергоемкости обжига, не может не сказаться на КПД печного агрегата, поэтому перейдем к рассмотрению второй задачи.

Экспериментальное определение зависимости плотности вермикулита от температуры

В результате этих экспериментов была установлена зависимость плотности вермикулита от температуры его нагрева, что позволило уточнить аналитическую модель теплоусвоения. Благодаря высокой концентрации вермикулита на подовой плите платформы удалось получить сплошную поверхность из вермикулитовых зерен и измерить их температуру.

В установившемся тепловом режиме при плотности вспученного вермикулита $\approx 92 \div 93 \text{ кг/м}^3$ была зафиксирована средняя по нескольким измерениям наибольшая температура 512 °C. Очевидно, что в этой точке состояние вспученных зерен соответствует полной дегидратации и максимальному вспучиванию. При этом температура на поверхности нихромовых нагревателей составляла в разных точках $718 \div 776$ °C при среднем значении 747 °C.

Все остальные точки, определяющие положение кривой 2 на рис. 2, получены по результатам проведенных опытов.

Опыты показали, что в процессе обжига вермикулита его температура не достигает температуры нагревательных элементов, как это ранее предполагалось при получении первой аналитической модели теплоусвоения вермикулита [7], что и было учтено при создании новой модели. Запишем уравнение баланса удельных энергий, усваиваемых концентратом Кокшаровского месторождения, кДж/кг:

$$\theta_{\Sigma K} = \theta_{X} + \theta_{C} + \theta_{B} + \theta_{\Pi} + \theta_{A.F}$$

где $\theta_{\Sigma K}$ — суммарная энергия полного теплоусвоения вермикулита.

Теплота дегидратации минерала остается прежней — $\theta_x \approx 196.9 \text{ кДж/кг}$.

Энергия, накапливаемая сухим веществом вспученных зерен, будет меньше:

$$\theta_{\rm c} = c\kappa_T m 0.816 \Delta T =$$
= 860 · 1.225 · 1 · 0.816(512 - 100) = 361.9 кДж,

где $c \approx 860$ Дж/(кг \cdot °C) [8] — средняя удельная теплоемкость вермикулитовых концентратов; $\kappa_T \approx 1,225$ — коэффициент, учитывающий возрастание удельной теплоемкости минерала при увеличении температуры [9]; m — масса концентрата (1 кг); 0,816 — доля твердой фазы [7]; $\Delta T = (512 - 100)$ °C — перепад температур.

Энергия фазового перехода химически связанной и межслоевой воды при 100 °C остается прежней — $\theta_{\rm B}=235,3~{\rm кДж}.$

Теплота перегрева водяного пара уменьшится и составит:

$$θΠ = cΠ m0,115 ΔT = 1593,4 · 1 · 0,115(512 - 100) = = 75,5 κДж/κΓ,$$

где c_{Π} — средняя удельная теплоемкость водяного пара в диапазоне температур $\approx 100 \div 500$ °C $\approx 1593,4$ Дж/(кг·°C) [9].

Энергия нагрева адсорбированного углекислого газа уменьшится до значения:

$$\theta_{\text{а.г}} = c_{\text{CO}_2} m0,115\Delta T = 1102 \cdot 1 \cdot 0,115(512 - 100) =$$

$$= 52,2 \text{ кДж/кг}.$$

Суммарная энергия теплоусвоения вермикулитового концентрата Кокшаровского месторождения составит:

$$\theta_{\Sigma K} = \theta_{X} + \theta_{C} + \theta_{B} + \theta_{\Pi} + \theta_{A.\Gamma} = 196.9 + 361.9 + 235.3 + 75.5 + 52.2 = 921.8 \text{ кДж/кг.}$$
 (2)

Это значение соответствует чистому вермикулитовому концентрату. Но важно учесть, что в концентратах присутствует до 10 мас. % инертного материала [10], который тоже поглощает энергию:

$$θM = 0.1cMmΔT = 0.1 \cdot 942.5(512 - 100) =
= 38.8 κДж/κΓ,$$

где 0,1 — массовая доля инертного материала в 1 кг концентрата; $c_{\rm u}$ — удельная теплоемкость инертного материала (для песка в диапазоне температур $20\div600$ °C в среднем $c_{\rm u}=942,5$ Дж/(кг °C) [11]); m — масса исходного концентрата (1 кг); ΔT — изменение температуры при нагреве.

Оценка КПД новой печи

Определим энергетический эффект структурообразования вермикулита.

При быстром нагревании вермикулитового концентрата в режиме термоудара (скорость нагрева 200÷250 °C/с) основную работу вспучивания совершает химически связанная вода и частично межслоевая. Микроструктура вспучивающегося вермикулита характеризуется образованием большого числа замкнутых мелких пор и микропор, занимающих до 65 % площади поверхности вспученных "пакетов" [12]. Очевидно, что внутри этих пор механическую работу вспучивания совершают перегретый водяной пар и расширяющийся углекислый газ.

Теплота дегидратации входит в суммарную энергию эффекта структурообразования вермикулита. Поэтому энергия структурообразования составит:

$$E_{\rm c} = \theta_{\rm X} + \theta_{\rm B} + \theta_{\rm \Pi} + \theta_{\rm a.r} =$$
= 196,9 + 235,3 + 75,5 + 52,2 = 559,9 кДж/кг. (3)

Лишь две энергии не участвуют в процессе структурообразования и отражают аккумулированную составляющую — теплота θ_{c} твердой фазы минерала и энергия θ_{u} , поглощенная инертным материалом.

Энергия теплоусвоения, при которой полностью завершаются дегидратация и структурообразование зерен вермикулита, определится выражением

$$θΣΠ = 0.9θΣΚ - θΝ = 0.9 · 921.8 - 38.8 =$$
= 790.8 κДж/κΓ. (4)

Теперь можно рассчитать КПД процесса структурообразования вермикулита:

$$\eta_{\rm c} = \frac{E_{\rm c}}{\theta_{\Sigma \Pi}} = \frac{559.9}{790.8} = 0.71.$$

Для оценки КПД электрической печи с вибрационной подовой платформой надо также определить тепловые потери при переносе лучистой энергии нагревателей на вермикулит.

Найдем плотность ρ вспученного вермикулитового зерна "в теле", $\kappa \Gamma/M^3$:

$$\rho = \rho_{\rm H}/(1 - \kappa_{\rm nop}).$$

Так как истинная плотность — это плотность вещества без учета пористости, то для вермикулита с пористыми зернами применен термин плотность "в теле"; $\rho_{\rm H}$ — насыпная плотность вермикулита, кг/м³; к_{пор} — коэффициент пористости в массиве вермикулита ($\approx 0,365$ [7]).

На примере вермикулитового концентрата "Меdium" со средним условным диаметром D=0,005 м [5] определим общее число n зерен на трех подовых плитах при ширине пода B=0,96 м, длине L=0,5 м и условии рядной структуры расположения зерен на поверхностях полнокомплектной трехмодульной печи, показанной на рис. 4.

Учитывая, что в концентрате содержание вермикулита около 90 % [5] (остальное — инертный, не вспучивающийся материал), получим:

$$n = 0.9(0.96/0.005)(0.4/0.005)3 = 46~080 \text{ mt.}$$

где 0,9 — коэффициент, учитывающий наличие не вспучивающихся частиц концентрата.

Плотность зерен "в теле" при насыпной плотности вспученного материала из концентрата "Medium" $\rho_{\rm H} \approx 90~{\rm kr/m}^3$, полученного при обжиге в одиночном однофазном модуле, составляет $\rho=141,7~{\rm kr/m}^3$. Тогда получим выражение, определяющее массу однослойного вермикулитового потока на трех подовых плитах печи, в виде:

$$m_{\rm B} = 0.78 \cdot 0.1667 \pi D^3 n_{\rm P} = 0.249 \text{ K}_{\rm F}$$

где 0,78 — коэффициент, учитывающий выход воды из вермикулита при его полной дегидратации.

В пересчете на одиночный модуль его весовая производительность составит:

$$\Pi_{G1} = 0.249/(3 \cdot 3.31) = 0.246 \text{ H},$$

где 3,31 с — время движения вермикулитового зерна по подовой плите [5].

Тогда мощность теплоусвоения вермикулита определится выражением:

$$N_{\rm T} = \Pi_{G1} \theta_{\Sigma\Pi} = 0.246 \cdot 790 \ 800 = 19 \ 849 \ \text{Bt.}$$
 (5)

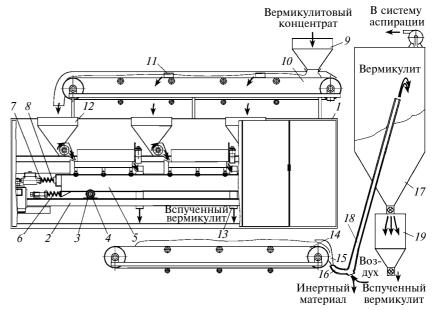


Рис. 4. Технологический комплекс по переработке вермикулитовых концентратов на основе электропечи с общей подовой платформой

Мощность $N_{\text{и.н}}$ теплового излучения нагревателей при установившейся плотности вермикулита $\rho \approx 92 \div 93 \text{ кг/м}^3$ равна 25 712 Вт [5].

Тогда уравнение баланса тепловых мощностей можно записать в виде:

$$N_{\text{M.H}} = N_{\text{T}} + N_{\text{T.II}},$$

где $N_{\scriptscriptstyle \rm T.\Pi}$ — мощность тепловых потерь, составляющая:

$$N_{\text{T.II}} = N_{\text{W.H}} - N_{\text{T}} = 25712 - 19849 = 5863 \text{ Bt. (6)}$$

Следовательно, полностью усваивается вермикулитом 77,2 % тепловой мощности источника энергии, а КПД процесса теплопереноса от нагревателей на монослой вермикулита $\eta_T = 0,772$.

Полный КПД печного агрегата с вибрационной подовой платформой (см. рис. 4):

$$\eta = \eta_c \eta_T = 0.71 \cdot 0.772 = 0.548. \tag{7}$$

Но КПД можно еще повысить, если несколько уменьшить энергию теплоусвоения $\theta_{\Sigma\Pi}$ и не доводить вспучивание до полного завершения дегидратации и структурообразования, как это отмечалось выше.

Пересчет параметров и величин по формулам (1)—(7) с учетом температуры вермикулита 723 K (450 °C) и его плотности 100 кг/м 3 дает значение полного КПД $\eta=0.72$.

Для сравнения: наибольший КПД электрических модульно-спусковых печей с последовательно-

Сырье

9

10

2

Нагреватели (вид сверху)

Рис. 5. Нагревательный узел печи (продольное сечение) технологического комплекса

параллельным сопряжением модулей не превышал 0,45 [13].

Конечно, полученный результат можно рассматривать только как ориентировочный, так как формулы (2)—(5) дают примерные значения, но общая тенденция к существенному увеличению КПД очевидна и бесспорна.

Одиночный модуль характеризуется теми же КПД и удельной энергоемкостью, что и весь печной агрегат в целом, так как он подключен к одной фазе электрической сети. Благодаря унификации одиночный модуль можно использовать для различных компоновочных решений.

Технологический комплекс

Рассмотрим другой возможный конструктивный вариант промышленного технологического комплекса по переработке вермикулитовых концентратов и конгломератов на основе трехмодульной электрической печи с общей подовой платформой (см. рис. 4).

В корпусе 1 печи размещена опорная рама 2, на которой в направляющих 3 и телах качения 4 установлена общая платформа 5. Подпружиненная с обеих сторон пружинами 6 платформа образует колебательную систему, возбуждаемую приводным двигателем с толкателем 7 через пружину 8. Пружины, установленные с правой стороны, — конические. Обладая нелинейной упругой характерис-

тикой, они обеспечивают несимметричные колебания платформы, при которых создается односторонний транспортный эффект, который может быть усилен наклоном всего корпуса в сторону движения обрабатываемого материала (слева направо). Подовые плиты, крышки модулей и их боковые стенки сделаны из жаропрочной стали и тщательно термоизолированы.

Вермикулитовый концентрат (вермикулитовые конгломераты или иные минералы) поступает в бункер 9 сырья, затем ленточным конвейером 10 с помощью сбрасывателей 11 подается в бункеры 12 дозаторов, а затем в пространства обжига, образованные подовыми плитами 5 (рис. 5) и крышками 11 модулей.

За счет вибротранспортного эффекта концентрат проходит под нагревателями, вспучивается и ссыпается по лоткам *13* (см. рис. 4) на нижний ленточный конвейер *14*.

Вспученный вермикулит, ссыпаясь по лотку 15, попадает в раструб 16

с отверстием в донной части. Тяжелый инертный, не вспучившийся материал выпадает в отверстие, а вспученный вермикулит за счет разрежения в бункере-осадителе 17, благодаря высокой парусности всасывается в бункер и оседает в нем вследствие резкого падения скорости воздуха при переходе из трубы 18. По мере наполнения бункера большая часть вспученного продукта через затвор пересыпается в бункер 19.

Благодаря устройству раструба вермикулит очищается от загрязняющих компонентов и охлаждается потоком воздуха в трубопроводе *18*.

На рис. 5 показан нагревательный узел печи рассмотренного технологического комплекса. На нижнем поясе подовой платформы 1 размещены подшипники 2, установленные в направляющих 3. На платформе с помощью пластин 4 закреплены подовые плиты 5, а на верхнем поясе рамы 6 выложены огнеупорные кирпичи 7, на поверхности которых плашмя уложены нагреватели 8, закрепленые в головках 9; под кирпичами проложен муллитокремнеземистый войлок 10. Подовая плита 5 и крышка 11 образуют пространство обжига, где происходят процессы теплоусвоения, дегидратации и структурообразования.

Заключение

Эксперименты, проведенные на физической модели электрической печи с вибрационной подовой платформой, подтвердили ее высокую эффективность.

Доказано, что настройку рационального температурного режима печи следует проводить так, чтобы при обжиге вермикулита его минимально возможная плотность не достигалась, что позволяет дополнительно на 30 % снизить удельную энергоемкость обжига без потери количества и ухудшения качества вспученного материла. Для Кокшаровского концентрата "Medium" [5] она снизится с 81,6 до 57,1 мДж/м³. При этом повышается прочность вспученного вермикулита, что очень важно, если материал используется для приготовления различных смесей.

Кроме того, была установлена взаимосвязь плотности вермикулита с температурой его нагрева, что позволило получить более точную аналитическую модель процесса теплоусвоения, определить КПД структурообразования и полный КПД печного агрегата, равный $\approx 0,72$. Это на 60 % больше КПД наиболее совершенной электрической модульноспусковой печи [13].

В работе предложена конструктивная схема промышленного технологического комплекса по переработке вермикулитовых концентратов и конгломератов на основе новой трехмодульной электрической печи с общей подовой платформой продольной компоновки.

На этом усовершенствование печи новой концепции не завершено. Проведена работа по модернизации однофазного одиночного модуля [14], в котором, в частности, в качестве привода применен управляемый вибропривод со специальной нелинейной пружиной, обеспечивающий ярко выраженные несимметричные колебания подовой платформы для создания транспортного эффекта при ее горизонтальном положении. Результаты исследований будут представлены в последующих публикациях авторов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Нижегородов А. И.** Теоретическое обоснование использования новых модификаций электрических печей для обжига вермикулита // Строительные материалы. 2009. № 5. С. 94—96.
- 2. **Nizhegorodov A. I.** Electric modular-trigger kiln with an energy recuperation system for firing vermiculite concentrates // Refractories and Industrial Ceramics. 2016. V. 56. N. 5. P. 470—475.
- 3. **Пат. 166544. Рос. Федерация:** МПК F 27 B 9/06. Электрическая печь с вибрационной подовой платформой.
- 4. **Зедгенизов В. Г., Нижегородов А. И.** Эффективность использования многомодульных модификаций электрических печей для обжига вермикулита // Строительные материалы. 2009. № 12. С. 51—53.
- 5. **Испытания** новой альтернативной электрической печи для обжига вермикулитовых концентратов / А. И. Нижегородов, Т. Б. Брянских, А. Н. Гаврилин и др. // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. 2018. № 4. С. 142—151.
- 6. **Кошкин Н. И., Ширкевич М. Г.** Справочник по элементарной физике. М.: ФИЗМАТГИЗ, 1972. 256 с.
- 7. **Нижегородов А. И.** Технологии и оборудование для переработки вермикулита: оптимальное фракционирование, электрический обжиг, дообогащение. Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2011. 172 с.
- 8. **Методические** рекомендации по применению классификации запасов к месторождениям слюды. М.: Министерство природных ресурсов РФ, 2005. 41 с.
- 9. **Яворский Б. М., Детлаф А. А.** Справочник по физике для инженеров и студентов вузов. М.: Наука, 1968. 940 с.
- 10. **Выделение** вермикулитового концентрата из хвостов обогащения вермикулитовых руд и его использование в жаростойком бетоне / А. Ш. Гершенкоп, М. С. Хохуля, О. Н. Крашенинников, С. В. Бастрыгина // Горный журнал. 2011. № 11. С. 57—59.
- 11. **Расчет** нагревательных и термических печей: справочное издание / Под. ред. В. М. Тымчака и В. Л. Гусовского. М.: Металлургия, 1983. 480 с.
- 12. **Производство** и применение вермикулита / Под ред. проф. Н. А. Попова. М.: Стройиздат, 1964. 128 с.
- 13. **Нижегородов А. И.** Энергетический анализ и температурная модель процесса обжига вермикулита в электрической печи с последовательно-параллельным сопряжением модулей // Огнеупоры и техническая керамика. 2015. № 6. С. 9—14.
- 14. **Nizhegorodov A. I., Gavrilin A. N., Moyzes B. B.** Hydraulic power of vibration test stand with vibration generator based on switching device // Key Engineering Materials. V. 685. N. 2015. P. 320—325.

А. Я. КРАСИЛЬНИКОВ, д-р техн. наук (УрФУ им. Б. Н. Ельцина, г. Екатеринбург), e-mail: Krasilnikov1951@yandex.ru

Определение силы сдвига тонких высококоэрцитивных постоянных магнитов из сплава ЧЗ6Р в магнитных системах и магнитных муфтах

Рассмотрено применение стандартного расчета силы сдвига тонких высококоэрцитивных постоянных магнитов ЧЗ6Р в магнитных системах и магнитных муфтах. Получен поправочный коэффициент для расчета силы сдвига в магнитных системах и магнитных муфтах с тонкими магнитами.

Ключевые слова: магнитная система, магнитная муфта, постоянный магнит.

The application of the standard calculation of the shear force of thin high-coercive "436P"permanent magnets in magnetic systems and magnetic couplings is considered. A correction factor is obtained for calculating the shear force in magnetic systems and magnetic couplings with thin magnets.

Keywords: magnetic system, magnetic coupling, permanent magnet.

В настоящее время магнитные системы и магнитные муфты широко применяются в герметичных машинах и аппаратах в атомной промышленности. В конструкциях магнитных систем и муфт используются высококоэрцитивные постоянные магниты. Для обеспечения безотказной работы таких машин применяют постоянные магниты в виде прямоугольных призм с толщиной магнита между магнитными полюсами 8÷10 мм.

Многие зарубежные производители герметичного оборудования используют в конструкциях магнитных систем и муфт высококоэрцитивные постоянные магниты толщиной 4 мм. Применение более тонких магнитов дает возможность уменьшить стоимость изготовления такого оборудования, но надежность работы снижается (особенно при нагреве магнитной системы или муфты выше температуры термостабилизации высококоэрцитивного постоянного магнита — происходит размагничивание постоянного магнита и магнитная система или муфта выходят из строя). При замене вышедшей из строя магнитной системы или муфты необходимо рассчитать тяговое усилие (сила сдвига) между секциями магнитной системы или полумуфтами магнитной муфты [1]. Разработанные методики расчета силы сдвига применяются для постоянных высококоэрцитивных магнитов толщиной 8÷10 мм [2].

В статье рассмотрена возможность расчета силы сдвига для тонких высококоэрцитивных постоянных магнитов из сплава ЧЗ6Р редкоземельных эле-

ментов неодим—железо—бор толщиной H=4 мм. На рис. 1 представлена схема приспособления для измерения сил сдвига в магнитной системе с высококоэрцитивными постоянными магнитами из сплава Ч36Р с размерами магнита $A \times B \times H = 20 \times 40 \times 4$ мм. При сдвиге верхней секции 2 магнитной системы относительно нижней секции 1 на половину ширины 1 магнита 1 сила 1 сила 1 сила 1 сила 1 сила 1 сила 1 савига максимальна. Воздушный зазор 1 между секциями магнитной системы при проведении измерений изменялся от 1 до 10 мм. На рис. 1 показано из-

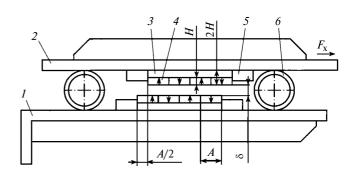


Рис. 1. Приспособление для измерения силы сдвига в магнитной системе:

 $1,\,2$ — нижняя и верхняя секции магнитной системы; 3 — магнитопровод; 4 — магнит; 5 — фиксатор; 6 — немагнитная трубка (каток)

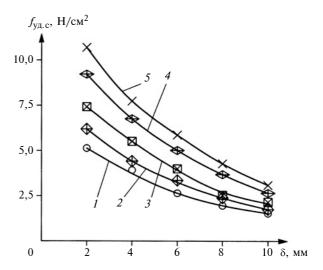


Рис. 2. Зависимости удельной силы $f_{\rm уд.c}$ сдвига от воздушного зазора δ для высококоэрцитивных постоянных магнитов из сплава Ч36Р:

1— группа 2, $B_r=0.82$ Тл; 2— группа 3, $B_r=0.92$ Тл; 3— группа 4, $B_r=1.0$ Тл; 4— группа 5, $B_r=1.1$ Тл; 5—группа 6, $B_r=1.15$ Тл

менение удельной силы $f_{\rm уд.c}$ сдвига от воздушного зазора δ между секциями магнитной системы для групп 2—6 (в зависимости от остаточной магнитной индукции B_r постоянного магнита) постоянных магнитов из сплава редкоземельных элементов Ч36Р (ТУ 6391-002-55177547—2005).

Для удобства анализа кривых на рис. 2 построим графические зависимости в логарифмических координатах для удельной силы $f_{\rm уд.c.}$, а для воздушного зазора $\delta^{\rm ot}$ — в линейных координатах (рис. 3).

Изменения удельной силы сдвига на рис. 3 носят линейный характер. Расчетные и экспериментальные зависимости удельной силы сдвига от воздушного зазора δ для постоянных магнитов группы 2 ($B_r = 0.82$ Тл) в относительных единицах приведены на рис. 4.

Относительный воздушный зазор рассчитывается по формуле

$$\delta^{\rm OT} = \delta/\Delta,\tag{1}$$

где Δ — интервал изменения воздушного зазора δ , равный 8 мм (зазор δ на рис. 2, 3 изменяется от 2 до 10 мм).

Относительная удельная сила сдвига рассчитывается по выражению

$$f_{\rm VJ,C}^{\rm OT} = f_{\rm VJ,C}/f_{\rm G},$$

где f_{6} — базовая удельная сила сдвига, равная $1 \ {
m H/cm}^{2}.$

Линейная зависимость 1 на рис. 4 описывается уравнением

$$\lg(f_{\text{уд.c.p}}^{\text{OT}}) = (0.63 - 0.457\delta^{\text{OT}}),$$

где $f_{{
m yg.c.p}}^{{
m or}}$ — относительная расчетная удельная сила сдвига.

Линейная зависимость 2 на рис. 4 описывается уравнением

$$\lg(f_{\text{yd.c.p}}^{\text{ot}}) = \lg(f_{\text{yd.c.p}}^{\text{ot}}) + K, \tag{1}$$

где $f_{\rm уд.c.9}^{\rm ot}$ — относительная экспериментальная удельная сила сдвига; K — поправка, зависимость которой от $\delta^{\rm ot}$ показана на рис. 5.

Линейная зависимость на рис. 5 описывается уравнением

$$K = 0.2008 - 0.06728^{\text{OT}}$$
.

С учетом поправки K уравнение (1) примет вид:

$$\lg(f_{\text{yd.c.9}}^{\text{ot}}) = \lg(f_{\text{yd.c.p}}^{\text{ot}}) + (0,2008 - 0,0672\delta^{\text{ot}});$$

ИЛИ

$$\lg(f_{\text{VJ.c.p}}^{\text{OT}}) = \lg(f_{\text{VJ.c.p}}^{\text{OT}}) + \lg 1,588 - 0,0672\delta^{\text{OT}}.$$
 (2)

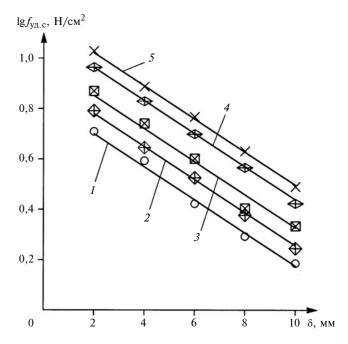


Рис. 3. Зависимости удельной силы сдвига $\lg f_{\rm уд.c}$ от воздушного зазора δ для высококоэрцитивных постоянных магнитов из сплава Ч36Р групп 2-6

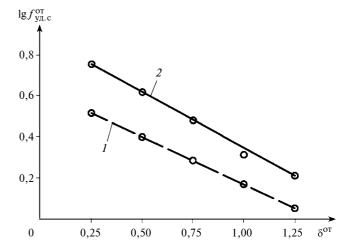


Рис. 4. Расчетная (*I*) и экспериментальная (*2*) зависимости относительной удельной силы сдвига $\lg f_{\rm yl,c}^{\rm ot}$ от относительного воздушного зазора $\delta^{\rm ot}$ для высококоэрцитивных постоянных магнитов из сплава ЧЗ6Р группы 2

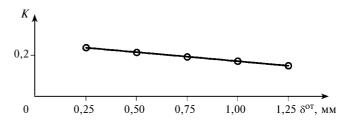


Рис. 5. Зависимость изменения поправки K от относительного воздушного зазора δ^{0T} для высококоэрцитивных постоянных магнитов из сплава ЧЗ6Р группы 2

Значения переменных s_i , t_i , u_i

i	s_i	t_i	u_i
1	2x + 2A	2y + 2B	2z
2	2x-2A	2y + 2B	2z
3	2x	2y	2z
4	2x	2y	2z
5	-2x	-2y + 2B	-2z
6	-2x	-2y + 2B	-2z
7	-2x-2A	-2y	-2z
8	-2x + 2A	-2y	-2z

Упростим уравнение (2)

$$\lg\left(\frac{1,588f_{\rm yd,c.p}^{\rm ot}}{f_{\rm yd,c.9}^{\rm ot}}\right) = 0,06728^{\rm ot}.$$
 (3)

Преобразуем уравнение (3) относительно $f_{\text{Vд.c.}3}^{\text{OT}}$.

$$f_{\text{VJ.c.9}}^{\text{OT}} = 1,588 f_{\text{VJ.c.p}}^{\text{OT}} 10^{-0,06728^{\text{OT}}}$$
 (4)

Умножив левую и правую части уравнения на площадь одного магнита S и заменив относительные единицы на натуральные, уравнение (4) примет вид

$$F_{\text{сд}} = F_x = 1,588 F_{\text{p}} 10^{-0.0672(\delta/\Delta)} m,$$
 (5)

где $F_{\rm CД}$ — уточненная расчетная сила сдвига, H; $F_{\rm p}$ — расчетная сила сдвига, H; m — число магнитов в секции магнитной системы.

Расчетная сила $F_{\rm p}$ сдвига магнитов складывается из четырех сил взаимодействия полюсов [2]:

$$F_{\rm p} = f_{\rm x}(x, z) + f_{\rm x}(x, z + 4H) - 2f_{\rm x}(x, z + 2H),$$

где x, y, z — смещение (или координаты) центра нижнего полюса верхнего магнита, м (при расчете максимальной силы сдвига x = A/2, y = 0, $z = \delta$).

Уравнение расчета силы взаимодействия двух противолежащих магнитов в форме прямоугольных призм с учетом магнитопроводов имеет вид:

$$f_{x} = \frac{B_{r}^{2}}{8\pi\mu_{0}} \sum_{i=1}^{8} \left[t_{i}u_{i}\operatorname{arctg}\left(\frac{s_{i}t_{i}}{u_{i}q_{i}}\right) - s_{i}t_{i}\operatorname{Arth}\left(\frac{t_{i}}{q_{i}}\right) - \frac{1}{2}(t_{i}^{2} - u_{i}^{2})\operatorname{Arth}\left(\frac{s_{i}}{q_{i}}\right) + \frac{1}{2}s_{i}q_{i} \right], \tag{6}$$

где $\mu_0 = 4\pi 10^{-7}$ Гн/м — магнитная постоянная; s_i , t_i , u_i — приведены в табл. 1;

$$q_i = \sqrt{s_i^2 + t_i^2 + u_i^2}$$
.

Уравнения (5) и (6) справедливы для постоянных магнитов группы 2 с остаточной магнитной индукцией постоянного магнита $B_r = 0.82$ Тл.

При расчете силы сдвига для магнитной системы с магнитами групп 3—6 уравнение (5) примет вид:

$$F_{\text{C,I}} = F_x = 1,588 (B_{rn}/B_r)^2 F_{\text{p}} 10^{-0.0672(\delta/\Delta)} m,$$
 (7)

где B_{rn} — остаточная магнитная индукция постоянного магнита группы n (групп 3—6, см. рис. 2), Тл; B_r — остаточная магнитная индукция постоянного магнита группы 2, Тл.

В табл. 2 приведены результаты расчета удельной силы $f_{\rm уд.с. 3}$ по уравнению (4) с экспериментальными данными (опытными — $f_{\rm on}$). Из данных, приведенных в табл. 2, видно, что только один результат (—19,3 %) значительно отличается от опытных данных. Остальные результаты имеют отличие в диапазоне —8,0 % \div +7,6 %.

Как показывает опыт проектирования, изготовления и эксплуатации герметичных машин и аппаратов с магнитными системами и магнитными муфтами воздушные зазоры δ между магнитами находятся в диапазоне $3\div7$ мм. Поэтому для расчетов по уравнению (7) можно использовать попра-

Зазор δ, мм	2,0	4,0	6,0	8,0	10,0		
Группа 2: 2МПВ, $B_{r2} = 0.82$ Тл							
$f_{\rm уд. c. 9}, \ {\rm H/cm^2}$	5,03	3,72	2,76	2,04	1,51		
$f_{\text{оп}}, \text{ H/cм}^2$	5,14	3,93	2,65	1,97	1,54		
$(f_{\text{оп}} - f_{\text{уд.с.}})/f_{\text{оп}}100, \%$	+2,2	+5,3	-4,2	-3,6	+2,0		
Группа 3: ЗМПВ, $B_{r3} = 0.92 \text{ Тл}$							
$f_{\rm уд. c. 9}, \ {\rm H/cm^2}$	6,32	4,68	3,47	2,57	1,9		
$f_{\text{оп}}, \text{ H/cm}^2$	6,2	4,43	3,36	2,39	1,76		
				-7,4	-8,0		
Группа 4:	4МПВ,	$B_{r4} = 1$	1,0 Тл				
$f_{\rm уд.c.3}, \ {\rm H/cm^2}$	7,48	5,53	4,1	3,03	2,24		
$f_{\rm on},~{\rm H/cm^2}$	7,42	5,52	4,0	2,54	2,16		
•				-19,3	-3,7		
Группа 5: 5МПВ, $B_{r5} = 1,1$ Тл							
$f_{\rm уд. c. 9},~{\rm H/cm^2}$	9,03	6,69	4,96	3,67	2,71		
$f_{\text{оп}}, \text{ H/cm}^2$	9,22	6,76	5,02	3,69	2,66		
$(f_{\text{оп}} - f_{\text{уд.с.}})/f_{\text{оп}}100, \%$	+2,1	+1,0	+1,2	+0,6	-1,9		
Группа 6: 6МПВ, $B_{r6} = 1{,}15$ Тл							
$f_{\rm уд.с.э}, {\rm H/cm^2}$	9,89	7,31	5,43	4,01	2,96		
$f_{\text{оп}}$, H/см ²	10,7	7,74	5,87	4,29	3,1		
$(f_{\text{оп}} - f_{\text{уд.с.}})/f_{\text{оп}}100, \%$	+7,6	+5,6	+7,5	+6,5	+4,5		

М. Б. БОРОДИНА, канд. техн. наук, А. Д. ФОШИН (Старооскольский технологический институт им. А. А. Угарова — филиал МИСиС), К. А. БУЛАВИН, канд. техн. наук (ЗАО "СУМ-БСК", г. Старый Оскол), e-mail: borodina marina@mail.ru

Динамические нагрузки в приводе вращающейся печи для обжига извести

Проанализированы динамические нагрузки, воздействующие на привод вращающейся печи для обжига извести, приводящие к выходу из строя электродвигателя. Выявлены причины возникновения динамических нагрузок, превышающих допустимые. Даны рекомендации по их снижению и защите привода от случайных перегрузок и динамических нагрузок высокой интенсивности.

Ключевые слова: привод, электродвигатель, динамические нагрузки, вращающаяся печь, обжиг извести, гидромеханическая муфта.

The dynamic loads acting on the drive of a rotary furnace for lime burning, leading to the failure of the electric motor, are analyzed. The reasons of the occurrence of dynamic loads exceeding the allowable values are revealed. Recommendations on their reduction and protection of the drive against accidental overloads and high-intensity dynamic loads are given.

Keywords: drive, electric motor, dynamic loads, rotary furnace, lime burning, hydromechanical coupling.

Высокий уровень динамической нагруженности — одна из наиболее важных причин низкой надежности электроприводов тяжелонагруженных машин. Именно этот фактор определяет интен-

сивный расход ресурсов всех элементов активных частей электроприводов. Практически все типы металлургических машин основного и вспомогательного производства, горнорудных машин, отдельные машины производства строительных материалов работают в режиме периодического воздействия динамических нагрузок и перегрузок (статического и динамического характера), следствием которых являются поломки деталей в результате усталостных и статических разрушений и выход из строя электродвигателей [1, 2].

Для того чтобы провести анализ причин выхода из строя электродвигателей, на Оскольском электрометаллургическом комбинате исследовали нагрузки вращающейся печи обжига извести с размерами \emptyset 3,6 \times 75 м (рис. 1).

Печь представляет собой корпус 1 в виде футерованной изнутри наклонно расположенной стальной трубы диаметром 3,6 м и длиной 75 м, опирающейся на десять опорных роликов 2 через бандажи 8. Печь приводится во вращение от электродвигателя 3 постоянного тока через трехступенчатый редуктор 4, промежуточный вал 5 и открытую зубчатую передачу, состоящую из шестерни 6 и зубчатого колеса 7.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 14)

1111

вочный коэффициент 0,95 (для магнитов групп 2, 3 и 4), а для магнитов групп 5 и 6 применять формулу (7), т. е. в первом случае

$$F_{\text{CII}} = F_x = 0.95 \cdot 1.588 (B_{rm}/B_r)^2 F_{\text{p}} 10^{-0.0672(\delta/\Delta)} m;$$

во втором случае

$$F_{\text{CA}} = F_x = 1.588 (B_{rn}/B_r)^2 F_{\text{p}} 10^{-0.0672(\delta/\Delta)} m.$$

Заключение

В статье приведены выражения для расчета силы сдвига высококоэрцитивных постоянных магнитов толщиной 4 мм из сплава ЧЗ6Р редкоземельных элементов. Результаты расчетов довольно хорошо совпадают с опытными данными. Максимальное отличие (—19,3 %) показывает, что дан-

ный эксперимент надо повторить (возможна ошибка при выполнении замеров). Полученные математические выражения дают возможность на стадии конструкторской разработки герметичного оборудования рассчитать силу сдвига постоянных магнитов в магнитной системе или магнитной муфте при использовании тонких магнитов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Красильников А. Я.** К вопросу определения сил сдвига в магнитных системах // Труды СвердНИИхиммаша. Сер. "Оборудование для оснащения технологических производств". Вып. 4 (68). СвердНИИхиммаш, Екатеринбург, 1997. С. 124—127.
- 2. **Красильников А. Я.** Особенности использования магнитной муфты в конструкциях герметичных машин: Монография. 4-е изд., перераб. и доп. Екатеринбург: УрФУ, 2012. 251 с.

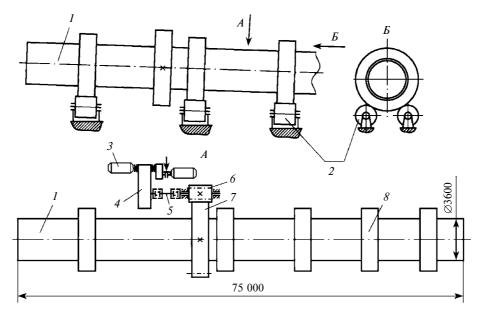


Рис. 1. Конструктивная схема вращающейся обжиговой печи

В процессе работы печи фиксировались изменения силы $I_{\rm A}$ тока электродвигателя, которая является одним из параметров автоматизированной системы управления технологическим процессом производства извести. Полученная зависимость (рис. 2) указывает на колебательный характер нагрузки в приводе печи. Учитывая, что вращающий момент пропорционален активной составляющей силы тока в обмотке ротора, провели анализ представленной зависимости, который позволил описать динамический момент в приводе вращающейся печи уравнением:

$$M = M_n + 0.14 M_n \sin(\omega_1 t) + 0.1 M_n \sin(\omega_2 t) + 0.02 M_n \sin(\omega_3 t),$$

где угловые скорости соответственно корпуса 1, роликов 2 и вала электродвигателя 3 (см. рис. 1) составляют: $\omega_1 = 0.126$ рад/с, $\omega_2 = 0.840$ рад/с, $\omega_3 = 15.7$ рад/с, а номинальный момент $M_n = 1.10 \cdot 10^5$ H·м.

Как показал анализ конструкции и работы печи, колебания низкой частоты (см. рис. 2) вызваны кривизной оси корпуса печи и происходят с периодичностью его вращения $T_{\text{кор}} = 50$ с (при $n_{\text{кор}} = 1,2$ мин $^{-1}$). Согласно рис. 2 изменение силы тока электродвигателя для двух соседних колебаний низкой частоты достигает $A_{\text{кор}} = 45$ А, что соответствует $0,14M_n$ (возрастает с увеличением производительности печи). В печи проводится обжиг известняков Елецкого (ТУ 0751-006-00336295—2000) и Жирновского (ТУ 0751-001-00186878—99) месторождений в соотношении 9:1. При обжиге Елецкого известняка из-за повышенного содержания глинистых примесей на поверхность футеровки налипает материал, что приводит к неравномерному

нагреву корпуса печи, его дополнительному искривлению, а следовательно, и к увеличению амплитуды $A_{\rm KOP}$ колебаний низкой частоты.

Искривление корпуса печи также происходит при аварийных остановках горячей печи (например, при отключении электроэнергии) или при остановке на плановый ремонт недостаточно охлажденной печи. Для исключения искривления корпуса печи в результате неравномерного нагрева необходимо применять для обжига чистые и дорогие известняки, что экономически нецелесообразно.

Непериодические колебания силы тока электродвигателя с амплитудой $A_{I_{\pi} \max} = A_6 = 2 \div 50$ А (см. рис. 2), что соответствует $(0,06 \div 0,16) M_n$ вызваны нецилиндричностью бандажей (рис. 3), возникающей в результате их износа.

Каждый выступ на бандаже за один оборот печи дает два пика силы тока, т. е. амплитуды A_{6} , вследствие перекатывания по двум опорным роликам.

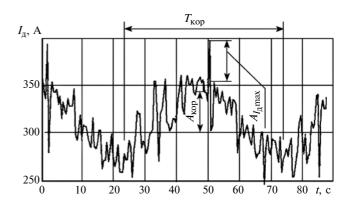


Рис. 2. Изменение силы тока электродвигателя вращающейся печи во времени

Поэтому число пиков за один период примерно в 2 раза больше числа выступов на бандажах. Изменение картины колебаний (разные числа пиков, разные амплитуды пиков) при каждом обороте корпуса печи объясняется тем, что бандажи постепенно проворачиваются относительно корпуса печи, причем скорость каждого бандажа изменяется в зависимости от зазора между бандажом и подбандажной обечайкой. При наложении пиков силы тока от выступов на различных бандажах их амплитуда увеличивается, также меняется и периодичность появления пиков. Кроме того, к увеличению амплитуды пиков до $A_6 = 150$ A приводит искривление корпуса печи (при неравномерном его нагреве в результате налипания материала внутри печи), вызывающее неравномерное нагружение отдельных бандажей.

Допускаемое радиальное биение нового бандажа — 3 мм. Как видно из рис. 3, значительное превышение радиального биения наблюдается на бандажах II, IV и V, на бандаже I оно незначительно (на 1 мм) превышает допускаемое, а на бандаже III — в пределах допуска.

При этом фактический износ бандажей II, IV и V составляет 6,6, 3,3 и 6,2 % соответственно, что меньше допустимого (20 % по толщине обода бандажа), т. е. замена бандажей нецелесообразна, так как предельный износ еще не достигнут. Попытки уменьшить радиальное биение бандажей проточкой и шлифовкой на работающей печи не увенчались успехом.

При замене наиболее изношенного бандажа V (износ по толщине обода составил 10,1 %) число пиков уменьшилось, но через 6 мес. эксплуатации появились незначительное радиальное биение поверхности катания бандажа и соответствующие ему колебания силы тока электродвигателя. Таким образом, замена бандажа V не уменьшила колебания момента нагрузки и силы тока электродвигателя.

Пропорционально силе тока электродвигателя происходят колебания моментов сил упругости в линии привода. Это приводит к ускоренному износу деталей привода и увеличению зазоров в соединениях, что в свою очередь вызывает еще более значительные колебания нагрузки.

Следует также учесть, что электродвигатель постоянно работает в переходных режимах, поэтому имеет место непроизводительный расход энергии, идущей на ускорение и торможение маховых масс. Особенно опасной является ситуация, в которой большие вращающиеся массы "обгоняют" приводной вал, и двигатель на небольшом участке работает фактически в режиме тормоза, а затем на привод внезапно воздействует рабочая нагрузка со стороны технологической машины, что приводит к ударным нагрузкам высокой интенсивности, воздействующим на электропривод.

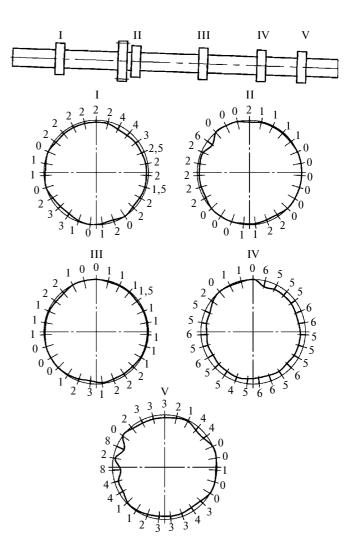


Рис. 3. Результаты (даны в миллиметрах) замеров нецилиндричности бандажей I÷V вращающейся печи

После реконструкции высокотемпературного шахтного подогревателя известняка производительность одной из двух печей повысилась с 14 до 21 т/ч. При производительности печи 18,5 т/ч электродвигатель стал работать на нагрузках, близких к предельным. Токовая нагрузка электродвигателя составила 280÷500 А (максимально допустимая сила тока — 450 А в течение 20 с). Максимальная производительность не была достигнута из-за перегрузки электродвигателя. Колебания нагрузки вызывали повышенное искрение на коллекторе, и за 3 мес. работы печи с производительностью 18 т/ч электродвигатель 2ПФ315LГУХЛ4 вышел из строя. После замены электродвигателя в результате воздействия колебательной нагрузки произошли разрушение наружного кольца подшипника промежуточного вала редуктора ЦТ 2550-108 и разрушение сепаратора подшипника ведущего вала.

Для предотвращения поломок привода выполнили следующее:

1) производительность печи ограничили до 17,5 т/ч с одновременным увеличением частоты

вращения корпуса печи до 1,3 мин⁻¹ (рабочая частота вращения $0,9 \div 1,2$ мин⁻¹);

- 2) понизили давление газа перед горелкой (по сравнению с оптимальным) для ведения более "мягкого" обжига, что несколько повысило удельный расход газа;
- 3) проводили очистку футеровки в зоне обжига от налипшего материала при плановых остановках печи, что увеличило время простоев печи в ремонте и его стоимость;
- 4) применяли более чистое (но и более дорогое) сырье, что позволило уменьшить количество "обмазки" внутри печи и снизить нагрузку на привод;
- 5) улучшили качество подготовки исходного материала, что повысило удельный расход электроэнергии.

В результате проведенного комплекса мероприятий удалось частично повысить производительность печи ценой увеличения себестоимости извести, но достигнуть максимально возможной производительности печи так и не удалось.

При этом ресурс зубчатых муфт промежуточного вала снизился с пяти лет до трех, а ресурс подшипников валов № 1 и № 2 редуктора ЦТ 2550-108 снизился с 10 лет до трех.

Следовательно, экономичная и надежная работа вращающейся обжиговой печи с размерами $\emptyset 3,6 \times 75$ м при производительности более 17,5 т/ч невозможна вследствие возникновения высоко-интенсивных колебательных нагрузок в приводе и перегрузок динамического характера, при которых электродвигатель выходит из строя.

Для достижения максимальной производительности, увеличения срока службы деталей привода и уменьшения себестоимости выпускаемой продукции необходимо снизить колебания момента нагрузки в приводе вращающейся печи, защитить привод от ударных нагрузок и нагрузок, превышающих предельные значения.

Однако для устранения причин, вызывающих колебания, необходимы значительные материальные затраты (замена недостигших предельного износа бандажей, применение более качественного сырья, увеличение толщины футеровки корпуса печи, более качественная подготовка исходного сырья), а также остановка печи на ремонт на длительное время.

Кроме того, могут иметь место перегрузки (статического и динамического характера), вызванные механическими причинами (обрушения футеровки, поломки деталей привода и опор, искривление корпуса печи) или нарушениями технологического процесса, что может привести к выходу из строя привода.

Универсальный, простой и эффективный метод снижения колебаний нагрузок и защиты приводов

тяжелонагруженных технологических машин от перегрузок — установка в приводах предохранительных упругодемпфирующих муфт повышенной податливости [1, 2]. Однако при высоких нагрузках возникают сложности в применении демпфирующих материалов, так как опробованные материалы (резина, капрон и др.) не имеют достаточной прочности, а также возникают проблемы, связанные с отводом теплоты из-за их малой теплопроводности [2].

В связи с этим наиболее перспективными для применения в тяжелонагруженных технологических машинах являются гидромеханические предохранительные упругодемпфирующие муфты [3, 4]. Они обладают всеми свойствами и преимуществами гидросистем: сравнительно малыми габаритными размерами; способностью выдерживать большие нагрузки; высоким КПД; хорошими динамическими характеристиками; могут эффективно демпфировать значительные колебания нагрузок; имеют высокую точность срабатывания, надежность и хорошую управляемость.

В заключение следует отметить, что анализ экспериментальных данных тока электродвигателя, особенностей конструкции и технологического процесса печи позволил описать уравнением динамические нагрузки, действующие на электродвигатель со стороны рабочей машины. Кроме того, после рассмотрения способов снижения влияния интенсивных динамических нагрузок на привод со стороны технологической машины с учетом больших значений передаваемого крутящего момента (более 100 кН · м) авторы пришли к выводу, что целесообразно установить в привод вместо жесткой зубчатой муфты гидромеханическую муфту с дифференциальным передаточным механизмом. На следующем этапе работы при проведении теоретических исследований динамики работы муфты в приводе печи обжига извести рекомендуется использовать в математической модели полученное уравнение для расчета рациональных параметров муфты, наиболее полно удовлетворяющих требованиям к защите привода печи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Артюх В. Г.** Нагрузки и перегрузки в металлургических машинах. Мариуполь: ПГТУ, 2008. 246 с.
- 2. **Иванченко Ф. К., Красношапка В. А.** Динамика металлургических машин. М.: Металлургия, 1983. 295 с.
- 3. **Пат. 2310778 Рос. Федерация:** МПК F16D 25/06, F16D 25/12, F16D 31/00. Гидростатическая муфта.
- 4. **Бородина М. Б., Савин Л. А., Булавин К. А.** Динамика работы гидромеханической муфты с управляемым параметром // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2013. № 3, 2. С. 44—49.

А. Д. БАРДОВСКИЙ, С. М. ГОРБАТЮК, доктора технических наук, А. А. ГЕРАСИМОВА, канд. техн. наук (НИТУ "МИСиС"), e-mail: allochka@rambler.ru

Технические решения для совершенствования привода технологического оборудования

Исследована эффективность использования оборудования с рабочими элементами в виде гибких тяговых связей, в которых движение осуществляется в результате деформирования гибкого звена. Проанализированы схемы волновых механизмов и кинематика их рабочих органов. На основании несимметричной диаграммы движения гибкой связи разработан инерционный конвейер с пружинным компенсатором.

Ключевые слова: гибкая тяговая связь, волновая передача, полноповоротный кривошип, шкив, рычажно-роликовое реверсирование, кулачковое корректирующее устройство, привод, канатно-цепная пила.

The effectiveness of the equipment use with work elements in the form of flexible traction connections, in which the movement occurs as a result of deformation of the flexible link, is studied. The schemes of wave mechanisms and kinematics of their working bodies are analyzed. On the basis of the asymmetric movement diagram of the flexible connection, an inertial conveyor with a spring compensator is developed.

Keywords: flexible traction coupling, wave transmission, full rotary crank, pulley, lever-roller reversing, cam correction device, drive, cable-chain saw.

В машиностроении часто используют технологическое оборудование с гибкими тяговыми связями и рабочими элементами значительной протяженности [1—9]. Сложные законы движения исполнительных механизмов, быстродействие, импульсные рабочие циклы обусловливают необходимость поиска принципиально новых технических решений для совершенствования системы привода данного оборудования. В современной технике получили широкое распространение волновые (соосные) механизмы, в которых преобразование движения осуществляется в результате деформации гибкого звена [10—12].

Объекты и методы исследования

На рис. 1, a представлена рабочая схема механизма волновой передачи. Механизм I включает в себя полноповоротный кривошип I длиной y и концевым роликом 2, установленный на приводном валу 3; опорные шкивы 4 и 5; обводной цилиндр 6; гибкую связь 7-8, закреплённую в точках 9.

При повороте кривошипа 1, например, по часовой стрелке с угловой частотой $\omega_{\rm K}$ на угол $\phi=\pi$ лю-

бая точка прямолинейного отрезка гибкой связи 7 смещается влево на величину $\Delta S = AB_0C - ABC$ (см. рис. 1, a). При следующем движении кривошип освобождает гибкую связь на ту же величину (ΔS), которая может компенсироваться или пружинным компенсатором II (см. рис. 1, a), или идентичным механизмом с кривошипом, работающим относительно кривошипа I со сдвигом по фазе вращения на угол π (см. рис 1, δ). В последнем случае при непрерывном вращении кривошипов, закреплённых на общем приводном валу 3, линейный участок гибкой связи совершает возвратнопоступательное импульсное движение с амплитудой $\pm \Delta S$.

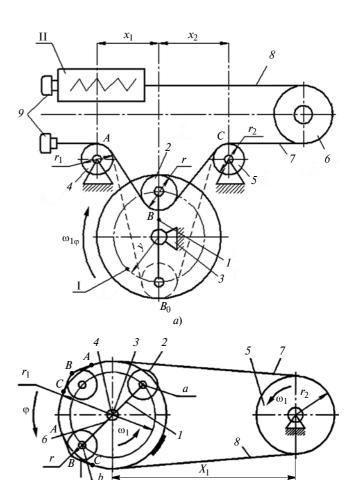


Рис. 1. Схемы волновых импульсных механизмов с гибкой связью:

a — механизма рычажно-роликового реверсирования гибкой связи; δ — волновой несоосной передачи

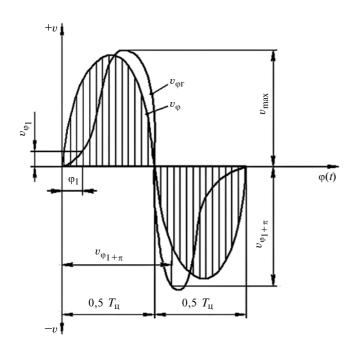


Рис. 2. Диаграммы скоростей

Механизм волновой передачи может быть выполнен следующим образом (см. рис. 1, б). Ось неподвижного шкива 4 и ось приводного вала 3кривошипа 1 механизма I совмещены. На валу 3 под углом π установлен кривошип 6 механизма II, а гибкая связь выполнена в виде бесконечной ленты 7-8. При вращении кривошипа 1 со скоростью ω_1 против часовой стрелки ролик 2 с центром вращения в точке а, коснувшись верхней ветви, начинает образовывать гофр *АВС* (волны гибкой связи). Нижний ролик 2 кривошипа 6 с центром вращения в точке b освобождает гофр ABC. При этом за угол $\phi = 2\pi$ поворота кривошипа гибкая связь переместится на величину $\Delta S_k = ABC - A\,reve{C}$. Ведомый шкив 5 поворачивается с угловой скоростью ω_2 , соответственно на угол $\Delta\theta=0.5\Delta S_k\pi^{-1}r_2^{-1}$. Затем первый ролик осуществляет холостой ход гофры по неподвижному шкиву 4, а второй ролик движется в пространстве между ветвями гибкой связи. Данный период движения сопровождается отсутствием поворота шкива 5.

Таким образом, данный механизм обеспечивает (при равномерном вращении кривошипа 4) импульсное вращение шкива 5 с амплитудой ΔS одного знака по нейтральной линии гибкой связи и колебание ветвей этой связи в вертикальной плоскости с переменной по длине гибкой связи амплитудой $\pm a_{\rm var}$.

Скорость линейного перемещения гибкой связи сдвоенного механизма (возвратно-поступательное движение) при $x_1 = x_2$, $r_1 = r_2 = r$ (см. рис. 1, a) находим по формуле

$$v_{\varphi} = 0.5\Delta S\omega \sin\varphi + F(\varphi), \tag{1}$$

где $F(\varphi)$ — функция угла поворота кривошипа, зависящая от геометрических параметров механизма.

Для нормальной работы механизма необходимо соблюдать условие самокомпенсации ветвей гибкой связи:

$$|v_{\mathfrak{O}}| = |v_{\mathfrak{O}} + \pi|. \tag{2}$$

В общем случае механизм рычажно-роликового реверсирования не обеспечивает изменение скорости v_{ϕ} , отвечающее условию (2) (рис. 2):

$$|v_{01}| \neq |v_{01}| + \pi|$$

Диаграммы скоростей представлены на рис. 2, где $T_{\rm II}$ — время одного оборота кривошипа.

Условию самокомпенсации отвечает частный случай механизма с законом изменения скорости гибкой связи, близким к синусоидальному:

$$v_{\varphi} = 0.5 \Delta S \sin \varphi$$
.

В этом случае условие самокомпенсации обеспечивается введением в кинематическую цепь механизма кулачкового корректирующего устройства [7—9].

Максимальное смещение гибкой связи для сдвоенного механизма рычажно-роликового реверсирования определяется трансцендентным уравнением (при $x_1 = x_2$, $r_1 = r_2 = r$) [13].

Приведенная на рис. 1, б передача является волновой несоосной импульсной передачей с внешним обкатыванием гибкой связи по неподвижному шкиву. Она может работать как с помощью зацепления гибкой связи со шкивами, так и с помощью фрикционного контакта [14—16].

Скорость движения ветви гибкой связи данной передачи в период импульса находим по формуле

$$v_{\rm H} = \omega_k y([\sin(\varphi_0 + \varphi) - (r_1 - r)y^{-1}]),$$
 (3)

где y — радиус окружности центров роликов; r_1 — радиус неподвижного шкива; r — радиус роликов; $\phi_0=0.5-\alpha$ — угол поворота кривошипа, соответствующий моменту касания ролика и ведущей ветви гибкой связи, $\alpha=\arccos[(r_1-r)y^{-1}]$.

Перемещение гибкой связи за один импульс находим по формуле

$$\Delta S_k = 2y[\sin\alpha - \alpha(r_1 - r)y^{-1}]. \tag{4}$$

Среднее и мгновенное значения передаточного числа для волновой импульсной передачи определяют выражения:

$$i_{\rm cp} = \pi r_2 z^{-1} \{ [y^2 - (r_1 - r)^2]^{0.5} - (r_1 - r) \arccos[(r_1 - r)y^{-1}] \}^{-1};$$
 (5)

$$i_{\varphi} = r_2 y^{-1} [\sin(\varphi_0 + \varphi) - (r_1 - r) y^{-1}]^{-1},$$
 (6)

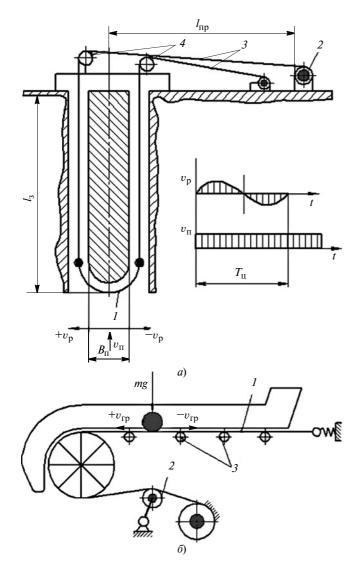


Рис. 3. Схемы установок с волновыми импульсными приводами: a- с приводом пилы ППГ; $\delta-$ инерционный конвейер с пружинным компенсатором

где z — число ведущих роликов кривошипа; r_2 — радиус ведомого шкива.

Угол поворота кривошипа, соответствующий выстою ведомого шкива, составит $\gamma = 2(\pi z^{-1} - \alpha)$.

Анализ выражений (5) и (6) показал, что при регулировании одного из параметров y, r или r_1 волновая несоосная передача может выполнять функции вариатора с бесступенчатым (фрикционный принцип) или ступенчатым передаточным зацеплением, изменяя скорость ведомого звена [17—21].

Механизм рычажно-роликового реверсирования используют в приводах канатно-цепных пил для резания каменной соли при скважинной отбойке соляного массива. Приводы пил обеспечивают реверсирование гибких связей (канатов) в результате импульсного (до 1500 циклов/ч) переключения гидро- или пневмоэлектропривода, что сопровождается частыми отказами и поломками элементов управления.

Предложенный механизм хода пилы исключает применение пускорегулирующей аппаратуры реверса. Кроме того, он отличается простотой конструкции, так как тяговый канат является одновременно рабочим звеном механизма, что упрощает компоновку подающей и режущей частей привода пилы.

Схема установки с приводом ППГ приведена на рис. 3, a. Пила 1 приводится в движение со скоростью $v_{\rm p}$ резания и подачей на забой со скоростью $v_{\rm n}$ от приводного механизма 2 посредством гибкой связи или тяговых канатов 3 через опорные ролики 4. Опиловка стен камеры производится из верхней подсечки.

На основании несимметричной диаграммы движения гибкой связи разработан инерционный конвейер с пружинным компенсатором (рис. 3, δ). Грузонесущим и тяговым органом конвейера является гибкая связь — вибролента I, которой от приводного механизма 2 передается возвратно-поступательное движение. Лента перемещается без отрыва от опорных роликов 3, т. е. с постоянным давлением груза на желоб. Достоинством данного конвейера является отсутствие металлоемкого инерционного короба и простота приводного механизма.

Таким образом, волновые импульсные механизмы с гибкими связями обеспечивают возвратно-поступательное движение рабочего органа при равномерном вращении ведущего звена без использования переключающей аппаратуры.

Для обеспечения равенства скоростей параллельных ветвей гибкого рабочего органа (соблюдение условия самокомпенсации) необходимо ввести в кинематическую цепь механизма кулачковое корректирующее устройство.

На основе волновых импульсных механизмов с гибкими связями можно создавать простые возвратно-поступательные приводы, например, для канатных пил импульсного действия или качающихся конвейеров.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Левковский Г. Л., Давтян К. Д.** Технология алмазно-канатного пиления и комплексное использование минерального сырья. М.: ИПКОН РАН, 2004. 288 с.
- 2. **Левковский Г. Л., Бибиков П. Я.** Повышение эффективности добычи природного камня алмазно-канатными пилами // Горное оборудование и электромеханика. 2009. № 1. С. 33—38.
- 3. **Бардовский А. Д., Левковский Г. Л.** Система машинных агрегатов с гибкими рабочими органами для малоотходной добычи природного камня // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2006. № 12. С. 304—308.

В. В. БОХАН, канд. техн. наук, М. В. УГРЕНЕВ, А. А. ШВАРЦ, С. А. ГРАКОВ, А. В. ЗУБАРЕВ, канд. техн. наук, С. П. БОБРОВ, канд. техн. наук (Федеральный научно-производственный центр "Прогресс", г. Омск), e-mail: bohan_vv@progress-omsk.ru

Концевая арматура для резинокордных конструкций из полимерных композиционных материалов

Исследованы применение полимерных материалов и возможность распределения композиционных материалов по конструкции. Представлены анализ развития сложных резинокордных конструкций и их предварительные расчеты.

Ключевые слова: резинокордная конструкция, полимерный материал, бортовые соединения, трубопроводная система, транспорт, шум, сопротивление, коэффициент потерь, жесткость.

The use of polymer materials and the possibility of the distribution of composite materials along the structure are studied. The development analysis of the complex rubbercord structures and their preliminary calculations are presented.

Keywords: rubber-cord construction, polymer material, side connections, pipeline system, transport, noise, resistance, loss coefficient, stiffness.

Важной и неотъемлемой составляющей уровня развития общества в индустриальный и постиндустриальный периоды является уровень развития техники. Последний, кроме прочего, зависит от вида конструкционного материала преобладающей применимости. Так, в древности преобладало дерево, затем камень, после — преимущественно металл, и наконец, в нынешнее время можно считать, что начинают преобладать полимерные материалы. Приведенная последовательность условна, но отражает качественную картину процесса.

Тенденция замены металлов на пластики прослеживается во многих отраслях деятельности человека. Это системы отопления [1], водоподведения и водоотведения [2], а также канализационные и ливневые системы в крупных агломерациях [3]. В последние годы увеличиваются объемы замены участков нефтепроводов из стали на полимерно-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 21)

1111

- 4. **Степанов Е. А.** Исполнительные механизмы угольных стругов и канатно-цепных пил для резания горных пород // НИИ Информтяжмаш. 1971. № 2 (5). С. 18—26.
- 5. **Gerasimova A. A., Radyuk A. G., Titlyanov A. E.** Creation of a diffusional aluminum layer on the narrow walls of continuous-casting molds // Steel in Translation. 2015. Vol. 45 (3). P. 185—187.
- 6. **Оценка** параметров разгонных дисков центробежной мельницы с учетом характера движения частиц материала по их рабочим поверхностям / А. Д. Бардовский, С. М. Горбатюк, А. М. Керопян, П. Я. Бибиков // Трение и износ. 2018. Т. 39. № 4. С. 409—414.
- 7. **Бибиков П. Я., Калакуцкий А. В.** Современное применение гибких режущих органов при добыче полезных ископаемых // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2010. № 1. С. 220—225.
- 8. **Zarapin A. Yu., Chichenev A. N.** Designing lines for the production of composite materials, based on the object-oriented approach // Tyazheloe Mashinostroenie. 1999. Vol. 6. P. 16—20.
- 9. **Eron'ko S. P., Tkachev M. Y., Oshovskaya E. V.** Hydraulic simulation of the replacement of submerged nozzles in slab continuous casters // Russian Metallurgy (Metally). 2017. N. 6. P. 441—446.
- 10. **Keropyan A., Gorbatyuk S., Gerasimova A.** Tribotechnical aspects of wheel-rail system interaction // ICIE 2017. Procedia Engineering. 2017. N. 206. P. 564—569.
- 11. **Керопян А. М., Калакуцкий А. В.** Рычажно-роликовый реверсирующий механизм привода пил типа ПП

- с гибким режущим органом // ГИАБ. МГГУ. 2011. № 8. С. 18—23.
 - 12. А. с. 923927 СССР: Инерционный конвейер.
- 13. **Калакуцкий А. В.** Обоснование и выбор параметров канатной пилы для резания природного камня / Дис. ... канд. техн. наук. М., 2012. 145 с.
- 14. **Тихонов А. Н., Самарский А. А.** Уравнения математической физики. М.: МГУ, 1999. 735 с.
- 15. **Gerasimova A. A., Radyuk A. G.** The improvement of the surface quality of workpieces by coating // CIS Iron & Steel Review. 2014. P. 33—35.
- 16. **Бибиков П. Я., Калакуцкий А. В.** Механизм привода возвратно-поступательного движения режущего органа // Школа геомеханики. 2011. № 3. С. 37—51.
- 17. **Physico-mathematical** modeling of the electromagnetic stirring process of a liquid metal in the crystallizer of graded continuous billet casting machines / V. G. Grachev, B. A. Sivak, L. I. Kuz'mina, S. V. Zarubin // Tyazheloe Mashinostroenie. 2002. N. 5. P. 2—6.
- 18. Герасимова А. А., Керопян А. М., Гиря А. М. Исследование системы колесо—рельс карьерных локомотивов в режиме тяги // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 1. С. 39—42.
 - 19. А. с. 898183 СССР: Волновая ременная передача.
- 20. Стокер Дж. Нелинейные колебания в механических и электрических системах. М.: ИЛ, 1952. 264 с.
- 21. Слободяник Т. М. Проектирование ременных передач в горной технике // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2017. № 8. С. 45—46.

композитные [4, 5]. Данная тенденция имеет достаточно общий характер, и связано это в первую очередь с большой экономической эффективностью как при эксплуатации, так и при производстве монтажных работ.

В различных областях техники широко применяют резинокордные конструкции (РКК) в виде резинокордных патрубков рукавного типа и компенсаторов, высокоэластичных муфт и амортизаторов. Эти устройства предназначены для снижения уровня шума и вибраций, распространяющихся в технических системах и отрицательно сказывающихся на их функционировании. Упрощенно такие изделия состоят из резинокордных оболочек (РКО) и концевой арматуры. Последняя включает в себя две или более деталей, между которыми зажимается край РКО для обеспечения герметичности внутренней полости РКО, надежного закрепления концов армирующих нитей (корда). Совокупность арматуры и бортовой части РКО называют бортовым соединением РКО. Классификационный анализ конструкций резинокордных оболочек и их бортовых соединений выполнен в работе [6].

Арматуру РКК традиционно изготовляют из металлов и их сплавов. Это конструктивное решение относительно технологично при нынешнем технологическом укладе и обеспечивает высокую прочность, однако приводит к сравнительно большой массе конечного изделия, что влечет соответствующие издержки при транспортировке и эксплуатации. Кроме того, из-за релаксации резины в бортовом соединении для обеспечения герметичности необходимо предусматривать периодическую подтяжку болтов фланцевого соединения бортовой зоны [6].

Самостоятельной проблемой является стойкость материала арматуры к действию агрессивных сред. Без проведения специальных мероприятий арматура из металла подвержена коррозии, и это особенно актуально в судостроении и химической промышленности. Очень тщательно следует выбирать материал арматуры, предназначенной для пресной воды, с целью сохранения ее качества. В трубопроводах для соленой воды и вовсе нельзя использовать высокоуглеродистые стали, так как они не выдерживают соленой воды и морской атмосферы. Арматура для таких сред изготовляется из бронзовых сплавов, а также из медно-никелевых сплавов. Арматуру для некоторых трубопроводов военно-морского флота изготовляют из титана. При этом для предотвращения гальванической коррозии необходимо применять протекторную защиту, изолирующие прокладки и оплетки для болтов или шпилек.

Таким образом, применяемые на практике конструктивные решения по обеспечению кор-

розионной стойкости арматуры (антикоррозийные напыления и покрытия, легированные стали и сплавы) сопряжены с возрастанием стоимости изготовления. Исключение гальванической коррозии (использование оплеток для болтов, прокладок) также приводит к значительному удорожанию процесса монтажа трубопроводной системы. В то же время развитие химии и физики полимеров в практическом аспекте, которое мы наблюдаем в последние годы, позволяет утверждать, что проблема массы и коррозионной стойкости арматуры РКК может быть решена путем использования полимеров в качестве основного материала для изготовления арматуры. Очевидно, что этот шаг позволит снизить массу конечного изделия благодаря низкой удельной плотности полимерных материалов и практически исключит коррозию. Более того, следует прогнозировать снижение трудоемкости и материалоемкости изготовления арматуры, а также исключение искрообразования и намагничивания на практике, что в настоящее время обеспечивается использованием дорогой бронзы. Следует отметить, что физико-механические свойства полимерно-композитных материалов с течением времени изменяются более интенсивно, чем это наблюдается у металлов, однако к настоящему времени процессы старения полимеров могут быть спрогнозированы с высокой точностью.

В системах виброзащиты, виброизоляции и системах гашения ударных воздействий при работе пневматических резинокордных амортизаторов некоторых типов изменяются контактные напряжения и/или форма пятна контакта арматуры и РКО. Частое изменение пятна контакта приводит к интенсивному истиранию (износу) последней, а применение полимерной арматуры может увеличивать ресурс РКО в области пятна контакта.

Разнородность материалов арматуры и РКО обусловливает скачкообразное изменение показателей напряженно-деформированного состояния (НДС) всей конструкции в зоне перехода от фланца к РКО. На рис. 1, a, δ приведены графики условного распределения свойств РКК, где $E_{\rm пp}$ — приведенный модуль Юнга стенки РКО, который определяется в предположении об однородности поля обобщенных деформаций армированного кордом резинового массива (осреднения по Фойхту).

В целом РКК не является равнопрочной: слабые звенья — РКО и область заделки РКО в арматуре. Запас прочности изделия определяется слабым звеном, т. е. РКО. Конструкция арматуры должна обеспечивать заделку РКО, поэтому основное требование при конструировании арматуры — обеспечить заданные жесткость и габаритные размеры. При этом на практике часто оказывается, что запас прочности самой арматуры избыточен.

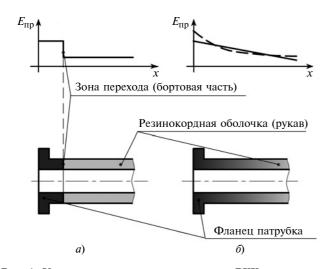


Рис. 1. Условное распределение материалов РКК и их свойств на примере резинокордного патрубка рукавного типа:

a — резкий переход от стального фланца к РКО; δ — плавное изменение приведенных упругих параметров стенки РКО

Таким образом, можно констатировать, что существующая промышленная технология создания РКК достигла своего предела. Для дальнейшего развития необходим и возможен качественный скачок, в первую очередь в области эффективности производства.

Авторы статьи предлагают новую концепцию развития РКК — обеспечение плавного распределения показателей НДС (см. рис. 1, б) при переходе от оболочки к арматуре, что может привести к более эффективному использованию материалов при сохранении высокой надежности изделия и назначенного срока эксплуатации. При этом конечное изделие будет монолитным, без составных частей и менее металлоемким. Плавного распределения показателей НДС всей конструкции можно достичь обеспечением плавного распределения различных материалов по РКК при изготовлении. Конкретную характеристику распределения материала вдоль оси следует определять на основе оптимизации параметров каждой конкретной конструкции.

Проведены предварительные расчеты по определению показателей НДС модельной РКК с помощью метода конечных элементов. Получено поле эквивалентных напряжений для двух вариантов конструкции: с резким переходом от фланца к РКО и с плавным переходом.

При расчете РКК с резким переходом от фланца к РКО модуль Юнга концевой арматуры задан равным 210 ГПа. Во втором расчетном случае приведенный модуль Юнга стенки РКО задан ступенчато уменьшающейся функцией от осевой координаты с начальным значением 80 ГПа, длина участка изме-

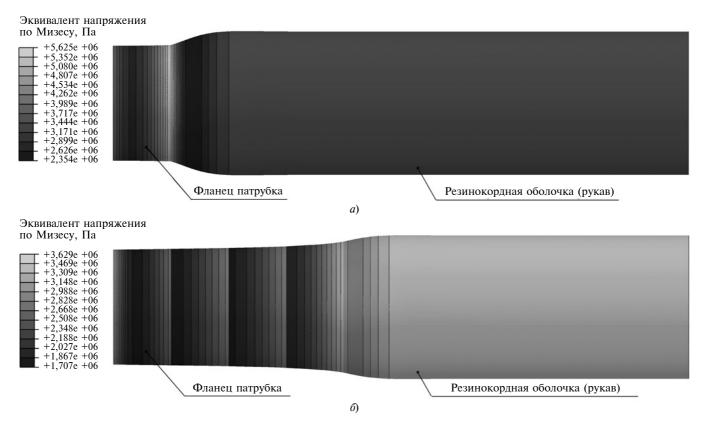


Рис. 2. Поля эквивалентных напряжений в патрубке:

a — при внутреннем давлении и резком переходе от стального фланца к PKO; δ — при внутреннем давлении и плавном изменении приведенных упругих параметров стенки PKO

нения приведенного модуля в 4 раза превышает длину концевой арматуры в первом расчетном случае. При увеличении числа ступеней изменение приведенного модуля Юнга в пределе можно считать плавным.

Граничные условия при расчетах: на фланцах — заделка; к внутренней поверхности приложена равномерно распределенная нагрузка, имитирующая давление рабочей среды. Остальные исходные данные для решения задачи в обоих расчетных случаях совпадают.

На рис. 2, *а* показано расчетное поле напряжений для схемы патрубка с резким переходом от стального фланца к РКО, а на рис. 2, *б* — для предлагаемой схемы патрубка с плавным изменением приведенных упругих параметров стенки РКО (вариант с пятиступенчатым переходом). Видно, что при резком переходе возникают большие напряжения в стенке РКО, чем при плавном изменении приведенных упругих параметров стенки РКО. Ступенчатым переходом с уменьшением приведенного модуля Юнга в 14 раз на участке длиной, равной двум диаметрам, в расчетной модели достигается снижение эквивалентного напряжения в 1,6 раза. При этом длина упругой части уменьшилась в 1,5 раза.

Таким образом, реализовав изготовление РКК с плавным распределением материалов, можно получить равнопрочную конструкцию (к тому же более легкую) при прежнем уровне надежности (по запасу прочности).

В настоящее время применение аддитивных технологий [7] и технологий ультразвуковой сварки [8] наряду с растущей доступностью композитных пластиков высокой прочности [9] дает возможность создавать высокотехнологичные изделия с минимальным уровнем затрат на производство и эксплуатацию. Достижение плавного распределения различных полимерно-композитных материалов по РКК возможно при внедрении аддитивной технологии в типовой технологический процесс, а в перспективе — вытеснении ручной сборки и сборки на станке.

С учетом вышеизложенного авторы считают целесообразным развивать данное направление поэтапно, что позволит последовательно перейти от существующих технологий изготовления РКК к более технологичным и экономически эффективным. Предлагаются следующие этапы:

1) замена материалов для арматуры РКК при сохранении существующих конструкций на полимерные материалы, подходящие по условиям изготовления и эксплуатации, например полиэтилен высокого давления;

- 2) применение аддитивных технологий при изготовлении арматуры, которое позволит снизить отходы производства, имеющие место при традиционной обработке;
- 3) замена технологии обжатия бортов РКО арматурой ультразвуковой сваркой или пайкой для соединения бортовой зоны РКО и арматуры по максимально возможной их поверхности с плавным переходом одного материала в другой;
- 4) разработка качественно нового типа конструктивного исполнения бортовой зоны РКК путем достижения заданного распределения материалов, обеспечивающего плавное изменение приведенных упругих параметров стенки РКО с помощью аддитивных технологий (3D-печать).

Таким образом, на основе представленных результатов аналитического обзора и предварительных расчетов выявлена перспектива развития методов проектирования сложных резинокордных конструкций. Предложена новая концепция развития РКК, заключающаяся в обеспечении с помощью аддитивных технологий плавного распределения композиционных материалов по конструкции. Намечены этапы развития данного научного направления.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Покотилов В. В.** Системы водяного отопления. Вена: Герц Арматурен Г.м.б.Х., 2008. 160 с.
- 2. **Щевелев Ф. А.** Таблицы для гидравлического расчета стальных, чугунных, асбоцементных, пластмассовых и стеклянных водопроводных труб. М.: Стройиздат, 1973. 112 с.
- 3. Добромыслов А. Я., Санкова Н. В. Проектирование, монтаж и эксплуатация систем канализации из пластмассовых труб для зданий и микрорайонов: Рекомендации. М.: Изд-во ВНИИМП, 2004. 274 с.
- 4. **Мохана М. А.** Полиэтиленовые трубы в нефтегазовой отрасли на ближнем востоке // Полимерные трубы. 2014. № 1 (43). С. 62—66.
- 5. **Зубаиров Т. А.** Развитие технологий изготовления и применения труб из полимерных и композитных материалов. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Уфа. 2015. 24 с.
- 6. **Трибельский И. А.** Бортовые соединения резинокордных конструкций: расчетно-экспериментальные методы проектирования: Монография. Омск: Изд-во ОмГТУ, 2011. 132 с.
- 7. **Баева Л. С., Маринин А. А.** Современные технологии аддитивного изготовления объектов // Вестник МГТУ. 2014. Т. 17. № 1. С. 7—12.
- 8. **Холопов Ю. В.** Ультразвуковая сварка пластмасс и металлов. Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1988. 224 с.
- 9. **Молчанов Б. И., Гудимов М. М.** Свойства углепластиков и области их применения. М.: ВИАМ, 1996. 10 с.

А. Т. МАМЕДОВ, д-р техн. наук, Р. К. МЕХТИЕВ, канд. физ.-мат. наук (Азербайджанский ТУ, г. Баку), e-mail: ariff-1947@mail.ru

Модель и механизм упрочнения металлов дисперсными частицами

Рассмотрено упрочнение металлов сплавов дисперсными стабильными включениями частиц тугоплавких соединений. Показано влияние упрочняющих частиц на формирование структуры дисперсно-упрочненных сплавов при деформации и термической обработке, их влияние на повышение жаропрочности. Проанализированы критерии выбора упрочняющих фаз и способы их введения в матрицу. Описаны процессы получения исходных порошковых смесей и их переработки в полуфабрикаты. Обобщены данные по изготовлению, физико-механическим свойствам и применению дисперсноупрочненных сплавов на основе двадцати металлов.

Ключевые слова: физико-механические свойства, дисперсно-упрочненный сплав, зерно, матрица, дисло-кационные петли, сферические включения.

The hardening of alloy metals by dispersed stable inclusions of particles of high-melting compounds is considered. The influence of hardening particles on the formation of the structure of dispersion-hardened alloys at deformation and heat treatment, their influence on the increase in heat resistance is shown. The selection criteria for strengthening phases and methods of their introduction into the matrix are analyzed. The processes of obtaining the initial powder mixtures and their processing into semi-finished products are described. The data on the manufacture, physical and mechanical properties and use of dispersion-hardened alloys based on twenty metals are summarized.

Keywords: physical and mechanical properties, dispersion-hardened alloy, grain, matrix, dislocation loops, spherical inclusions.

Теория упрочнения металлов дисперсными частицами должна исходить из рассмотрения взаимодействия дисперсных частиц с движущимися дислокациями. Сложность учета многочисленных факторов, влияющих на характер этого взаимодействия (морфология частиц, тип связи частиц с матрицей, наличие в металле примесных атомов и других дефектов, также взаимодействующих с дислокациями), не позволяет в настоящее время предложить единую теоретическую модель дисперсного упрочнения. Действительно, при описании низкотемпературных свойств можно, например, не учитывать переползания дислокаций, в то время как при высоких температурах этот механизм начинает превалировать. Кроме того, для описания различных свойств требуется привлечение разных механизмов, поэтому теоретические модели строятся, как правило, применительно к какому-либо одному свойству.

Наибольшее число моделей предложено для объяснения повышения низкотемпературного предела текучести. В ряде случаев они дают удовлетворительное совпадение с экспериментальными данными. Следует отметить, что успехи в развитии количественных теорий, особенно применительно к высокотемпературным свойствам, явно недостаточны.

В самых ранних моделях (например, в модели Гензамера) предполагалось, что дисперсные частицы делят весь кристалл на блоки, размеры которых равны расстоянию между частицами и определяют предельный свободный путь дислокаций. Вместе с тем приведенный в работе [1] расчет показывает, что предельная деформация в этом случае не может превышать $10^{-5} \div 10^{-6}$, тогда как в реальных дисперсно-упрочненных сплавах при начале текучести значения деформаций на несколько порядков выше. Следовательно, свободный путь дислокаций не может ограничиваться расстоянием между частицами, и при своем движении дислокации должны проходить за частицы. Это возможно в следующих случаях:

- 1) в самих частицах происходит сдвиг или разрушение;
- 2) дислокации проходят между частицами, оставляя позади себя петли.

Описанные методы получения композиций со структурой дисперсно-упрочненных сплавов позволили выявить особенности тонкой структуры этих сплавов, а также определить их некоторые физические и механические свойства. Однако применяя указанные методы, нельзя получить достаточно крупные полуфабрикаты. Поэтому в промышленности полуфабрикаты из дисперсно-упрочненных сплавов изготовляют преимущественно методами порошковой металлургии, позволяющими получить компактный материал, минуя расплавление, как и в описанных методах, но без принципиальных масштабных ограничений [2].

Особенности упрочнения металлов дисперсными частицами

Разработка дисперсно-упрочненного сплава включает в себя:

1) выбор упрочняющей фазы и ее объемного содержания;

- 2) выбор способа введения упрочняющей фазы в матрицу;
- 3) получение компактных заготовок в форме, пригодной для последующей деформационной обработки;
- 4) разработку рациональных режимов деформации и термической обработки и получения полуфабрикатов.

Предполагается, что для начала течения металла напряжение сдвига, обусловленное плоским скоплением дислокаций вокруг частиц или перед ними, должно быть достаточным для разрушения или пластической деформации упрочняющих частиц.

Структура дисперсно-упрочненных композиционных материалов представляет собой матрицу с равномерно распределенными в ней включениями дисперсных (мелких) частиц наполнителя, которые призваны играть роль упрочняющей фазы. Матрица и наполнитель, разделенные границей раздела, компоненты данного материала. Используемый в этом случае наполнитель является нульмерным. Дисперсные частицы наполнителя вводят в матрицу специальными технологическими приемами. Очевидно, что частицы не должны активно взаимодействовать с матрицей и не должны растворяться в ней вплоть до температуры плавления. Механизм упрочняющего действия от введения дисперсных частиц в матрицу отличается для разных типов дисперсно-упрочненных композиционных материалов. Ниже рассмотрены особенности поведения при нагружении композитов следующих типов: 1) пластичная матрица — хрупкий наполнитель; 2) хрупкая матрица — пластичный наполнитель; 3) хрупкая матрица — хрупкий наполнитель.

Среднее расстояние между упрочняющими частицами должно составлять $0,1\div0,5$ мкм при равномерном их распределении в матрице. Указанные геометрические факторы определяют необходимое объемное содержание упрочняющих частиц в сплаве, поскольку для равномерно распределенных в объеме сферических включений выполняется соотношение

$$L = \frac{d}{\frac{1}{\sqrt{1,91}f} - 1},\tag{1}$$

где f — объемная доля дисперсных частиц; d — диаметр частицы.

Объемное содержание упрочняющей фазы, отвечающее оптимуму свойств, в значительной мере связано с технологическими возможностями равномерного распределения частиц заданной дисперсности.

Способ введения упрочняющей фазы в матрицу выбирают на стадии получения порошковых смесей. Для дисперсно-упрочненных сплавов харак-

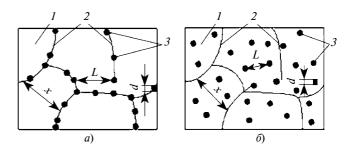


Рис. 1. Агрегатная (a) и дисперсная (б) структуры в дисперсноупрочненных композиционных материалах:

1 — зерно матрицы; 2 — межзеренные границы; 3 — дисперсные частицы наполнителя; x — размер зерна матрицы; d — размер частицы наполнителя; L — расстояние между соседними частицами наполнителя

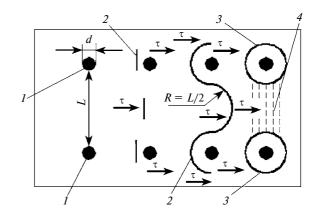


Рис. 2. Схематическое изображение процесса формирования дислокационных петель в пластичной матрице:

1 — дисперсные частицы; 2 — линии дислокаций; 3 — дислокационные петли; 4 — поле упругих напряжений; τ — направление действия касательных напряжений

терны два типа структур — агрегатная и дисперсная (рис. 1).

В агрегатной структуре частицы упрочняющей фазы окружены несколькими зернами матрицы, имеющими разную кристаллографическую ориентацию, в дисперсной же структуре каждая частица упрочняющей фазы полностью окружена одинаково ориентированной матрицей.

С привлечением понятий теории дислокаций механизм упрочнения пластичной матрицы дисперсными частицами хрупкого наполнителя может быть объяснен следующим образом (рис. 2). Если расстояние L между частицами, определяемое по формуле (1), достаточно, то дислокация под действием касательного напряжения выгибается между ними, ее участки смыкаются за каждой частицей, образуя вокруг частиц петли. В областях между дислокационными петлями возникает поле упругих напряжений, затрудняющее проталкивание новых дислокаций между частицами. Этим достигается повышение сопротивления зарождению (инициированию) трещины.

Со стороны скопления дислокаций на частицу действует напряжение

$$\tau = n\sigma$$

где n — число дислокаций в скоплении; σ — приложенное напряжение.

При свободном расстоянии между частицами, равном L, число дислокаций в скоплении

$$n = 2L\sigma/(Gb)$$
,

где G — модуль сдвига матричного металла; b — вектор Бюргерса.

Напряжение сдвига, действующее на частицу, составляет

$$\tau = 2L\sigma^2/(Gb).$$

Поскольку для разрушения частицы напряжение должно составить некоторую долю ее модуля сдвига, максимальное напряжение, которое может быть приложено к сплаву до начала его течения, определится выражением

$$\sigma_{\mathrm{T}} = \sqrt{\frac{Gb\,G^*}{2Lc}}\,\sigma_{\mathrm{T}} \approx \frac{1}{\sqrt{L}}\,,$$

где G^* — модуль сдвига упрочняющих частиц; c — постоянная, близкая к 30 [3].

Большинство исследований механизма упрочнения металлов некогерентными и недеформируемыми частицами, опубликованных за последние годы, базируются на известных работах Орована [4], предложившего модель обхода частиц дислокациями в плоскости скольжения с генерированием дислокационных петель вокруг частиц (см. рис. 2).

При движении краевой дислокации по механизму скольжения под действием приложенного внешнего напряжения ей приходится преодолевать периодически изменяющееся вдоль фронта равномерно распределенных частиц поле напряжений. Если расстояние между частицами намного больше их радиуса, составляющая поля напряжений в промежутках между частицами имеет минимальное значение и дислокация может прогибаться, принимая волнообразную форму, а затем и преодолевать частицы по механизму, сходному с механизмом размножения Франка—Рида.

Линейное натяжение дислокации определяется выражением

$$T = \alpha G b^2, \tag{2}$$

где постоянная $\alpha = 0.5 \div 1$.

Используя формулу (2), определим добавочное напряжение, необходимое для того, чтобы дислокация изогнулась до радиуса R:

$$\sigma = \frac{T}{bR} = \frac{\alpha Gb}{R}.$$

Принимая R = L/2, где L — расстояние между центрами частиц, получим нижний предел текучести по Оровану:

$$\sigma_{\rm T} = \sigma_i + \frac{2\alpha Gb}{L},\tag{3}$$

где σ_i — предел текучести матричного материала в случае отсутствия упрочняющих частиц.

При достаточно высоких напряжениях существенную роль в процессе деформации начинает играть поперечное скольжение винтовых дислокаций. Этот фактор учтен Эшби [5], который модифицировал уравнение Орована (3), представив его в более развернутой форме:

$$\sigma_{\rm T} = \sigma_i + \frac{Gb\Phi}{2\pi L} \ln \frac{L}{2b}. \tag{4}$$

В выражении (4):

$$\Phi = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{1 - \nu} \right),$$

где ν — коэффициент Пуассона матричного металла — ориентационный фактор, учитывающий относительную роль дислокаций различного типа.

Модель Орована и ее модификации хорошо объясняют наблюдающуюся экспериментальную зависимость прочности от среднего расстояния между частицами в условиях, когда процесс деформации контролируется скольжением дислокаций. Например, для крупнозернистых сплавов железа с окисью тория экспериментальные значения предела текучести в интервале температур 77÷373 К отличаются от рассчитанных по уравнению Эшби не более чем на 8 % [6].

В полукристаллических материалах кроме прямого взаимодействия дислокаций с упрочняющими частицами существенную роль должны играть эффекты упрочнения, связанные с влиянием дисперсных частиц на формирование субструктуры. Впервые роль этих так называемых косвенных эффектов упрочнения в дисперсно-упрочненных сплавах была отмечена в работах Хансена [7], который показал, что на общий уровень прочности значительно влияют параметры тонкой структуры.

Действуя примерно с одинаковой эффективностью в качестве барьеров для дислокаций, границы субзерен в деформированных сплавах и границы зерен в рекристаллизованных сплавах дают допол-

нительное повышение прочности в соответствии с уравнением Холла — Петча, которое суммируется с упрочнением по Оровану.

Количественная оценка относительного вклада упрочняющих частиц и параметров структуры в общий уровень прочности на примере никелевых сплавов дана в работе [8]. На рис. 3 приведены построенные по совокупности работ с использованием уравнения Холла — Петча зависимости предела текучести при нормальной температуре от размера l (на рис. 3 — ось x) зерна или ячеек. Для сплавов с вытянутыми зернами или ячейками за l принимали размер в направлении, перпендикулярном оси растяжения. Средний размер частиц в сплавах равен 0,02 мкм, среднее расстояние между частицами 0,15 мкм.

Экстраполяция прямых к $I^{-1/2}=0$ показывает, что прирост прочности за счет частиц составляет около 14,6 МПа в сплаве Fe + 3 % ThO₂ и 290 МПа в сплаве Ni + 20 % Cr + 2 % ThO₂. Далее представляется возможным определить ожидаемое увеличение предела текучести, например чистого никеля, при условии, что расстояния между границами ячеек будут равны расстоянию между частицами в сплаве Ni + 2 % ThO₂.

Расчет показывает, что при $I^{-1/2} = 0.15^{-1/2} = 2.6$ мкм $^{-1/2}$ прирост предела текучести должен составить около 900 МПа, тогда как расположенные на том же расстоянии частицы дают эффект в 6 раз меньший. Эти данные в какой-то мере еще раз подтверждают, что нельзя добиться существенного повышения прочности при низких температурах только введением частиц упрочняющей фазы и что основной эффект, создаваемый дисперсными частицами, — это измельчение субструктуры в процессах деформации и термической обработки.

С повышением температуры движение дислокаций скольжением перестает быть основным механизмом деформации. Так, в дисперсно-упрочненном никеле при температуре выше 100 °С включается механизм переползания дислокаций, а выше 300 °C деформация полностью контролируется переползанием в субграницах. В этих условиях важное значение приобретает влияние упрочняющих частиц на стабилизацию упругих микроискажений решетки матричного металла, вносимых деформацией, поскольку сохранение высокого уровня микроискажений находится в прямой связи с приростом жаропрочности. Например, в работе [9] для сплава Ni-Al₂O₃ была найдена линейная зависимость логарифма времени до разрушения при высокотемпературных испытаниях от уширения линии (111) никеля, характеризующего уровень микроискажений.

Теория установившейся ползучести при высоких температурах, контролируемой переползанием

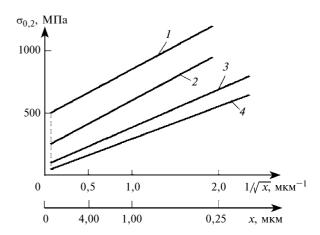


Рис. 3. Зависимости предела текучести $\sigma_{0,2}$ от размера x зерен матрицы:

I — композит ТД — нихром ($f_{\mathrm{ThO}_2}=15~\%$); 2 — нихромовая матрица ($f_{\mathrm{ThO}_2}=0~\%$); 3 — композит ТД — никель ($f_{\mathrm{ThO}_2}=15~\%$); 4 — никелевая матрица ($f_{\mathrm{ThO}_2}=0~\%$); размер частиц наполнителя $\mathrm{ThO}_2=0,1~\mathrm{мкм}$

дислокаций, предложена Анселлом и Виртманом [10]. В их теории принимаются две модели: для интервала низких напряжений, недостаточных для выгибания дислокационных петель вокруг частиц, и для интервала высоких напряжений, когда приложенные напряжения будут вызывать изгиб петель.

При низких напряжениях, когда дислокации блокированы частицами, скорость установившейся ползучести определяется уравнением:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\pi \sigma D_{\rm c} b^3}{2d^2 kT}$$
 или $\dot{\varepsilon} \approx \frac{\sigma}{d^2}$,

где σ — приложенное напряжение; $D_{\rm c}$ — коэффициент самодиффузии матрицы; d — диаметр частиц.

При высоких напряжениях, когда остаточные петли дислокаций вызывают деформационное упрочнение и продолжение деформации возможно лишь путем переползания и аннигиляции дислокаций, уравнение для скорости ползучести имеет вид:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{2\pi\sigma^4\lambda^2 D_{\rm c}}{2dG^3kT} \dot{\varepsilon} \approx \frac{\sigma^4\lambda^2}{d},$$

где λ — расстояние между частицами в направлении скольжения дислокации; G — модуль сдвига матрицы.

Выводы

Уточнены особенности построения дисперсноупрочненных композиционных материалов с агрегатной и дисперсной структурой. Показан процесс Ю. Г. КАБАЛДИН, д-р техн. наук, Д. А. ШАТАГИН, канд. техн. наук, М. С. АНОСОВ, П. В. КОЛЧИН, А. М. КУЗЬМИШИНА (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), e-mail: uru.40@mail.ru

Кибер-физическая система станка с ЧПУ как основа цифрового двойника оборудования

Рассмотрены нейросетевые модели, используемые при разработке "цифрового двойника" оборудования на основе кибер-физической системы. Даны оценка нейросетевой модели динамической устойчивости процесса резания и спектрограмма, отражающая амплитуду и частоту колебаний упругой системы станка с ЧПУ. Определены фрактальные размерности их аттракторов.

Ключевые слова: кибер-физическая система, нейросетевая модель, объем данных, "цифровой двойник" оборудования.

Neural network models used in the development of the "digital twin" of equipment based on a cyber-physical system are considered. The estimation of the neural network model of the dynamic stability of the cutting process and the spectrogram reflecting the amplitude and frequency of oscillations of the elastic system of the CNC machine are given. The fractal dimensions of their attractors are determined.

Keywords: cyber-physical system, neural network model, data volume, "digital twin" of equipment.

В работе [1] предложена единая базовая управляющая платформа, на основе которой необходимо разрабатывать как новое поколение систем управления технологическим оборудованием, так и совершенствовать сущест-

вующие системы ЧПУ для цифровых производств. Такой платформой могут стать открытые системы ЧПУ станков с большими вычислительными ресурсами, высоким быстродействием обработки большой базы данных,

встроенными модулями нейропроцессоров и модулями связи с промышленным интернетом, т. е. с использованием облачных технологий обработки больших объемов данных как на серверах предприятий (локальные сети), так и на серверах провайдеров. Все это создаст основу интеллектуального управления для широкой номенклатуры технологического оборудования, оснащенного системами ЧПУ.

В связи с этим, начиная с 90-х годов XX века, авторы разработали ряд программных продуктов для интеллектуального управления технологическим оборудованием и предложили критерии оценки динамической устойчивости процесса резания, основанной на нелинейной динамике и фрактальном анализе сигналов виброакустической эмиссии [2].

Разработанная единая интеллектуальная платформа расширения функциональных возможностей технологического оборудования реализуется путем встраивания в системы ЧПУ модулей высокопроизводительных вычислений и глубокого обучения искусственных нейронных сетей (далее нейросетей) с использова-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 28)

формирования дислокационных петель в пластичной матрице. Выведены уравнения скорости ползучести при низких и высоких напряжениях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Погодин—Алексеев Г. И., Заболеев—Зотов В. В.** Влияние структуры металла на механизм образования горячих трещин в отливках из стали 20ГЛ // Литейное производство. 1958. № 7. С. 25—26.
- 2. Палатник Л. С., Ильинский А. И., Билетченко Н. М. О прочности тонкопленочных композиций металл—окисел // ФММ. 1971. Т. 32. № 6. С. 1312—1313.
- 3. **Мозжухин Е. И.** Итоги науки и техники. Металлургия цветных и редких металлов // М.: ВИНИТИ, 1966. С. 114—156.
- 4. **Физическое** металловедение / Под ред. Р. Кана: Пер. с англ. Вып. 3. М.: Мир, 1968. 484 с.

- 5. **Захаров М. В., Захаров А. М.** Жаропрочные сплавы. М.: Металлургия, 1972. 384 с.
- 6. **Гуард Р. В.** Механизмы упрочнения твердых тел: Пер. с англ. М.: Металлургия, 1965. С. 220—240.
- 7. **Ansell G. S., Lenel F. V.** Creep of a Dispersion Hardened Aluminum // Acta Metallurgica. 1960. V. 8. № 9. P. 612—616.
- 8. **Ansell G. S., Gordon A. O.** Breach. Oxidedispersion strengthening. // Metallurg. Soc. Conferences. V. 47. New York: 1968, 905 p.
- 9. **Place T. A., Lund J. A.** Elevated Temperature Deformation of TD-Nikel // Metal. Trans. 1972. V. 3. \mathbb{N} 6. P. 1613—1619.
- 10. **Hansen N.** The hardening of metal crystals by precipitate particles // Trans. ALME. 1969. V. 245. № 6. P. 1305—1312.
- 11. **Hansen N.** The Cleavage Strength of Polycrystals // Metal. Trans., 1970. V. 1. № 2. P. 545—547.

нием облачных технологий. Такое оборудование, оснащенное датчиками для сбора информации с последующей ее обработкой по разработанным методикам, предложено рассматривать как киберфизические системы (КФС) [3].

Чтобы разработанная платформа действительно стала основой цифровизации всего предприятия, она должна не только анализировать данные об оборудовании, системах и устройствах, но и использовать их для сокращения времени вывода новых изделий на рынок, повышения гибкости и эффективности производства и качества продукции.

"Цифровой двойник" (didital twin) — новое слово в моделировании оборудования, технологических процессов и планировании производств [3]. Это совокупность математических моделей, достоверно описывающих процессы и взаимосвязи как на отдельном объекте, так и в рамках целого предприятия с использованием анализа больших данных (Big data) и машинного обучения.

Лидером в использовании "цифровых двойников" в настоящее время является компания Siemens [3]. Согласно ее определению "цифровой двойник" это совокупность математических моделей, характеризующих разные состояния оборудования, технологических процессов и бизнес-процессов в производственных условиях в текущем времени. Среди математических моделей особое место занимают нейросетевые модели, которые для процесса или изделия являются "цифровым двойником". В связи с этим приоритет предлагаемого авторами интеллектуального подхода к управлению технологическим оборудованием очевиден [2].

Кибер-физическая система — это и есть основная технологическая единица "цифрового" производства [1], обладающая высокими адаптивными и интеллектуальными возможностями благодаря ассоциативному восприятию

информации и постоянному обучению, оценке текущего и прогнозированию будущего состояния, способности автономно решать задачи оптимизации и принимать правильные решения на основе анализа различных данных, учитывающих зачастую скрытые факторы реального производства.

Поэтому, согласно концепции интеллектуального управления технологическим оборудованием, основной задачей при организации и создании "цифрового двойника" является КФС. "Цифровой двойник" — не только совокупность математических моделей, характеризующих состояние оборудования и технологические процессы в производственных условиях в текущее время, но и детализированные сборочные 3D-модели объектов, отражающие связи и взаимодействия между узлами. Поэтому "цифровой двойник" можно рассматривать как электронный паспорт КФС (его цифровую идентичность), в котором фиксируются все данные об обрабатываемых материалах, технологических операциях, испытаниях и тестовых исследованиях.

В настоящее время "цифровые двойники" разработаны в основном для ведения бизнеса, есть примеры успешной работы "двойников" в нефтяной и газо-

вой промышленности. Данные о "двойниках" оборудования на базе КФС в механообрабатывающих производствах в технической литературе отсутствуют.

"Цифровые двойники" на базе КФС можно получить с использованием как традиционных аналитических подходов на основе математического описания физических процессов, так и современных статистических методов, в том числе машинного обучения. Существует множество методов машинного обучения, используемых для построения статистических моделей, однако их можно отнести к трем основным группам: модели регрессионного анализа, модели классификации и модели выявления аномалий (таблица) [4—6].

Выбор конкретного метода машинного обучения зависит от размера, качества и природы данных, а также от типа решаемых задач. Существующие методы машинного обучения требуют разных вычислительных мощностей и дают разную степень точности, что, как правило, сводится к наиболее точной аппроксимации данных и определению границ в пространстве данных. Наиболее универсальный и точный метод, позволяющий использовать большое количество данных и строить нелинейные зависимости, - искусственные нейронные сети

Основные методы машинного обучения

Регрессионный анализ	Классификация	Выявление аномалий		
Линейная регрессия	Логистическая регрессия	Метод опорных векторов		
Байесовская регрессия	Лес деревьев решений	Анализ главных компонент		
Лес деревьев решений	Джунгли решений	К-средних соседей		
Деревья решений	Деревья решений	Нейронные сети		
Квантильная регрессия быстрого леса	Метод опорных векторов	Самоорганизующиеся карты Кохонена		
Нейронные сети	Точечная машина Байеса	_		
Регрессия Пуассона	one-vs-all	_		
Порядковая регрессия	Нейронные сети	_		

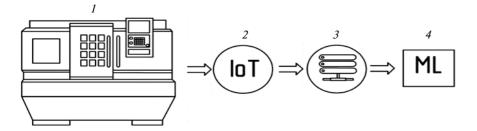


Рис. 1. Схема создания "цифрового двойника" станка с ЧПУ:

1 — токарный станок с ЧПУ; 2 — промышленный интернет вещей; 3 — "пограничное" устройство для предварительной обработки данных (Edge); 4 — создание цифрового двойника оборудования с использованием методов машинного обучения и облачных технологий

(ИНС). Нейронные сети используют большое число параметров настройки для создания высокоточных моделей процессов, работающих в режимах регрессионного анализа, классификации и выявления аномалий.

Основной метод анализа качества получаемых моделей перекрестная проверка (Cross Validation) [7], позволяющая оценить статистическое качество исходных данных путем построения и сравнения нескольких моделей, полученных с помощью различных обучающих и проверочных выборок. При построении моделей сложных объектов и систем необходимо уменьшить размерность данных (сократить число независимых переменных) и устранить эффект мультиколлинеарности переменных. Эти задачи можно решить применением метода главных компонент, который позволяет представить многомерные данные ограниченным числом составляющих (компонент). Такой обобщающий подход можно применить и для устранения эффекта "переобучения" моделей.

Для повышения качества модели используют алгоритмы Бэггинга и Бустинга [8, 9], суть которых заключается в построении не одной модели, а совокупности моделей, работающих на решение одной и той же задачи. Результатом решения является некая интегральная оценка вероятности какого-либо события, которую можно представить как

синергетический эффект работы группы моделей, каждая из которых отдельно работает неудовлетворительно. Таким образом, "цифровым двойником" может являться совокупность статистических моделей, использующих разные комбинации методов машинного обучения и прошедших различные стадии верификации и улучшения.

В общем случае "цифровой двойник" на базе КФС есть многофакторная модель оборудования [1], включающая совокупность электронных (нейросетевых) моделей, из которых некоторые являются определяющими — это нейронные сети динамической устойчивости процесса резания, сил резания и шероховатости обработанной поверхности. Силы резания создают упругие отжатия в системе "инструмент — деталь", вызывающие погрешности формы и размеров.

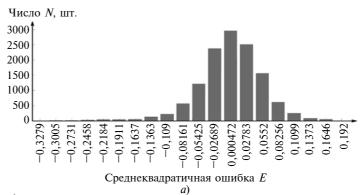
Для решения данной задачи разработали комплекс статистических моделей, использующих методы машинного обучения. Эти модели являются основой для "цифрового двойника" токарного станка с ЧПУ и позволяют решать задачи регрессионного анализа с целью прогнозирования динамики процесса резания для разных условий обработки, шероховатости обработанной поверхности и сил резания, а также задачи классификации для оценки текущего состояния станка. Процесс создания "цифрового двойника" представлен на рис. 1.

Рассмотрим подробнее нейросетевую модель динамики процесса резания. Обучающая выборка получена на основании телеметрических данных, собранных в процессе механической обработки с использованием системы датчиков сигнала виброакустической эмиссии, динамометра и технологии промышленного интернета вещей (ІоТ). Число используемых датчиков, их тип и расположение определялись в соответствии с компоновкой оборудования. Большое число датчиков и их пространственное расположение объясняются неоднородностью материалов в разных направлениях и различием конструкций, особенностями распространения сигналов, а также возможностью перестройки колебательной системы при эксплуатации. Таким образом, использование гетерогенной системы сенсоров позволило получить наиболее полную динамическую картину процессов в п-мерном пространстве "состояние — время". В качестве протокола приема/передачи данных в рамках сети ІоТ использовали стандартный протокол ТСР/ІР и текстовый формат передачи обмена данными JSON (JavaScript Object Notation).

Для обработки сигналов ВАЭ использовали аналоговые и цифровые полосовые фильтры и Wavelet-фильтры, позволяющие исключить шумы в сигналах и осуществить их декомпозицию на периодическую и хаотическую составляющие на основе энтропийных показателей. Для предварительной обработки данных использовали "пограничное" устройство (Edge), определяющее значения параметров сигнала ВАЭ и формирующее пакеты данных для отправки в виртуальное облачное хранилище. Для построения математических моделей на основе методов машинного обучения необходимы структурирование и разметка данных. Однако, учитывая особенности технологии IoT, построение реляционных БД не всегда возможно, поэтому применили подход на основе технологий NoSQL. Для этого хранение и обработку данных реализовали на виртуальном сервере с развернутой, специальной, распределенной, масштабируемой файловой системой, которая имитирует работу вычислительного кластера.

В качестве программной платформы для сервера использовали свободно распространяемые утилиты, библиотеки и фреймворки проекта Hadoop — одной из наиболее успешной и общепринятой технологии "Больших данных", в частности распределенную файловую систему HDFS и базу данных HBase под управлением программной оболочки Hadoop Comтоп [4]. Для распределенных вычислений и обработки больших объемов данных использовали систему MapReduce, обеспечивающую автоматическое распараллеливание и распределение задач на кластере. Для более быстрого обучения нейросетевых моделей использовали графические процессоры nVidia CUDA.

Для создания статистической модели динамического состояния процесса резания выбрали рекуррентную ИНС с сигмоидальной функцией активации нейронов, а также использовали данные работы промышленного оборудования в качестве обучающей выборки N и алгоритма обратного распространения ошибки. После окончания обучения провели верификацию полученной модели на основании рассчитанных среднеквадратичной значений ошибки E: рис. 2, a иллюстрирует монотонное убывание ошибки, а рис. 2, δ — ее нормальное распределение, которое сосредоточено вблизи нулевого значения, что свидетельствует о хорошем качестве полученной модели. В итоге получили ИНС (рис. 3) из 13 основных нейронов во входном слое, на которые поступает информация о векторе техноло-



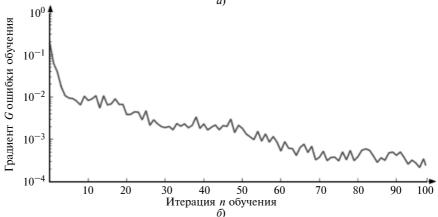


Рис. 2. Оценка качества полученной модели по диаграмме распределения ошибки обучения (a) и зависимости среднеквадратичной ошибки от итерации обучения (δ)

гических параметров, и дополнительных нейронов, на которые поступают значения вектора предыдущего динамического состояния с выходных нейронов. Таким образом, нейросетевая модель учитывает текущие условия обработки, а также предыдущее динамическое состояние процесса резания.

Выходной слой состоит из четырех основных нейронов, которые характеризуют вектор текущего динамического состояния процесса резания, содержащий сведения об амплитуде автоколебаний, фрактальной размерности аттрактора, энтропии сигнала, старшего показателя Ляпунова, и ряда дополнительных нейронов, каждый из которых отвечает за определенную частоту сигнала ВАЭ в спектре. Промежуточные нейроны образуют два скрытых слоя. Полученная нейронная сеть способна моделировать динамическое состояние процесса резания в разные моменты обработки.

Качество полученной модели оценивали путем моделирования обработки на токарном станке заготовки из стали 12Х18Н10Т, установленной в центрах, проходным резцом с режущей частью из твердого сплава ВК6 (рис. 4, а). Режимы обработки соответствовали существующим производственным нормам для обработки деталей данного типа на токарном станке с ЧПУ. В качестве переменной составляющей вектора Stm выбрали величину положения суппорта станка по оси Z, мм, которую изменяли от 0 до 350 мм с шагом 0,01 мм. Такой прием позволил формировать вектор Sdm по всей длине обработки заготовки. Всего смоделировали 35 000 динамических состояний процесса резания.

По окончании нейросетевого моделирования построили спектрограмму, отражающую амплитуду и частоту колебаний, а также определили фрактальные размерности аттракторов. На полу-

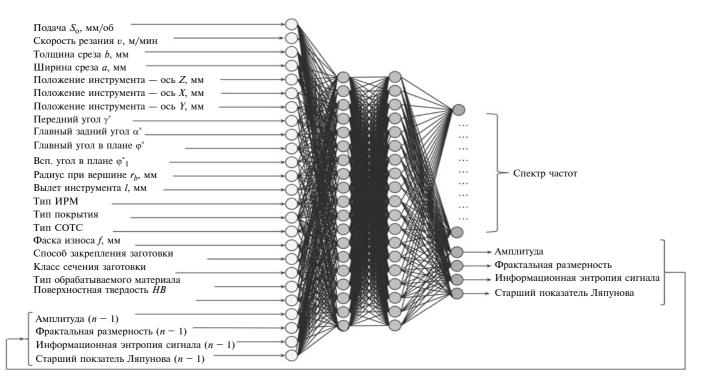


Рис. 3. Нейросетевая модель динамической устойчивости процесса резания

ченной спектрограмме (рис. 4, δ) выделяются две доминирующие частоты колебаний (3,5 и 6,5 кГц) и два фазовых перехода. Для оценки адекватности полученных результатов обработали заготовку с идентичным вектором St технологических параметров с регистрацией сигнала ВАЭ. После обработки сигнала ВАЭ получили спектрограмму (см. рис. 4, в). На данной спектрограмме также наблюдаются две доминирующие частоты (3,5 и 6,5 кГц) и два фазовых перехода. Сравнение результатов натурного эксперимента и нейросетевого моделирования показало высокую степень адекватности последнего, максимальная погрешность не превысила 3,6 %. Как видно из рис. 4, предлагаемые производственные нормы, соответственно, и режимы не позволяют достичь приемлемого динамического качества механической обработки, что в свою очередь может привести к возникновения брака, а с учетом биения заготовки и к поломке инструмента, о чем свидетельст-

вуют недопустимые значения амплитуды колебаний.

Использование данных норм приведет к неадекватной оценке производственных мощностей предприятия, а, соответственно, некачественному формированию производственной программы. В противном случае данный недостаток пришлось бы устранять уже на этапе конструкторскотехнологической подготовки, что привело бы к дополнительным временным и финансовым затратам. Для корректировки режимов, предусмотренных производственными нормами, оптимальные значения вектора технологических параметров рассчитали с использованием дополнительного нейросетевого моделирования. В качестве переменных выбрали значения скорости v резания и фаски fy по передней поверхности инструмента, а критериями оптимальности — амплитуду колебаний и Df-фрактальную размерность аттрактора. Оптимальными считаются значения вектора технологических параметров, при которых амплитуда колебаний и фрактальная размерность минимальны. В ходе моделирования по всей длине обработки формировалось пространство динамического состояния процесса резания, точки которого соответствовали различным значениям вектора Stm, а оптимальные значения изменяемых параметров, соответствующих минимуму целевых функций, определялись методом многомерной оптимизации — симплекс-методом (метод деформируемого многогранника). После моделирования и оптимизации выбрали новые значения вектора Stm, отвечающие минимальным значениям целевых функций: v = 90 м/мин, $S = 0.1 \text{ MM/of}, f_{\gamma} = 0.2 \text{ MM}.$

Для дополнительной проверки полученных результатов провели обработку прутка из стали 12X18H10T по скорректированным режимам и построили спектрограмму. Из полученной спектрограммы (рис. 4, г) видно, что оптимизация условий обработки позволила уменьшить амплитуду колебаний в 2 раза и обеспечить устойчивое резание, о чем свиде-

тельствует значение фрактальной размерности Df = 1,1. Таким образом, динамическое качество механической обработки повышается без потери производительности.

Аналогично получили модели для прогнозирования шероховатости обработанной поверхности и сил резания.

Нейросетевые модели представляют собой многослойные искусственные нейронные сети прямого распространения (рис. 5). Их применение в "цифровых двойниках" возможно не только в реальных производственных условиях, но и на этапе выбора и

обоснования закупки оборудования потребителем. Таким образом, на данном этапе возможен подбор оптимальных характеристик оборудования и отладка планируемого технологического процесса на "цифровых двойниках".

Для оценки текущего состояния оборудования разработали модель классификации с использованием деревьев решений [5]. Решения принимали на основании значений амплитуды сигнала ВАЭ, полученных в разное время с трех датчиков, расположенных на инструменте (As_1), у передней опоры шпинделя (As_3) и у заднего центра (As 2). В качестве

классов использовали три состояния: нормальное, износ инструмента и аномальное состояние. Под аномальным состоянием подразумевается любое состояние, приводящее к неудовлетворительным качеству обработанной поверхности и работе оборудования. Критерием износа инструмента считалась фаска h = 0.15 мм на задней поверхности. После определения обучающей выборки провели предварительный анализ данных.

Из рис. 5, *а* видно соответствие распределения значений амплитуды сигнала ВАЭ с датчика As 1 трем группам состояний.

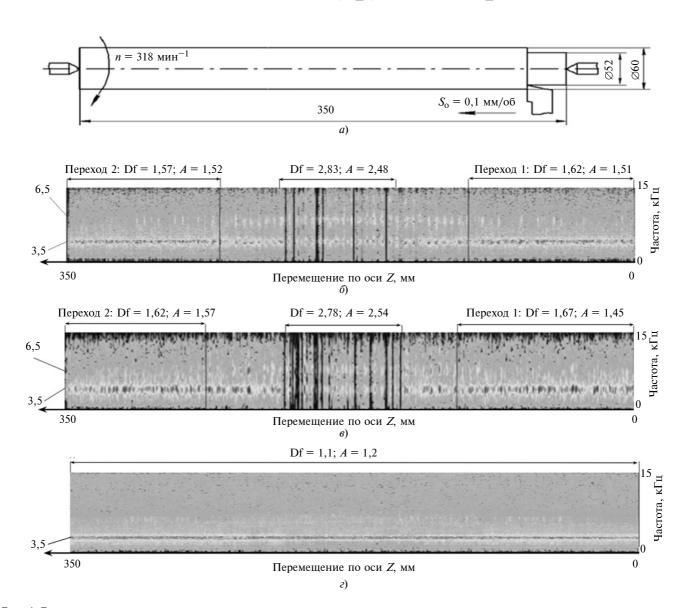


Рис. 4. Результаты нейросетевого моделирования:

a — схема обработки; δ , δ , ϵ — соответственно моделируемый, реальный и после оптимизации процесс резания

Информация данного датчика хорошо дифференцирует нормальное состояние и износ инструмента, однако значения, соответствующие аномальному состоянию, пересекаются с данными других групп, поэтому информацию датчика As 1 нельзя исполь-

зовать с высокой точностью для классификации состояний.

На рис. 5, δ показано распределение значений амплитуды сигнала с датчика As_2. Полученные данные имеют небольшое информационное значение, так как пересекаются значения группы

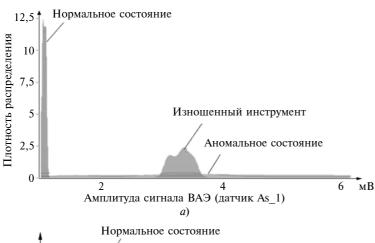
аномального состояния с другими классами, а также невысокую способность дифференцировать нормальное состояние и износ инструмента, о чем свидетельствует их близкое расположение.

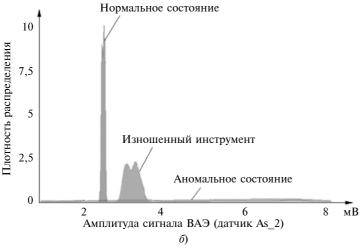
На рис. 5, *в* показано распределение значений амплитуды сигнала с датчика As_3. Информация с данного датчика хорошо выделяет значения аномального состояния, при этом отсутствуют пресечения значений всех классов состояний.

Таким образом, предварительный анализ данных показал возможность получения статистической модели классификации состояний станка с ЧПУ.

Для обучения модели использовали алгоритм CART [3], который делит полученные данные на определенные подмножества разных уровней, при этом в качестве критерия разделения используется целевая функция минимизации информационной энтропии, т. е. каждый новый уровень обеспечивает увеличение информации. Совокупность всех уровней представляется в виде иерархической древовидной структуры, состоящей из узлов и ветвей, при этом ветвление структуры осуществляется на основе стандартных логических правил.

Деление начального "корневого" узла осуществляется посредством выбора двух подгрупп данных, дающих в сумме минимальное значение информационной энтропии. Затем для каждого полученного узла строятся ветви, и происходит аналогичное деление на новые узлы. Подобное ветвление продолжается до тех пор, пока не будут классифицированы все значения обучающей выборки. В общем случае дерево представляет сложную ветвистую структуру, идеально классифицирующую текущую выборку. Однако при работе с новыми данными оно может показать очень низкую точность. Поэтому необходима также оптимизация и глубины дерева (числа иерархичес-





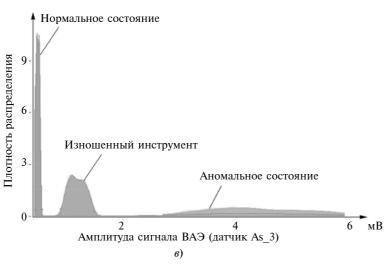


Рис. 5. Плотности распределения значений амплитуды сигнала ВАЭ с датчиков As_1 (a), As_2 (δ) и As_3 (ϵ)



Рис. 6. Дерево решений для классификации технического состояния оборудования

ких уровней), которая проводится с использованием перекрестной проверки. Затем строят несколько деревьев-претендентов, из которых выбирают дерево с лучшим результатом. Также проводят отсечение ветвей до тех пор, пока резко не возрастут ошибки прогноза.

На рис. 6 приведена модель классификации состояния оборудования, основанная на показаниях датчиков ВАЭ, с использованием дерева принятия решений. Первыми берутся показания амплитуды сигнала ВАЭ с датчика As 3. Если их амплитуда больше или равна 2,3 В, то данное состояние однозначно относится к аномальному классу. Это подтверждается предварительным анализом данных (см. рис. 6). В противном случае произойдет следующее разбиение и классификация осуществится по данным датчика As 1. Если амплитуда ВАЭ датчика Аз 1 меньше 2,1 В, то состояние считается нормальным, если больше, то получим класс "износ инструмента". Как видно из рис. 6, решения принимались без учета показаний датчика As 2, небольшая информативность сигналов которого была установлена и в ходе предварительного анализа данных. Высокая точность определения аномального режима работы на основании анализа сигнала датчика Аз 3 может быть связана с местом его установки — передняя опора шпинделя. Вероятнее всего, динамические процессы в шпиндельном узле приводили к данному состоянию, которое также отражалось на качестве механической обработки.

Учитывая нелинейные процессы рассеивания колебаний в упругой системе станка, данная информация доходила до других датчиков уже сильно искаженной. Напротив, датчик As 1, установленный на инструменте, позволяет с высокой точностью выделить "износ инструмента". Это можно объяснить доминирующей ролью резца в общей колебательной системе. Датчик As 2, установленный на заднем центре, менее эффективно регистрирует информацию для классификации состояния. Это можно объяснить его удаленностью от основных динамических процессов.

Таким образом, кроме задачи классификации состояния оборудования, данный метод можно использовать для определения оптимального числа датчиков и мест их размещения. Однако следует учитывать возможность перестройки динамических процессов в системе резания при изменении условий обработки и естественного износа деталей станка.

Выводы

Использование "цифровых двойников" оборудования на основе КФС при планировании производства позволяет определить наиболее узкие места в технологических операциях, повысить качество продукции и уменьшить риски поломки инструмента и нештатной работы оборудования.

"Цифровые двойники" позволяют оптимизировать режимы обработки с учетом технического и динамического состояния каждой производственной единицы, что обеспечит высокоточную оценку мощностей предприятия при составлении производственной программы, а также выявить неисправности оборудования в реальном времени на основании интеллектуального анализа данных системы распределенных сенсоров.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Искусственный** интеллект и кибер-физические механообрабатывающие системы в цифровом производстве: Монография / Ю. Г. Кабалдин, Д. А. Шатагин, М. С. Аносов и др.; Под ред. Ю. Г. Кабалдина. Нижний Новгород: Нижегородский ГТУ, 2018. 271 с.
- 2. **Кабалдин Ю. Г., Биленко С. В., Серый С. В.** Управление динамическими процессами в технологических системах механообработки на основе искусственного интеллекта. Комсомольск-на-Амуре: ГОУ ВПО "Комсомольский-на-Амуре ГТУ", 2003. 201 с.
- 3. **Frankel A., Larsson J.** Есть способ лучше: цифровой двойник повышает эффективность процессов конструкторско-технологического проектирования и производства // CAD/CAM/CAE. Observer, 2016. № 3. С. 36—40.
- 4. **Шитиков В. К., Мастиц-кий С. Э.** Классификация, регрессия и другие алгоритмы Data Mining с использованием R. 2017. 351 с. (Электронная книга).
- 5. **Уайт Т.** У13 Наdoop: Подробное руководство. СПб.: Питер, 2013. 672 с.
- 6. https://en.wikipedia.org/wiki/Decision_tree_learning (дата обращения 15.12.18).
- 7. **https:**//en.wiki pedia.org/wiki/ Cross-validation_(statistics) (дата обращения 15.12.18).
- 8. **https:**//en.wikipedia.org/wiki/Bootstrap_aggregating (дата обращения 15.12.18).
- 9. **https:**//en.wikipedia.org/wiki/Boosting_(machine_learning) (дата обращения 15.12.18).

Б. В. ПЫЛАЕВ, д-р техн. наук (МСХА им. К. А. Тимирязева), e-mail: mr.bvp1944@mail.ru

Профилирование пространственного кулачка высокомоментного вариатора

Представлена теория расчета рабочего профиля пространственного кулачка рычажного колебательного механизма с контактирующим сферическим роликом, которая позволяет создавать 3D-поверхности для фрезеровки кулачка на станках с ЧПУ. Разработаны способ определения угла давления и выбор оптимальных конструктивных параметров колебательного механизма для высокомоментного вариатора нефрикционного типа.

Ключевые слова: кулачковый механизм, пространственный кулачок, расчет, пространственный профиль, кулачковый нефрикционный высокомоментный вариатор.

A theory is presented for calculating the working profile of a spatial cam of a lever oscillation mechanism with a spherical roller in contact, which allows to create 3D-surfaces for cam milling on CNC machines. A method for determining the pressure angle and the selection of the optimal design parameters of the oscillatory mechanism for a high-torque non-friction-type variator are developed.

Keywords: cam mechanism, spatial cam, calculation, spatial profile, cam non-friction high-torque variator.

Высокомоментные вариаторы (ВМВ) нефрикционного типа с кулачковыми колебательными механизмами, снабженные двухпараметрическими (пространственными) кулачками [1-4], имеют важное преимущество — нулевую кинематическую неравномерность во всем диапазоне изменений передаточного отношения, в сравнении с ВМВ с однопараметрическими кулачками [5-8]. Следует отметить, что у ВМВ с некулачковыми колебательными механизмами кинематическая неравномерность превышает 0,08 [9—12], поэтому наиболее перспективными считаются ВМВ, в колебательном механизме которых использованы пространственные кулачки. Важными задачами являются получение геометрической точности профилирования пространственного кулачка с оптимальными характеристиками и возможность изготовления профиля кулачка на станках с ЧПУ.

В статье представлена методика расчета профиля пространственного кулачка с оптимальными характеристиками и дан пример расчета профиля кулачка для ВМВ типа "Квадро" [4], который наиболее перспективен по конструктивным и эксплуатационным характеристикам в сравнении с известными конструкциями кулачковых ВМВ.

Схема колебательного механизма ВМВ типа "Квадро" дана на рис. 1. Колебательный механизм содержит пространственный кулачок *4*, установ-

ленный на входном валу BMB (не показан); OO_1 ось вращения кулачка. На колебательных валах (КВ) закреплены карусельно-симметрично четыре рычага 1 (B — ось вращения рычага). В сферических чашках 3 рычагов расположены шаровые ролики 2, контактирующие с рабочим профилем 5 пространственного кулачка (A — точка контакта, $A_{\rm T}$ — центр ролика). Диаметрально установленная пара рычагов связана тросами 7, закрепленными на шкивах 6, что обеспечивает кинематическое замыкание колебательных валов: KB_{a1} с KB_{a2} и KB_{b1} с KB_{b2} . OXYZ — неподвижная, закрепленная на корпусе, декартова система координат, охух — подвижная система, связанная с кулачком и с ортами i, j, k осей. Направляющие косинусы систем координат даны в таблице.

Рычаги установлены с возможностью совершать колебательное вращение в плоскости OXY, а кулачок — с возможностью вращения и осевого перемещения относительно оси OZ (Oz), осевое перемещение кулачка Oo = z = -Z, α — угол его поворота. Геометрические места точек $A_{\rm T}$ центров роликов и точек A контакта в системе oxyz образуют теоретический δ и рабочий δ профили кулачка.

Параметры колебательного механизма:

 λ — максимальный размах колебаний рычагов; S = OB — расстояние от осей колебательных валов до оси кулачка;

 $H = z_{\text{max}}$ — максимальное перемещение кулачка; $L = A_{\text{T}}B$ — длина рычагов;

 $\mu = \angle A_{\rm T}BO$ — угол положения рычагов при z = 0; R — радиус сферы ролика.

Диапазон варьирования скорости выходного вала зависит от величины λ , габаритные и нагрузочные характеристики — от S и H, а радиус R влияет на контактную прочность пары ролик—кулачок. Указанные параметры задаются на основании назначенных конструктивных характеристик ВМВ. Значения параметров L и μ следует определять исходя из ограничения максимального угла давления ϵ_{max} кулачка на ролик (это угол между перемещающей ролик силой и направлением перемещения ролика).

Теория профилирования рабочего профиля пространственного кулачка ВМВ основана на сов-

Оси координат	X	Y	Z	
х у z	$p_1 = \cos\alpha$ $p_2 = -\sin\alpha$ $p_3 = 0$	$m_1 = \sin\alpha$ $m_2 = \cos\alpha$ $m_3 = 0$	$n_1 = 0$ $n_2 = 0$ $n_3 = 1$	

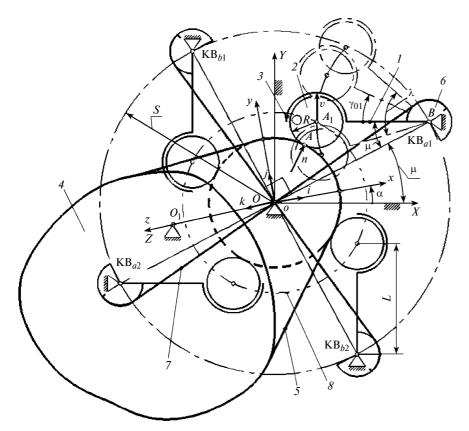


Рис. 1. Схема колебательного механизма ВМВ "Квадро"

падении нормалей теоретического и рабочего профилей [13], что было использовано также при профилировании однопараметрических (плоских) кулачков [14].

Общие принципы проектирования пространственных кулачков ВМВ с нулевой кинематической неравномерностью вращения выходного вала вариатора основаны на использовании характеристической функции (рис. 2) [13—15]:

$$U(\alpha) = 1 + Q(\alpha) \left(\frac{\alpha_{\Pi}(\alpha) - 0.5 \sin 2\alpha_{\Pi}(\alpha)}{\pi} - 1 \right),$$

где угол, приведенный к полуоткрытому интервалу $[0, 2\pi)$,

$$\alpha_{\Pi}(\alpha) = [1 - Q(\alpha)]\pi + Q(\alpha)\arccos(\cos\alpha)$$
 (рис. 3);

$$Q(\alpha) = \begin{cases} 1 \text{ при } \sin(\alpha + 10^{-13}) \ge 0; \\ -1 \text{ при } \sin(\alpha + 10^{-13}) < 0. \end{cases}$$

Введем регулировочный коэффициент K=z/H. Тогда угол поворота колебательного вала KB_{a1} составит

$$\gamma_{\alpha 1}(\alpha, K) = K\lambda [U(\alpha) + \Delta],$$

а углы поворота диаметрально противоположных кинематически связанных колебательных валов будут: $\gamma_{a2}(\alpha, K) = -\gamma_{a1}(\alpha, K)$ и $\gamma_{b2}(\alpha, K) = -\gamma_{b1}(\alpha, K)$,

откуда следует, что $\Delta = -0.5$. При этом

$$\gamma_{h1}(\alpha + 0.5\pi, K) = \gamma_{a1}(\alpha, K).$$

Для профилирования кулачка достаточно рассматривать только угол $\gamma(\alpha, K) = \gamma_{a1}(\alpha, K)$ (рис. 4) с частными производными:

$$\frac{\partial \gamma}{\partial \alpha} = \frac{2}{\pi} K \lambda (\sin \alpha)^2;$$

$$\frac{\partial \gamma}{\partial K} = \lambda [U(\alpha) + \Delta].$$

Координаты в параметрическом виде теоретического профиля кулачка в неподвижной системе координат *OXYZ*:

$$X_{T}(\alpha, K) = S\cos\mu - L\cos\gamma;$$

 $Y_{T}(\alpha, K) = S\sin\mu + L\sin\gamma;$
 $Z_{T}(K) = -KH.$

Координаты теоретического профиля в подвижной системе координат *охуд*:

$$x_{T}(\alpha, K) = X_{T}p_{1} + Y_{T}m_{1};$$

 $y_{T}(\alpha, K) = X_{T}p_{2} + Y_{T}m_{2};$
 $z_{T}(K) = -Z_{T}n_{3}.$

На рис. 5 показана 3D-модель заготовки кулачка, поверхность которого вырезана шаровым роликом, центр которого по теоретической по-

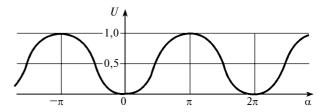


Рис. 2. График характеристической функции $U(\alpha)$

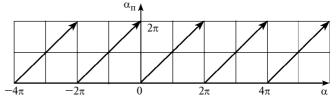


Рис. 3. График функции $\alpha_{\Pi}(\alpha)$

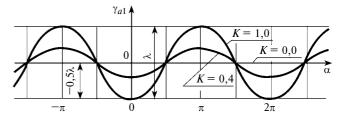


Рис. 4. Угол поворота колебательного вала KB_{a1}

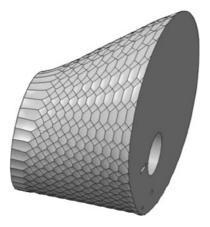


Рис. 5. 3D-модель заготовки пространственного кулачка

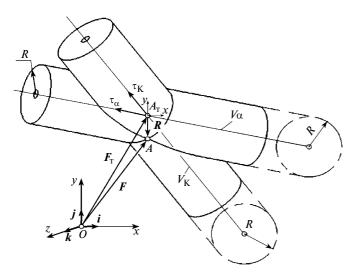


Рис. 6. К расчету рабочего профиля кулачка

верхности кулачка перемещался по траекториям (рис. 6):

кольцевой
$$V_{\alpha}(\alpha = \text{var}; K = \text{const}) = \{x_{\text{T}}, y_{\text{T}}, z_{\text{T}}\};$$
 продольной $V_{K}(\alpha = \text{const}; K = \text{var}) = \{x_{\text{T}}, y_{\text{T}}, z_{\text{T}}\}.$

Ролик вырезает на поверхности по пересекающимся траекториям V_{α} и V_{K} пространственную сетку; при этом очевидно, что ближние к оси кулачка узлы сетки являются точками A(x, y, z) рабочего профиля (см. рис. 6), где x, y, z — координаты точки А рабочего профиля в подвижной системе координат охуг. Радиус-векторы точек теоретического и рабочего профилей составляют:

$$\mathbf{F}_{T} = \{x_{T}, y_{T}, z_{T}\}; \quad \mathbf{F} = \{x, y, z\},$$

где

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_{\mathrm{T}} + \mathbf{R}.$$

Вектор $\mathbf{\textit{R}} = \{\textit{R}_{x}, \textit{R}_{y}, \textit{R}_{z}\}$ определяется из условия его одновременной перпендикулярности ортам траекторий:

$$\tau_{\alpha}(\alpha = \text{var}, K = \text{const}) = \tau_{\alpha x} \mathbf{i} + \tau_{\alpha y} \mathbf{j} + \tau_{\alpha z} \mathbf{k};$$

$$\tau_{K}(\alpha = \text{var}, K = \text{const}) = \tau_{Kx} \mathbf{i} + \tau_{Ky} \mathbf{j} + \tau_{Kz} \mathbf{k}.$$

Профиль кулачка строится по массиву точек рабочего профиля, поэтому проекции векторов ортов траектории будем определять численно, используя приращение координат траекторий точек теоретического профиля:

$$\Delta x_{T\alpha} = x_{T}(\alpha + \Delta \alpha, K) - x_{T}(\alpha, K);$$

$$\Delta y_{T\alpha} = y_{T}(\alpha + \Delta \alpha, K) - y_{T}(\alpha, K);$$

$$\Delta x_{TK} = x_{T}(\alpha, K + \Delta K) - x_{T}(\alpha, K);$$

$$\Delta y_{TK} = y_{T}(\alpha, K + \Delta K) - y_{T}(\alpha, K);$$

$$\Delta z_{TK} = z_{T}(\alpha, K + \Delta K) - z_{T}(\alpha, K);$$

где $\Delta \alpha$ и ΔK — приращения параметров.

Орты имеют следующие проекции в подвижной системе координат охух:

$$\tau_{\alpha x} = \frac{\Delta x_{\text{T}\alpha}}{\sqrt{\Delta x_{\text{T}\alpha}^2 + \Delta y_{\text{T}\alpha}^2}};$$

$$\tau_{\alpha y} = \frac{\Delta y_{\text{T}\alpha}}{\sqrt{\Delta x_{\text{T}\alpha}^2 + \Delta y_{\text{T}\alpha}^2}}; \quad \tau_{az} = 0;$$

$$\tau_{Kx} = \frac{\Delta x_{\text{T}K}}{\sqrt{\Delta x_{\text{T}K}^2 + \Delta y_{\text{T}K}^2 + \Delta z_{\text{T}K}^2}};$$

$$\tau_{Ky} = \frac{\Delta y_{\text{T}K}}{\sqrt{\Delta x_{\text{T}K}^2 + \Delta y_{\text{T}K}^2 + \Delta z_{\text{T}K}^2}};$$

$$\tau_{Kz} = \frac{\Delta x_{\text{T}K}}{\sqrt{\Delta x_{\text{T}K}^2 + \Delta y_{\text{T}K}^2 + \Delta z_{\text{T}K}^2}}.$$

Орт нормали к профилю кулачка в системе координат охуд:

$$\mathbf{n} = \begin{vmatrix} \mathbf{i} & \mathbf{j} & \mathbf{k} \\ \tau_{kx} & \tau_{ky} & \tau_{kz} \\ \tau_{\alpha x} & \tau_{\alpha y} & 0 \end{vmatrix} = n_x \mathbf{i} + n_y \mathbf{j} + n_z \mathbf{k} =$$

$$= -\tau_{kz} \tau_{\alpha y} \mathbf{i} + \tau_{kz} \tau_{\alpha x} \mathbf{j} + (\tau_{kx} \tau_{\alpha y} - \tau_{ky} \tau_{\alpha x}) \mathbf{k}.$$

Проекции вектора R в системе координат *охуz*:

$$R_x = Rn_x$$
; $R_v = Rn_v$; $R_z = Rn_z$.

Координаты рабочего профиля: $x = x_T - R_x$;

 $y = y_{\rm T} - R_y; \ z = z_{\rm T} - R_z.$ Проекции вектора ${\it n}$ в неподвижной системе координат *ОХҮХ*:

$$n_X = n_x p_1 + n_y p_2;$$
 $n_Y = n_x m_1 + n_y m_2;$ $n_Z = n_z.$

Проекции орта у перемещения центра ролика в системе координат ОХҮХ (см. рис. 1):

$$v_X = -\sin\gamma; \quad v_Y = \cos\gamma; \quad v_Z = 0.$$

Сила от кулачка на ролик действует по нормали к рабочему профилю, поэтому угол давления є кулачка на ролик есть угол между ортами n и v, косинус которого составляет:

$$\cos \varepsilon = \mathbf{n} \cdot \mathbf{v} = n_X(-\sin \gamma) + n_Y \cos \gamma.$$

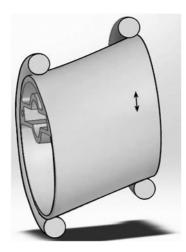


Рис. 7. 3D-модель кулачка

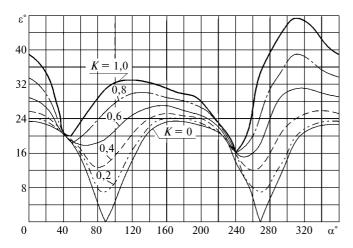


Рис. 8. Графики углов давления

Отсюда

$$\varepsilon^{\circ} = \arccos(|\cos \varepsilon|) \frac{180^{\circ}}{\pi}$$
.

Отметим, что все параметры кулачка, кроме радиуса R ролика, влияют на величину ε °.

Максимальный угол давления должен быть ограничен ($\varepsilon_{\rm max} < 40^{\circ}$), так как он влияет на увеличение контактной силы в паре кулачок—ролик и на силы осевого перемещения кулачка при изменении передаточного отношения.

Ниже дан пример расчета профиля кулачка по MathCAD-программе с параметрами: $\lambda = 50^{\circ}$, S = 150 мм, H = 130 мм, R = 15 мм.

Профиль строился по точкам рабочего профиля $x(\alpha_i, K_i)$ и $y(\alpha_i, K_i)$ при

$$\alpha_i = 10i\pi/180 = \text{var} (i = 0, ..., 36);$$

$$K_i = 0.1 \ j - 0.1 = \text{const} \ (j = 0, ..., 13).$$

приращения параметров теоретического профиля составили:

$$\Delta \alpha = 5^{\circ} \cdot 10^{-4} \frac{\pi}{180^{\circ}}; \quad \Delta K = 5 \cdot 10^{-3} \text{ MM}.$$

Параметры колебательного механизма L=110 мм и $\mu=43^\circ$ выбраны варьированием этих параметров при минимизации максимального значения угла давления $\epsilon_{\rm max}=38^\circ$ для $K_{11}=1$.

На рис. 7 представлен спроектированный с указанными параметрами в системе SolidWorks кулачок с крайними положениями роликов, описывающих торовые поверхности.

Графики углов ϵ давления на ролик колебательного вала KB_a для рассматриваемого кулачка даны на рис. 8. Следует отметить, что при максимальном размахе $\lambda = 50^\circ$ и оптимальных значениях L и μ одновременно $\epsilon_{\max} = 38^\circ$ имеет место при $\alpha = 0$ на рабочем участке профиля ($0 \le \alpha \le 180^\circ$), где кулачок отклоняет рычаг; повышенное значение угла давления на холостом участке ($180^\circ < \alpha < 360^\circ$), где рычаг прижимается к кулачку, не влияет на работоспособность колебательного механизма.

При отклонении значений L и μ от оптимальных значений максимальный угол давления возрастает.

Представленная методика расчета рабочего профиля пространственного кулачка может быть использована для кулачков различных конструкций ВМВ, а также других механизмов, в которых имеется кулачковый привод, и является основой для силового расчета звеньев кулачкового привода.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Пат. 2169870 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/08. Высокомоментный вариатор.
- 2. **Пат. 2242654 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/08. Высокомоментный вариатор.
- 3. **Пат. 2304734 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/08. Нефрикционный высокомоментный вариатор.
- 4. Пат. 2622178 Рос. Федерация: МПК F 16 H 29/02. Высокомоментный вариатор нефрикционного типа.
- 5. **Пат. 2147701 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/08. Зубчато-рычажный вариатор.
- 6. **Пат. 2204749 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/08. Высокомоментный вариатор.
- 7. **Пат. 2263840 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/08. Колебательный механизм высокомоментного вариатора.
- 8. **Пат. 2409779 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/08. Колебательный механизм нефрикционного высокомоментного вариатора.
- 9. **Пат. 2207463 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 23/04. Механизм с качающейся шайбой.
- 10. **Пат. 2250400 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/08. Колебательный механизм нефрикционного вариатора.
- 11. **Пат. 2475663 Рос. Федерация:** МПК F 16 H 29/00. Колебательный механизм высокомоментного вариатора нефрикционного типа.
- 12. **Пылаев Б. В.** Кинематика механизма с качающейся шайбой // Вестник машиностроения. 2017. № 5. С. 12.
- 13. Пылаев Б. В. Разработка нефрикционных высокомоментных вариаторов сельскохозяйственных машин: Дис. ... д-ра. техн. наук. М., 2013. 370 с.
- 14. **Пылаев Б. В.** Методика профилирования плоских кулачков // Вестник ФГБОУ ВПО МГАУ. Агроинженерия. 2010. Вып. 1 (40). С. 78—81.
- 15. **Пылаев Б. В.** Основы динамики высокомоментных вариаторов // Вестник машиностроения. 2004. № 7. С. 16—22.

А. Н. ОПАЦКИХ, С. А. СОЛОП, канд. физ.-мат. наук, С. С. ЧЕРНЯЕВ (Ростовский государственный университет путей сообщения, г. Ростов-на-Дону), e-mail: opatskih@yandex.ru

Гидродинамический расчет упорного подшипника с адаптированным профилем

Рассматривается расчет гидродинамических моделей упорных подшипников с адаптированным профилем, работающих на несжимаемом электропроводящем смазочном материале. На основании уравнений движения материала в рабочем зазоре, неразрывности, Дарси и Ламэ для "тонкого слоя" получены основные рабочие характеристики подшипника, учитывающие деформацию опорной поверхности пары трения.

Ключевые слова: гидродинамика, несжимаемый жидкий электропроводящий смазочный материал, подшипник, адаптированный профиль, упругогидродинамический параметр.

The calculation of hydrodynamic models of thrust bearings with an adapted profile, operating on an incompressible electrically conductive lubricant, is considered. Based on the Darcy and Lame equations of motion of the material in the working gap, continuity, for the "thin layer", the main bearing operating characteristics are obtained, taking into account the deformation of the bearing surface of the friction pair.

Keywords: hydrodynamics, incompressible liquid electrically conductive lubricant, bearing, adapted profile, elastic hydrodynamic parameter.

В последнее время практический интерес вызывают исследования механических устройств, в которых в качестве смазочных материалов используются магнитные жидкости не только в уплотнителях, но и в подшипниковых узлах. Большинство исследований касаются подшипников скольжения, работающих с использованием электропроводящих смазочных материалов, обладающих демпфирующими свойствами [1—10]. Однако анализ этих работ показал, что в них не учитываются адаптация профиля и деформация опорной поверхности подшипниковой втулки при трении.

Решить проблему можно повышением несущей способности подшипников путем уточнения их расчетных моделей. Это основано на формировании расчетных гидродинамических моделей упорных подшипников при линейной постановке задачи. Решение реализуется для "тонкого слоя" с учетом деформации опорной поверхности подшипника с адаптированным к условиям трения профилем.

Схематично ламинарное течение электропроводящего жидкого смазочного материала в рабочем зазоре упорного подшипника скольжения с вкладышем, работающего в режиме гидродинамического смазывания в паре с пористым покрытием на поверхности направляющей в условиях действия электромагнитного поля, показано на рис. 1. Вкладыш неподвижен, а направляющая движется в сторону сужения зазора с постоянной скоростью u^* .

Ползун и направляющая с пористым покрытием имеют адаптированный, деформируемый и недеформируемый контуры (C_1-C_5), которые в декартовой системе координат описываются следующими уравнениями:

недеформируемый адаптированный контур C_1 :

$$y' = h_0 + x' \operatorname{tg}\alpha - a' \operatorname{sin}\omega' x' = H'(x');$$

деформируемый адаптированный контур C_2 :

$$y' = h_0 + x' \operatorname{tg}\alpha - a' \sin \omega' x' + a \varphi(x'/L) = H'(x');$$

недеформируемый контур C_3 , прилегающий к жесткой опорной поверхности ползуна:

$$y' = h_1 + x' t g \alpha;$$

контур C_4 направляющей:

$$y' = 0;$$

контур C_5 направляющей с пористым покрытием:

$$y' = -\tilde{H}$$
.

Здесь \tilde{H} — толщина пористого слоя; α — угол наклона вкладыша к оси Ox'; L — длина подшипника скольжения; h_0 — толщина смазочной пленки в

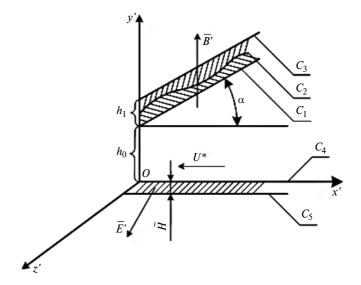


Рис. 1. Рабочая схема с опорным профилем адаптированного к условиям трения упорного подшипника скольжения при деформации рабочей поверхности

начальном сечении; $h_1 - h_0$ — толщина упругого слоя; $a \varphi(x'/L)$ — параметр, характеризующий деформацию рабочей поверхности подшипниковой втулки; $t g \alpha'$ — угловой коэффициент линейного контура; ω' и a' — соответственно частота и амплитуда контурных возмущений, описывающих степень отклонения ползуна от прямолинейного контура.

Предполагается, что толщина h_0 значительно меньше длины ползуна.

Движение электропроводящего жидкого смазочного материала в рабочем зазоре между наклонным к оси Ox' ползуном и направляющей описывается уравнением:

$$\frac{\partial^2 v_{x'}}{\partial v'^2} = \frac{1}{\mu'} \frac{\mathrm{d} p'}{\mathrm{d} x'} - \frac{1}{\mu'} \sigma' B(E_z - Bv_x), \tag{1}$$

где μ' — динамический коэффициент вязкости; σ' — электропроводность смазочного материала; p' — давление в смазочном слое; $\overline{B}'=\{0,\,B_y,\,0\}$ — вектор магнитной индукции; $\overline{E}'=\{0,\,0,\,E_z\}$ — вектор напряженности электрического поля; B_y и E_z — составляющие векторов соответственно магнитной индукции и напряженности электрического поля.

При анализе рассматриваемой задачи в качестве исходных выбрали уравнение (1), уравнения неразрывности, Дарси и Ламэ для "тонкого слоя":

$$\frac{\partial^2 v_{x'}}{\partial y'^2} = \frac{1}{\mu'} \frac{\mathrm{d} p'}{\mathrm{d} x'} - \frac{1}{\mu'} \sigma' B(E_z - B v_x);$$

$$\frac{\partial v_{x'}}{\partial x'} + \frac{\partial v_{y'}}{\partial y'} = 0; \quad \frac{\partial^2 P'}{\partial x'^2} + \frac{\partial^2 P'}{\partial y'^2} = 0;$$

$$(\lambda + G)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x'} + G\Delta u'_{x'} = 0; \quad (\lambda + G)\frac{\partial \varepsilon}{\partial y'} + G\Delta u'_{y'} = 0,$$

где $v_{x'}, v_{y'}$ — составляющие вектора скорости; P'— давление в пористом слое; $\varepsilon = \frac{\partial u'_{x'}}{\partial x'} + \frac{\partial u'_{y'}}{\partial y'}$ — относительное изменение объема; Δ — оператор Лапласа; $u'_{x'}, u'_{y'}$ — составляющие вектора перемещения; λ — постоянная Ламэ; G— модуль сдвига.

При этом значения B'(0, B, 0) и E'(0, 0, E) считаются заданными и удовлетворяющими уравнениям Максвелла:

$$\operatorname{div} \overline{B}' = 0$$
:

$$rot \overline{E}' = 0$$
,

где $B'_{v'} = B = \text{const}; E'_{z'} = E = \text{const}.$

Размерные величины пористого и упругого слоев связаны соответственно с безразмерными величинами k' = k, $\mu' = \mu$, $\omega' = \omega L$:

в смазочном слое: $v_{y'} = \varepsilon u^* u', v_{x'} = u^* v, \varepsilon = h_0/L,$

$$y = h_0 y', x' = Lx, p = p^* p', \sigma' = \sigma, p^* = \mu u^* L / h_0^2;$$

в пористом слое: $x = Lx^*$, $y = Ly^*$, $P = p^*P'$;

в упругом слое: $y' = (h_1 - h_0)y$, x' = Lx, $u'_{y'} = \tilde{u} u_y$,

 $u_{x'}' = \tilde{\tilde{u}} u_{x},$

где $\tilde{\tilde{u}}$ — характерная величина вектора перемещений.

С учетом перехода к безразмерным переменным получим:

для пористого, смазочного и упругого слоев систему уравнений:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} = \frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x} + Nv - A; \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = 0; \\ \frac{\partial^2 P}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 P}{\partial y^{*2}} = 0; \\ \frac{\partial^2 u_y}{\partial y^2} = 0; \\ \frac{\partial^2 u_x}{\partial y^2} = 0, \end{cases}$$

$$(2)$$

где $N = \sigma'Bh_0^2/(\mu'u^*)$ — число Гартмана; $A = \sigma'BEh_0^2/(\mu'u^*)$ — величина, обусловленная наличием электрического поля;

для контуров $C_1 - C_3$ систему уравнений:

$$\begin{cases} 1 + \eta x = H_1(x); \\ 1 + \eta x + \eta_1 \varphi(x) - \eta_3 \sin \omega x = H_2(x); \\ \frac{h_1}{\delta_1} + \eta_2 x = H_3(x), \end{cases}$$
(3)

где $\eta = L \operatorname{tg}\alpha/h_0$; $\eta_1 = a/h_0$; $\eta_2 = L \operatorname{tg}\alpha/\delta_1$; $\eta_3 = a'/h_0$; $\delta_1 = h_1 - h_0$.

Система (2) решается с учетом следующих граничных условий для слоев:

смазочного

$$\begin{cases} v = 0, u = 0 \\ \text{при } y = 1 + \eta x + \eta_1 \varphi(x) - \eta_3 \sin \omega x = H_2(x); \\ v = -1, u = 0 \text{ при } y = 0, p(0) = p(1) = p_a/p^* \end{cases}$$
(4)

(равенство давлений в начальном и конечном сечениях);

пористого

$$\begin{cases} p = P|_{y^* = 0}; \\ u|_{y = 0} = \tilde{M} \frac{\partial P}{\partial y^*}|_{y^* = 0}; \\ \frac{\partial P}{\partial y^*}|_{y^* = -\frac{\tilde{H}}{L}} = 0, \end{cases}$$

$$(5)$$

где $\tilde{M}=-rac{Lk'}{h_0^3};\ P$ — значение определено в ра-

боте [11]; упругого

$$\begin{cases}
M \frac{\partial u_{y'}}{\partial y} \Big|_{y = H_2(x)} = -\tilde{p}; \\
u_{y} \Big|_{y = H_2(x)} = 0; \\
u_{x} \Big|_{y = H_2(x)} = 0,
\end{cases} (6)$$

где $\mathit{M} = \frac{\mathit{G}(1+\alpha^*)\tilde{\tilde{u}}}{(1-\alpha^*)\mathit{p}_a\delta_1}\,;\,\alpha^*$ — постоянная Мусхелиш-

вили;
$$\tilde{p} = \max_{x \in [0, 1]} p$$

Точное автомодельное решение задачи, связанной с определением полей скоростей и давлений в смазочном слое, имеет вид:

$$\begin{cases} v = \frac{\partial \Psi}{\partial y} + V(x, y); \\ u = -\frac{\partial \Psi}{\partial x} + U(x, y), \end{cases}$$
 (7)

где
$$V(x, y) = \tilde{v}(\xi); \ U(x, y) = -\tilde{u}(\xi)h'(x); \ \psi = \tilde{\psi}(\xi);$$

$$\xi = \frac{y}{H_2(x)}.$$

Подставим уравнения (7) в уравнения (3) и с учетом граничных условий (4) и (5) получим дифференциальные уравнения:

$$\begin{cases} \psi''' = \tilde{C}_2; \\ \tilde{v}'' = \tilde{C}_1; \\ \tilde{u}' + \varepsilon \tilde{v}' = 0; \\ \frac{\mathrm{d}P}{\mathrm{d}x} - N - A = \frac{\tilde{C}_1}{H_2^2(x)} + \frac{\tilde{C}_2}{H_2^3(x)} \end{cases}$$
(8)

с граничными условиями

$$\tilde{v}(1) = \tilde{u}(1) = 0, \quad \tilde{u} = 0;$$

 $\psi'(0) = \tilde{\psi}'(1) = 0, \quad \tilde{v}(0) = 1.$ (9)

Решив уравнения системы (8) с учетом условий (9), получим:

$$\begin{cases} \tilde{v} = \frac{\tilde{C}_1 \xi^2}{2} - \left(\frac{\tilde{C}_1}{2} + 1\right) \xi + 1; \\ \tilde{\psi} = \frac{\tilde{C}_2}{2} (\xi^2 - \xi). \end{cases}$$
 (10)

Безразмерное гидродинамическое давление в упругодеформированном слое определим из уравнения

$$\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x} = \frac{\tilde{C}_1}{H_2^2(x)} + \frac{\tilde{C}_2}{H_2^3(x)} + A + N. \tag{11}$$

Проинтегрируем уравнение (11) и получим:

$$p = \tilde{C}_1 J_2(x) + \tilde{C}_2 J_3(x) + (A + N)x + \frac{p_a}{p^*}, \qquad (12)$$

где
$$J_k(x) = \int\limits_0^x \frac{\mathrm{d}x}{H_2^k(x)}$$
.

Решив уравнения (8) с учетом условий (6), получим:

$$U_{y} = -\frac{\tilde{p}}{M}y + \frac{\tilde{p}}{M} \left(\frac{h_{1}}{\delta_{1}} + \eta_{2}x\right).$$

Для определения деформируемого адаптированного контура воспользуемся приближенной формулой $|H_2(x)-H_1(x)| \approx \left.U_{y'}\right|_{v=H_2(x)}.$

С учетом формул (3) окончательно определим:

$$\eta_1 \varphi(x) \approx \tilde{p} / M.$$
 (13)

Тогда деформированный адаптированный контур можно описать уравнением

$$H_2(x) = \left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)(1 + \eta_4 x - \eta_5 \sin\omega x), \tag{14}$$

где
$$\eta_4 = \frac{\eta}{\left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)}; \, \eta_5 = \frac{\eta_3}{\left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)}.$$

С учетом равенства (14) уравнение (12) примет вид:

$$p = \left(\frac{\eta_4}{2}(x^2 - x) + \frac{h_5}{\omega}(\cos x - 1 - (\cos x - 1)x)\right) \times \left(\frac{\tilde{C}_1}{\left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3(A + N)\right) + \frac{p_a}{p^*}.$$
 (15)

Давление фильтрующегося смазочного материала в пористом слое определим с учетом равенства (15) по формуле

$$P(x, y^*) = R(y^*) + \left[\frac{1}{2} \eta_4(x^2 - x) + \frac{\eta_5}{\omega} (\cos x - 1 - x(\cos \omega - 1)) \right] \times \left(\frac{\tilde{C}_1}{\left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3(A + N) \right) + \frac{p_a}{p^*}.$$
 (16)

Подставив равенство (16) в уравнение Дарси, для функции $R(y^*)$ получим дифференциальное уравнение

$$R''(y^*) + (\eta_4 - \eta_5\omega\cos x) \times \left(\frac{\tilde{C}_1}{\left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3(A + N)\right) = 0$$
 (17)

при граничных условиях:

$$\begin{cases} R(0) = p_a/p^*, \\ \frac{\partial R}{\partial y^*} \bigg|_{y^* = -\frac{\tilde{H}}{L}} = 0. \end{cases}$$
 (18)

Проинтегрировав уравнение (17) с учетом условий (18), получим:

$$R(y^*) = -(\eta_4 - \eta_5 \omega \cos x) \left(\frac{\tilde{C}_1}{\left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3(A + N) \right) \times \left(\frac{y^{*2}}{2} + \frac{H}{L} y^* \right) + \frac{p_a}{p^*}.$$
 (19)

Таким образом, решение задачи найдем после определения константы \tilde{C}_1 .

Интегрируя $\tilde{v}=\frac{\tilde{C}_1\xi^2}{2}-\left(\frac{\tilde{C}_1}{2}+1\right)\xi+1$ по ξ от 0 до 1, приходим к уравнению

$$-\tilde{M}\left(\frac{\tilde{C}_{1}}{\left(1+\frac{\tilde{p}}{M}\right)^{2}}+3(A+N)\right)\frac{\tilde{H}}{L}=-\frac{\tilde{C}_{1}}{12}+\frac{1}{2}.$$
 (20)

Решим уравнение (20) относительно \tilde{C}_1 :

$$\tilde{C}_{1} = \frac{6\left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^{2} \left(3\tilde{M}\frac{\tilde{H}}{L}(A+N) + 1\right)}{-12\tilde{M}\frac{\tilde{H}}{L} + \left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^{2}}.$$
(21)

Далее представим равенство (15) с учетом уравнения (21) в виде:

$$p = \left[\frac{\eta_4}{2} (x^2 - x) + \frac{\eta_5}{\omega} (\cos \omega x - 1 - x(\cos \omega - 1)) \right] \times \left(\frac{6}{-12 \frac{H}{L} \tilde{M} - \left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3(A + N) \right) + \frac{p_a}{p^*}.$$
 (22)

Затем с учетом уравнений (10) и (22) определим основные рабочие характеристики подшипника: несущую способность

$$W = p*L \int_{0}^{1} \left(P - \frac{p_a}{p^*} \right) dx =$$

$$= \frac{\mu u*L^2}{h_0^2} \left(\frac{6}{-12\frac{H}{L}\tilde{M} - \left(1 + \frac{\tilde{p}}{M} \right)^2} + 3(A+N) \right) \times \left[-\frac{\eta_4}{12} + \frac{\eta_5}{\omega} \left(\frac{\sin\omega}{\omega} - 1 - \frac{1}{2}(\cos\omega - 1) \right) \right];$$

силу трения

$$\begin{split} F_{\rm Tp} &= \mu \int_0^1 \left(\frac{\psi''(0)}{h_3^2(x)} + \frac{\tilde{v}'(0)}{h_3(x)} \right) \mathrm{d}x = \\ &= \mu \left[\frac{-1 + \frac{\eta_4}{2} + \frac{\eta_5}{\omega} (\cos \omega - 1)}{1 + \frac{\tilde{p}}{M}} \right. \\ &+ \left. \frac{1}{2} \left(1 + \frac{\tilde{p}}{M} \right) (N + A) \left(1 + \frac{\eta_4}{2} + \frac{\eta_5}{\omega} (\cos \omega - 1) \right) \right]; \end{split}$$

расход жидкости

$$Q = \frac{2h_0^2 p_a}{\lambda L u^*} \int_0^1 \psi'(\xi) d\xi = \frac{h_0^2 p_a}{6\lambda L u^*} \times \left[\frac{6\left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^3 \left(3\tilde{M}\frac{H}{L}(A+N) + 1 + \frac{\eta_4}{2} + \frac{\eta_5}{\omega}(\cos\omega - 1)\right)}{12\tilde{M}\tilde{\eta}\frac{H}{L} + \left(1 + \frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + (N+A)\left(1 - \frac{3}{2}\eta_4 + \frac{3\eta_5}{\omega}\right)(\cos\omega - 1) \right].$$

Для проверочных расчетов использовали следующие значения параметров: $p_a=0.08\div0.101325\,$ МПа; $h_0=10^{-7}\div20\cdot10^{-7}\,$ м; $L=0.1256\div0.1884\,$ м; $\mu=0.0608\,$ МПа; $u^*=1\div3\,$ м/с; $\left(1+\frac{\tilde{p}}{M}\right)=1.001\div1.56;$ $\tilde{M}=0.1\div3;$ $\eta_4=\eta_5=0.2\div0.5;$ $M=0\div2;$ $H=0.0055\,$ м; $\omega=0\div2\pi;$ $A=0.1\div2\,$ размерность $H\cdot \text{м}^2/(\text{Кл}\cdot\text{B});$ $N=0.1\div0.9.$

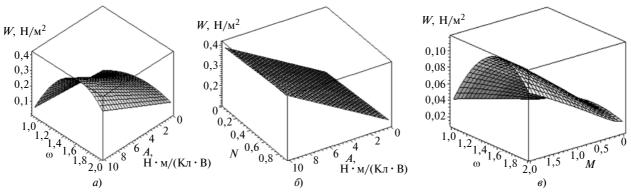


Рис. 2. Зависимости несущей способности W от параметров A и ω (a), A и N (δ), M и ω (a)

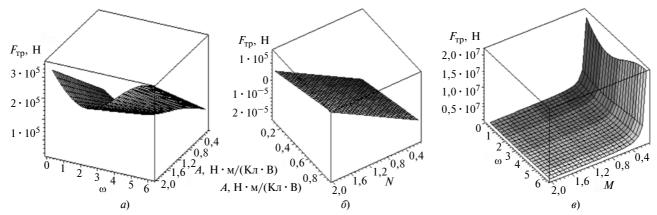


Рис. 3. Зависимости силы трения F_{TD} от параметров A и ω (a), A и N (б), M и ω (в)

Результаты численных расчетов приведены на рис. 2 и 3.

Выводы

На основании теоретических исследований работы подшипников скольжения установлены основные закономерности влияния упругогидродинамического параметра (M), адаптированного профиля опорной поверхности подшипниковой втулки (ω) , параметра (A), обусловленного наличием электрического поля, и числа (N) Гартмана на несущую способность (W) и силу (F_{TD}) трения.

Несущая способность и сила трения увеличиваются с увеличением параметра M, которые при $M \to \infty$ стремятся к соответствующим значениям для подшипника с жесткой опорной поверхностью.

Полученные модели упорных подшипников скольжения с опорным профилем, адаптированным к условиям трения, позволили установить численным анализом, что при значении $\omega = 3/2$ имеет место максимум несущей способности и минимум силы трения.

При увеличении параметров A и N несущая способность увеличивается, а сила трения незначительно снижается.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гармонина А. Н.** Расчетная модель электропроводящей смазки радиального подшипника с демпфирующими свойствами при наличии электромагнитных полей // Вестник РГУПС. 2015. № 3. С. 121—127.

- 2. **Akhverdiev K. S., Mukutadze M. A., Mukutadze A. M.** Radial bearing with porous barrel // Proceedings of Academic World: International Conference, 28th of March, 2016. San Francisco. USA. IRAG Research Forum: Institute of Research and Journals. 2016. P. 28—31.
- 3. **Разработка** расчетной модели радиального подшипника с учетом зависимости проницаемости, электропроводности и вязкости жидкого смазочного материала от давления / К. С. Ахвердиев, М. А. Мукутадзе, И. А. Колобов, А. Н. Гармонина // Науковедение. 2016. Т. 8. № 6. С. 1—18.
- 4. **Гидродинамический** расчет упорного подшипника с нежесткой опорной поверхностью / М. А. Мукутадзе, Е. О. Лагунова, А. Н. Гармонина и др. // Вестник РГУПС. 2017. № 1. С. 128—136.
- 5. **Mukutadze A. M.** Coefficient of a rolling motion bearing drive // Procedia Engineering. 2016. N. 150. P. 547—558.
- 6. **Akhverdiev K. S., Mukutadze M. A.** Damper with porous anisotropic ring // Mechanical Engineering Research. 2016. V. 6. N. 2. P. 1–10.
- 7. **Akhverdiev K. S., Mukutadze A. M.** Research of Drive Factor of Damper with Doble-Layer Porous Ringwith Compound Feed of Lubricant Material // International Journal of Engineering Research. 2017. N. 1. P. 76—85.
- 8. **Mukutadze M. A.** Radial bearings with Porous Elements // Procedia Engineering. 2016. N. 150. P. 559—570.
- 9. **Гармонина А. Н.** Расчетная модель электропроводящей смазки упорного подшипника с демпфирующими свойствами при наличии электромагнитных полей // Вестник РГУПС. 2015. № 2. С. 146—153.
- 10. **Гидродинамический** расчет упорного подшипника с нежесткой опорной поверхностью / М. А. Мукутадзе, Е. О. Лагунова, А. Н. Гармонина, В. В. Василенко // Вестник машиностроения. 2017. № 12. С. 33—38.

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.77.014; 621.777.4

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: mtl3@bmstu.ru

Получение пластической деформацией крупных дисков из цилиндрических заготовок. Часть 3. Исследование окончательного этапа внедрения центрального пуансона

Получено математическое описание окончательного этапа внедрения центрального пуансона в ходе пластической деформации при изготовлении крупных дисков или дисков из труднодеформируемых материалов. Определена максимальная сила внедрения центрального пуансона в момент завершения деформации.

Ключевые слова: пластическая деформация, диск, секционная штамповка, скорость деформации, напряжение, сила деформации.

A mathematical description of the final stage of the indentation of the central punch during plastic deformation at the manufacture of large disks or disks from hard-to-deform materials is obtained. The maximum penetration force of the central punch at the time of completion of the deformation is determined.

Keywords: plastic deformation, disk, sectional stamping, strain rate, stress, strain force.

В данной статье продолжается решение задачи, поставленной в работе [1] и частично рассмотренной в работе [2].

Исследование проводим, используя общие методы, разработанные и обоснованные в работах [3—6], с помощью которых на основании расчётной схемы (рис. 9) определим силу, необходимую для окончательного внедрения центрального пуансона.

Напомним, что во всём исследовании, кроме специально оговоренных случаев, используем относительные величины геометрических параметров, отнесённые к радиусу r центрального пуансона, и продолжаем сквозную нумерацию рисунков и формул.

С учётом малой толщины h получаемого диска будем считать, что в завершающий момент очаг пластической деформации распространяется по

всей высоте от центрального пуансона до опорной поверхности штампа. Очаг пластической деформации представим в виде зон 1 и 2, выше которых расположена жёсткая область, в которой пластические деформации отсутствуют. В исследовании используем цилиндрическую систему координат (ρ, θ, z) .

В зоне **2** считаем справедливыми все полученные в работе [2] выражения с заменой в них высоты h_1 на h.

В зоне 1 принимаем, что кинематически возможная осевая скорость $v_{z1} = 0$, тогда из уравнения (3) радиальную скорость определим как

$$v_{\rho 1} = \frac{C}{\rho}.\tag{39}$$

Произвольную постоянную C находим из граничного условия $v_{\rho 1} = v_{\rho 2}$ при $\rho = 1$, в результате чего с учётом формулы (8) получим:

$$v_{\rho 1} = \frac{v_0}{2h\rho}.\tag{40}$$

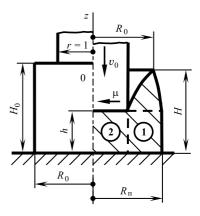


Рис. 9. Расчётная схема окончательного этапа внедрения центрального пуансона

С учётом данных скоростей течения материала из формул (9) находим:

$$\xi_{\theta 1} = -\xi_{\rho 1} = \frac{v_0}{2ho^2},\tag{41}$$

а также скорости деформаций: $\xi_{z1} = 0$ и $\eta_{oz1} = 0$.

По формуле (11) находим интенсивность скоростей деформаций:

$$\xi_{i1} = \frac{1,155v_0}{2h_0^2}. (42)$$

При рассмотрении осесимметричной задачи система уравнений теории пластичности включает в себя [7, 8] уравнения равновесия:

$$\left[\frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} + \frac{\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta}}{\rho} = 0;\right] \tag{43}$$

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} + \frac{\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta}}{\rho} = 0; \\ \frac{\partial \sigma_{z}}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{z\rho}}{\partial \rho} + \frac{\tau_{z\rho}}{\rho} = 0 \end{cases}$$
(43)

и систему уравнений Леви-Мизеса, связывающих напряжения и скорости деформаций, которая в относительных величинах напряжений имеет вид:

$$\sigma_{\rho} = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\xi_{\rho}}{\xi_{i}}; \tag{45}$$

$$\begin{cases}
\sigma_{\rho} = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\xi_{\rho}}{\xi_{i}}; \\
\sigma_{\theta} = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\xi_{\theta}}{\xi_{i}}; \\
\sigma_{z} = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\xi_{z}}{\xi_{i}};
\end{cases} (45)$$

$$\sigma_z = \sigma + \frac{2\xi_z}{3\xi_i};\tag{47}$$

$$\tau_{\rho z} = \frac{1}{3} \frac{\eta_{\rho z}}{\xi_i},\tag{48}$$

где σ — среднее нормальное напряжение (гидростатическое давление).

Поскольку $\eta_{\rho \chi} = 0$, то в соответствии с формулой (48) получим $\tau_{\rho \chi} = 0$. Тогда из уравнения системы (47) и уравнения равновесия (44) следует:

$$\sigma_z = \sigma = f(\rho), \tag{49}$$

где $f(\rho)$ — произвольная функция интегрирования. С учётом выражений (41) и (42) из уравнения (45) получим:

$$\sigma_0 = \sigma - 0.577 = f_1(\rho),$$
 (50)

где $f_1(\rho)$ — неизвестная пока функция, включающая в себя функцию $f(\rho)$.

Решая уравнение равновесия (43) совместно с условием пластичности [4]

$$\sigma_{\theta} - \sigma_{0} = \beta, \tag{51}$$

получим:

$$\sigma_{\rho} = \beta \ln \rho + C_1. \tag{52}$$

Произвольную постоянную C_1 находим из граничного условия $\sigma_{\rho}=0$ при $\rho=R_{\Pi}$, где R_{Π} — промежуточный наружный радиус заготовки в момент окончательного внедрения центрального пуансона (в результате последующей деформации периферийным кольцевым пуансоном этот радиус изменится до окончательного радиуса R диска).

Тогла

$$\sigma_{\rho} = -\beta \ln \frac{R_{\Pi}}{\rho} \,. \tag{53}$$

Теперь рассмотрим детально зону 2, проанализировав ее напряжённое состояние, что в работе [2] не делалось. Подставив скорости (1) и (6) в систему уравнений (9), находим скорости деформаций:

$$\begin{cases} \xi_{z} = -\frac{\partial f(z)}{\partial z}; \\ \xi_{\rho} = \xi_{\theta} = 0, 5\frac{\partial f(z)}{\partial z}; \\ \eta_{\rho z} = \frac{\partial^{2} f(z)}{\partial z^{2}} \frac{\rho}{2}. \end{cases}$$
(54)

В соответствии с выражением из работы [5] и обоснованиями из работ [7, 8] максимальные интенсивности скоростей деформации можно определить по формуле

$$\xi_i = \beta |\xi|_{\text{max}} = \beta \frac{\partial f(z)}{\partial z}.$$
 (55)

Из формулы (48) с учётом третьего выражения системы уравнений (54) и равенства (55) следует, что формула, определяющая касательное напряжение, имеет структуру

$$\tau_{\rho z} = \frac{1}{6} \frac{\frac{\partial^2 f(z)}{\partial z^2}}{\beta \frac{\partial f(z)}{\partial z}} \rho = f_1(z) \rho.$$
 (56)

Следовательно, выражение $\frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial \rho} + \frac{\tau_{\rho z}}{\rho} = 2f_1(z)$

зависит только от координаты z. Поэтому из уравнения (44) равновесия находим структуру формулы нормального напряжения:

$$\sigma_z = -2 \int f_1(z) \partial z + f_2(\rho), \tag{57}$$

где $f_2(\rho)$ — произвольная функция интегрирования.

Из приближённого условия пластичности [5, 7, 8]

$$\sigma_0 - \sigma_z = \beta \tag{58}$$

следует:

$$\sigma_{\rho} = \beta + \sigma_{z} = \beta - 2 \int f_{1}(z) \partial z + f_{2}(\rho). \tag{59}$$

Так как в соответствии со вторым выражением системы уравнений (54) $\xi_{\rho} = \xi_{\theta}$, то из равенств (45) и (46) получим $\sigma_{\rho} = \sigma_{\theta}$. Используя это совместно с выражением (59), из уравнения равновесия (43) получим:

$$\frac{\partial f_2(\rho)}{\partial \rho} = -\frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z}.$$
 (60)

Так как в соответствии с выражением (56) $\tau_{\rho z}$ зависит от ρ линейно, то, разделив обе части уравнения (60) на ρ , получим, что правая часть зависит только от z, а левая — только от ρ , следовательно, обе эти части уравнения равны постоянной величине C_2 :

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial f_2(\rho)}{\partial \rho} = C_2; \tag{61}$$

$$-\frac{1}{\rho}\frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} = C_2. \tag{62}$$

Из уравнения (62) находим:

$$\tau_{\rho z} = (-C_2 z + C_3)\rho. \tag{63}$$

Произвольные постоянные C_2 и C_3 находим из граничных условий: $\tau_{\rho z} = -\mu \beta$ при z=0 и $\rho=1$; $\tau_{\rho z}=0.5\beta$ при z=-h и $\rho=1$. Тогда

$$\begin{cases} C_2 = \beta \frac{0.5 + \mu}{h}, \\ C_3 = -\mu \beta. \end{cases}$$

$$(64)$$

Сравнение выражений (56) и (63) показало:

$$f_1(z) = (-C_2 z + C_3). (65)$$

Из уравнения (61) находим:

$$f_2(\rho) = 0.5 C_2 \rho^2 + \tilde{N}_4. \tag{66}$$

Подставив выражения (65) и (66) в равенство (57), получим:

$$\sigma_z = (C_2 z - 2C_3)z + 0.5C_2 \rho^2 + C_4. \tag{67}$$

Тогда из равенства (59) имеем:

$$\sigma_0 = \beta + (C_2 z - 2C_3)z + 0.5C_2 \rho^2 + C_4. \tag{68}$$

Для определения произвольной постоянной C_4 используем граничное условие $\sigma_{\rho 2} = \sigma_{\rho 1}$ при $\rho = 1$ и z = 0.

В результате с учётом формулы (53) получим:

$$C_4 = -\beta - 0.5C_2 - \beta \ln R_{\text{TI}}.$$
 (69)

С учётом равенств (64) и (69) по выражению (67) при z = 0 находим:

$$\sigma_{z|z=0} = -\beta \left[1 + \ln R_{\Pi} + \frac{0.5 + \mu}{2h} (1 - \rho^2) \right].$$
 (70)

Сила окончательного внедрения центрального пуансона складывается из силы, необходимой для пластической деформации заготовки и определяемой напряжением (70), и силы, необходимой для преодоления трения на поверхности разрыва между зонами 1 и 2.

В работе [6, с. 235] сделан важный обоснованный вывод: если на поверхности действия постоянных касательных напряжений разрыв касательных составляющих скоростей линейно изменяется от нуля до некоторого конечного значения, то для вычисления обусловленной этим разрывом составляющей удельной силы через напряжения следует принимать половину значения касательного напряжения.

Следовательно, для вычисления силы на поверхности разрыва между зонами 1 и 2 принимаем касательное напряжение $0,25\beta$, а не $0,5\beta$. Тогда силу, необходимую для преодоления трения на поверхности разрыва между зонами 1 и 2, рассчитываем по формуле

$$P_{12} = 2\pi h 0,25\beta = 0,5\pi\beta h. \tag{71}$$

С учётом выражений (70) и (71) относительная удельная сила окончательного внедрения центрального пуансона составит:

$$q_{II} = \frac{1}{\pi} \left(2\pi \int_{0}^{1} |\sigma_{z}| \rho d\rho + 0.5\pi \beta h \right) =$$

$$= \beta \left[1 + \ln R_{II} + \frac{0.5 + \mu}{4h} + \frac{h}{2} \right]. \tag{72}$$

Так как в зоне **1** вследствие плоского деформированного состояния коэффициент Лоде составляет $\beta=1,155$, а в зоне **2** с учётом равенства $\sigma_{\rho}=\sigma_{\theta}$ данный коэффициент $\beta=1$, то принимаем среднее значение: $\beta=1,1$. Тогда из формулы (72) окончательно получим:

$$q_{\rm II} = 1.1 \left(1 + \ln R_{\rm II} + \frac{0.5 + \mu}{4h} + \frac{h}{2} \right). \tag{73}$$

Соответственно, сила, приходящаяся на относительную площадь центрального пуансона, определяется выражением

$$P_{II} = \pi 1.1 \left(1 + \ln R_{II} + \frac{0.5 + \mu}{4h} + \frac{h}{2} \right). \tag{74}$$

А. М. ГАФАРОВ, д-р техн. наук, З. З. ШАРИФОВ, д-р техн. наук (Азербайджанская Государственная Морская Академия, г. Баку), В. А. ГАФАРОВ, д-р философии по технике (Азербайджанская Государственная Нефтяная Компания, г. Баку), e-mail: Aydin.qafarov@hotmail.com

Исследование остаточных напряжений в поверхностных слоях деталей, обработанных асимметрично-безотрывочной притиркой

Исследовано влияние технологических параметров обработки асимметрично-безотрывочной притиркой на остаточные напряжения в поверхностном слое деталей с целью повышения их прочности.

Ключевые слова: асимметрично-безотрывочная притирка, остаточные напряжения, поверхностный слой, усталостная прочность, деталь, качество.

The influence of technological parameters of processing by asymmetrically-non-splinter lapping on the residual stresses in the surface layer of parts with the purpose of increasing their strength is studied.

Keywords: asymmetrically-non-splinter lapping, residual stresses, surface layer, fatigue strength, part, quality.

Причинами снижения надежности и долговечности судовых машин и механизмов являются разрушения поверхностных слоев ответственных деталей в результате трения, усталостного разрушения, коррозии, механических, физических и химических процессов. Вышеуказанные факторы приводят к изменению геометрических параметров и формы, снижают качество поверхностных слоев деталей.

Деформации и разрушения поверхностных слоев деталей зависят от их структуры, физических

свойств и остаточных напряжений, которые обусловливают возникновение и развитие трещин в поверхностных слоях.

Разрушения, как правило, происходят в зонах, где есть дефекты и значительные растягивающие напряжения.

Усталостное разрушение является результатом циклического нагружения, вызывающего пластические деформации, обусловленные наличием дислокаций и микротрещин.

Разрушение детали, как правило, начинается с разрушения поверхностного слоя. Для повышения сопротивления усталостному разрушению используют различные виды обработки [1—15]. Определение оптимального метода обработки детали является важным условием при изготовлении деталей высокого качества. Одними из основных показателей качества поверхностного слоя детали являются остаточные напряжения.

В настоящей работе рассматриваются технологические возможности асимметрично-безотрывочной притирки (АБП) для формирования остаточных напряжений в поверхностных слоях деталей.

Обработка детали АБП отличается от притирки тем, что при обработке рабочая часть притирочной

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 49)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Воронцов А. Л.** Получение пластической деформацией крупных дисков из цилиндрических заготовок. Ч. 1. Постановка задачи // Вестник машиностроения. 2018. № 3. С. 61—63.
- 2. **Воронцов А. Л.** Получение пластической деформацией крупных дисков из цилиндрических заготовок. Ч. 2. Исследование внедрения центрального пуансона на стадии образования вогнутости // Вестник машиностроения. 2018. № 4. С. 54—57.
- 3. **Воронцов А. Л.** Анализ кинематического, напряженного и деформированного состояний заготовки при вдавливании цилиндрического пуансона в полупространство // Вестник машиностроения. 1998. № 7. С. 44—47.
- 4. **Воронцов А. Л.** Новый метод решения сложных вариационных задач на примере описания формоизменения заготовки при прошивке // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2009. № 10. С. 3—8.

- 5. **Воронцов А. Л.** Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением. Учебное пособие для вузов. Т. 1. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. 396 с.
- 6. **Воронцов А. Л.** Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением. Учебное пособие для вузов. Т. 2. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. 441 с.
- 7. **Воронцов А. Л.** Некоторые проблемы механики деформируемого твёрдого тела и её технологических приложений. 7. Осесимметричная задача теории пластичности. Напряжённое и кинематическое состояния при осадке цилиндрической заготовки с трением на торцах. Метод баланса работ. Ч. 1 // Производство проката. 2010. № 9. С. 2—13.
- 8. **Воронцов А. Л.** Некоторые проблемы механики деформируемого твёрдого тела и её технологических приложений. 7. Осесимметричная задача теории пластичности. Напряжённое и кинематическое состояния при осадке цилиндрической заготовки с трением на торцах. Метод баланса работ. Ч. 2 // Производство проката. 2010. № 10. С. 2—14.

пасты постоянно обновляется и входит в зону обработки охлажденной, что создает условия для образования в поверхностных слоях только сжимающих остаточных напряжений.

Глубина распределения остаточных напряжений и их величина зависят от свойств обрабатываемого материала, параметров обработки, обрабатывающего инструмента, свойств и зернистости применяемых притирочных паст.

Величины и знаки остаточных напряжений, а также шероховатости и твердости поверхностей сопряженных деталей во многом определяют интенсивность их изнашивания.

Установлено, что растягивающие остаточные напряжения снижают, а сжимающие напряжения повышают износостойкость сопряженных деталей. Поэтому исследование эффективности разных методов обработки и, в частности, АБП, возможности управления процессом обработки с целью оптимизации параметров качества поверхностных слоев деталей и, в первую очередь, остаточных напряжений является актуальной задачей.

При исследовании факторов, определяющих остаточные напряжения в поверхностных слоях после АБП, применяли метод многофакторного планирования экспериментов (ортогональное планирование второго порядка). Параметры технологического процесса АБП варьировали на пяти уровнях. Воспроизводимость опытов, значимость коэффициентов регрессии и адекватность полученных моделей проверяли по критерию Кохрена—Стьюдента—Фишера для значимости $\alpha=0.05$.

По результатам экспериментов, применяя расчеты для кодированных факторов, изложенные в работе [1], получена математическая модель, описывающая влияния скорости $v_{\rm B\Pi}$ возвратно-поступательного движения и окружной скорости $v_{\rm o}$ притира, распределенной нагрузки $P_{\rm yd}$ на обрабатываемую деталь, зернистости 3 притирочных паст и времени T обработки на остаточные напряжения σ в поверхностном слое детали при АБП:

$$\begin{split} \hat{y}_{\sigma} &= 685,03 - 20,21x_1 - 19,24x_2 + 18,56x_3 + \\ &+ 22,43x_4 - 20,11x_5 - 3,31x_1x_2 - 6,23x_1x_3 - \\ &- 4,31x_1x_4 + 5,84x_1x_5 - 3,11x_2x_3 - 3,12x_2x_4 + (1) \\ &+ 4,15x_2x_5 - 5,21x_3x_4 + 6,13x_3x_5 + 7,61x_4x_5 + \\ &+ 2,11x_1^2 + 1,23x_2^2 + 2,11x_3^2 - 1,32x_4^2 + 1,15x_5^2. \end{split}$$

Для натуральных факторов, влияющих на процесс АБП, уравнение (1) будет иметь вид:

$$\sigma = 798,24 - 63,12v_{\text{BII}} - 71,12v_{\text{O}} + 0,12p - 3,123 - 1,14T - 399,18v_{\text{BII}}p - 4,22v_{\text{BII}}3 - 1,21v_{\text{BII}}T - (2) - 1,42v_{\text{O}}p + 1,21v_{\text{O}}T - 0,82p3 + 0,13pT + 0,123T.$$

По результатам оптимизации модели определены рациональные параметры процесса АБП, обеспечивающие наибольшие сжимающие остаточные напряжения: $v_{\rm B\Pi}=0.18~{\rm m/c};~v_{\rm O}=0.58~{\rm m/c};$ $P_{\rm yg}=162~{\rm k\Pia};~3=28~{\rm mkm};~T=158~{\rm c}.$

Эксперименты проводили на унифицированных образцах из стали 40X с размерами: диаметр наружной поверхности \emptyset 55 мм, диаметр внутренней поверхности \emptyset 45 мм, длина I=305 мм, точность поверхностей образцов — 6—8 квалитеты. Детали обрабатывали на модернизированном хонинговальном станке 3M82 и вертикально-сверлильном станке 2A135. Обрабатываемый материал Ст40X.

Для обработки внутренних поверхностей высокоточных деталей разработана специальная АБП. Рабочие части притиров выполнены из сталей Ст3, Ст45 и чугуна перлитно-ферритной структуры. Оптимальной считается мелкозернистая структура.

При обработке деталей использовали притирочные пасты:

для черновых работ — ДМ40-С, ДМ28-С, ДМ20-С;

для чистовых работ — ДМ14-С, ДМ10-С, ДМ7-С; для тонких работ — ДМ5-С, ДМ3-С, ДМ2-С.

Для экспериментов в лабораторных условиях приготовили специальные пасты и суспензии.

Для определения остаточных напряжений в материале втулок использовали метод Н. Н. Давиденкова, при котором образцы рассматривались как тонкостенные трубы. При проведении экспериментов определяли тангенциальные остаточные напряжения. Разрезы по образующей в тонкостенной втулке шириной 10 мм увеличиваются или уменьшаются в зависимости от знака остаточных напряжений. В качестве защитного слоя использовали хлорвиниловый лак. Для определения прогиба кольца использовали высокочувствительную электрическую схему, выполненную на базе прибора ЭПД-12 [1—3].

Формирование остаточных напряжений в поверхностных слоях деталей зависят от множества факторов. Поэтому для подтверждения правильности результатов исследований, полученных методом многофакторного планирования экспериментов, были проведены дополнительные опыты с классическими способами обработки экспериментальных данных [1, 4, 5].

Известно, что значения остаточных напряжений имеют случайный характер. Если остаточные напряжения имеют конечное или счетное множество значений, то являются дискретными. Для дискретных случайных величин наряду с другими распределениями можно использовать биномиальное распределение и распределение Пуассона. Бино-

миальное распределение выражается формулой Бернулли [4]:

$$P(x) = \frac{n!}{x!(n-x)!} p^{x} (1-p)^{n-x} = C_{n}^{x} p^{x} (1-p)^{n-x},$$

$$x = 0, 1, ..., n$$
(3)

или функцией распределения:

$$F(x) = \sum_{i=0}^{x} P(i) = \sum_{i=0}^{x} \frac{i!}{i!(n-1)!} p^{i} (1-p)^{n-i} =$$

$$= \sum_{i=0}^{x} C_{n}^{i} p^{i} (1-p)^{n-i}, \qquad (4)$$

где p — вероятность одного успешного опыта; p(x) — вероятность x успешных опытов при общем числе опытов n; C_n^x — биномиальный коэффициент.

Основные характеристики биномиального распределения:

математическое ожидание M(x) = np; дисперсия D(x) = np(1 - p);

коэффициент вариации $V = \sqrt{\frac{1-p}{np}}$.

Если $n \to \infty$ и $p \to 0$ при np = const, то биномиальное распределение приближается к распределению Пуассона с параметром $\lambda = np$ [4].

Распределение Пуассона выражается зависимостью

$$p(x) = \frac{\lambda^x}{x!} \exp(-\lambda), \quad x = 0, 1, 2, \dots$$
 (5)

и интегральной функцией распределения

$$F(x) = \sum_{i=1}^{x} \frac{\lambda^{i}}{i!} \exp(-\lambda), \tag{6}$$

где $\lambda = np$.

Основными характеристиками распределения

Пуассона являются:
$$M(x) = D(x) = \lambda$$
; $V = \frac{1}{\sqrt{\lambda}}$.

Особенность распределения Пуассона заключается в равенстве математического ожидания и дисперсии, что часто применяется для проверки соответствия исследуемого распределения распределению Пуассона. При $\lambda > 9$ распределение Пуассона хорошо аппроксимируется нормальным распределением с математическим ожиданием и дисперсией [4].

По разработанным математическим моделям и результатам экспериментов построены зависимости влияния технологических факторов процесса АБП: $v_{\rm B\Pi}, \, v_{\rm O}, \, P_{\rm VI}, \, 3$ и T на тангенциальные остаточные напряжения $\sigma_{\rm T}$ в поверхностных слоях.

Интенсивность притирки зависит от скорости $v_{\rm B\Pi}$ возвратно-поступательного движения и окруж-

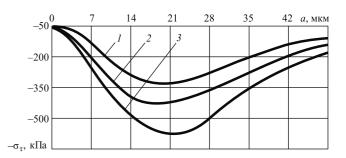


Рис. 1. Распределение тангенциальных остаточных напряжений σ_{τ} по глубине a поверхностного слоя при $v_{\rm BH}=0,1$ (1); 0,16 (2); 0,24 м/с (3)

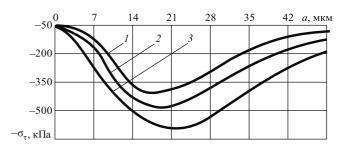


Рис. 2. Распределение тангенциальных остаточных напряжений σ_{τ} по глубине a поверхностного слоя при $v_{0K}=0,32$ (1); 0,60 (2); 0,90 (3) м/с

ной скорости $v_{\rm O}$. С увеличением $v_{\rm B\Pi}$ и $v_{\rm O}$ сжимающие тангенциальные остаточные напряжения снижаются (рис. 1, 2). Так, при $v_{\rm B\Pi}=0.1$ м/с напряжения составляют $\sigma_{\rm T}=560$ кПа, при $v_{\rm B\Pi}=0.16$ м/с напряжения составляют $\sigma_{\rm T}=450$ кПа, а при $v_{\rm B\Pi}=0.24$ м/с имеем $\sigma_{\rm T}=350$ кПа.

Такая зависимость тангенциального остаточного напряжения σ_{τ} наблюдается при изменении окружной скорости $v_{\rm B\Pi}$: при $v_{\rm O}=0.32$ м/с напряжение составляет $\sigma_{\tau}=600$ кПа, $\sigma_{\tau}=480$ кПа при $v_{\rm O}=0.6$ м/с, $\sigma_{\tau}=390$ кПа при $v_{\rm O}=0.91$ м/с.

Снижение сжимающих остаточных напряжений с увеличением $v_{\rm BH}$ и $v_{\rm O}$ объясняется повышением температуры резания. При этом с уменьшением $v_{\rm BH}$ и $v_{\rm O}$ глубина распространения сжимающих остаточных напряжений несколько повышается. Это связано с ухудшением условий пластического деформирования поверхностного слоя и процесса стружкообразования, а также с повышением составляющих сил резания.

Если направление тангенциальных сжимающих остаточных напряжений совпадает с вектором скорости обработки, то данная закономерность имеет место и для осевых остаточных напряжений.

При возвратно-поступательном движении остаточные напряжения формируют деформации растяжения материала вследствие воздействия сил обработки и сжатия в результате давления рабочей

части притира. В результате в поверхностном слое образуются сжимающие остаточные напряжения.

При АБП, оптимизируя $v_{\rm BH}$ и $v_{\rm O}$, можно создать такие условия, при которых интенсивность сжимающих остаточных напряжений была бы минимальной.

Кинематика процесса АБП в какой-то степени совпадает с ротационным хонингованием. Поэтому и ротационное хонингование можно оптимизировать так, чтобы получить сжимающие остаточные напряжения.

Возникновение остаточных напряжений при АБП зависит и от температуры, которую в свою очередь определяют режим притирки и физико-механические свойства обрабатываемой стали. Известно, что у жаропрочных сталей скорость повышения температуры в зоне обработки намного выше, чем у углеродистых сталей. При этом чем меньше теплопроводность стали, тем больше интенсивность остаточных напряжений.

При поступательном движении притира сжимающие остаточные напряжения меньше, чем при возвратном движении. Их разница увеличивается при повышении распределенного давления.

Повышение $v_{\rm BH}$ и $v_{\rm O}$ приводит к уменьшению нормального давления. Значимым фактором в создании сжимающих остаточных напряжений является и коэффициент трения, который зависит от скоростей $v_{\rm BH}$ и $v_{\rm O}$.

При повышении $v_{\rm BH}$ и $v_{\rm O}$ температура трения повышается. Это уменьшает удельное сопротивление резанию и коэффициент трения, что снижает сжимающие остаточные напряжения.

Интенсивность взаимодействия поверхности притира и обрабатываемой поверхности с увеличением $v_{\rm BH}$ и $v_{\rm O}$ повышается, что может формировать на отдельных участках поверхностного слоя переменные напряжения и изменять характер разрушения детали и процесс стружкообразования.

Сопоставляя температурные явления при шлифовании и асимметричной притирке, можно прийти к выводу, что скорость резания при АБП в 10 раз меньше скорости шлифования, а следовательно, и температура в зоне обработки значительно ниже, чем при шлифовании, что также обусловливает формирование сжимающих остаточных напряжений.

Заметим, что при повышении $v_{\rm BH}$ и $v_{\rm O}$ интенсивность засаливания притира уменьшается. Это связано с улучшением условий пластических деформаций, несмотря на небольшое повышение температуры в зоне контакта.

Исследования показали, что повышение распределенной нагрузки в результате увеличения силы резания при АБП повышает сжимающие напряжения (рис. 3).

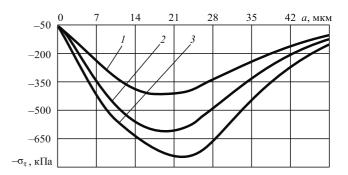


Рис. 3. Распределение тангенциальных остаточных напряжений σ_{τ} по глубине a поверхностного слоя при $P_{\rm yg}=100$ (1); 140 (2); 180 (3) кПа

Кроме силовых воздействий в зоне контакта при АБП имеют место химические процессы, интенсивность которых повышается при снижении воздействий абразивных зерен притирочной пасты.

При большой распределенной нагрузке $P_{\rm yd}$ силу трения притира об обрабатываемую поверхность можно сравнивать с силами резания, возникающих в процессе обработки. Обычно при пластической деформации поверхностного слоя деталей отдельные частицы металла, находящиеся в нижележащих слоях, изменяют свои исходные положения и принимают направления с меньшим сопротивлением, чему способствуют и дополнительные силы трения.

Для получения поверхностей с остаточными сжимающими напряжениями необходимо, чтобы зона силового напряженного поля с сжимающими напряжениями значительно превалировала над зоной силового поля с растягивающими напряжениями [2, 6].

При притирке пластичных сталей для стабильного обеспечения на поверхностях деталей сжимающих остаточных напряжений необходимо создать силовое сжимающее поле с помощью распределенной нагрузки $P_{yд}$. Процесс притирки позволяет направлять внешние силы под обрабатываемую поверхность. Формирующиеся при этом со сжимающими остаточными напряжениями поверхностные слои полностью не удаляются и частично остаются на притирочной поверхности. Дальнейшая притирка поверхности приводит к дополнительному увеличению сжимающих остаточных напряжений.

Увеличение нагрузки $P_{\rm уд}$ приводит к съему больших припусков, что характеризуется снижением сжимающих остаточных напряжений.

Уменьшение же $P_{yд}$ сопровождается микрорезанием и сглаживанием, что затрудняет на поверхностных слоях возможность образования повторных деформаций и уменьшает сжимающие остаточные напряжения.

АБП происходит при пластической деформации поверхностного слоя детали и повышении темпе-

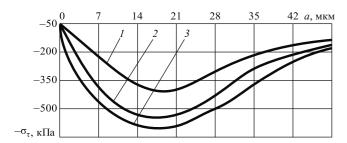


Рис. 4. Распределение тангенциальных остаточных напряжений σ_{τ} по глубине *а* поверхностного слоя при 3 = 12 (1); 28 (2); 40 (3) мкм

ратуры в зоне обработки. Деформация и температура зависят от зернистости притирочных паст. Характер пластической деформации поверхностного слоя и температура при притирке во многом зависят от геометрических параметров режущих зерен притирочных паст, от степени их разрушения и размельчения, их износа, а также от степени засаливания притира.

Из рис. 4 видно, что увеличение зернистости притирочных паст снижает сжимающие остаточные напряжения. Наиболее значительные напряжения возникают непосредственно под режущецарапывающим зерном в ограниченной зоне пластической деформации. Острые зерна притирочных паст относительно легко внедряются в обрабатываемые материалы. Наиболее интенсивное внедрение зерен происходит в радиальном направлении, т. е. в направлении окружной скорости, что иногда приводит к возникновению небольших вибраций. Уменьшение глубины внедрения абразивных зерен в обрабатываемую поверхность резко изменяет величину остаточных напряжений. Это связано с действием напряженного поля в местах, находящихся под влиянием единичных зерен. В этом случае основными напряжениями являются остаточные напряжения сжатия, возникающие под влиянием снимаемого слоя.

При пластической деформации уменьшается плотность и удельный вес деформируемого материала [6, 7]. Увеличению удельного объема пластически деформированного слоя препятствуют нижележащие слои. В результате возникают остаточные напряжения: в наружном слое сжимающие, а в нижележащих слоях — растягивающие.

Для увеличения сжимающих остаточных напряжений поверхностного слоя следует применять притирочные пасты с оптимальной зернистостью. Кроме того, для получения требуемого качества поверхности необходимо уменьшить время и площади взаимодействия абразивных зерен притирочных паст с обрабатываемой поверхностью, что связано с размерами притиров.

Если абразивные зерна, находившиеся в притирочной пасте, имеют возможность в процессе обработки свободно перемещаться, то они оказывают более существенное влияние на формирование поверхностного слоя, чем зерна, имеющие стабильное состояние.

Установлено, что на первом этапе притирки процесс разрушения и дробления абразивных зерен притирочных паст происходит более интенсивно. Однако сжимающие остаточные напряжения имеет минимальное значение. Из-за постепенного повышения шаржирования абразивных зерен в притир величина сжимающих остаточных напряжений растет.

При одинаковых условиях притирки величина сжимающих остаточных напряжений во многом определяется глубиной внедрения абразивных зерен притирочных паст в поверхностный слой деталей. При больших внедрениях абразивных зерен притирочных паст в обрабатываемую поверхность величина снимаемого слоя повышается, что снижает сжимающие остаточные напряжения.

Отдельные дефекты, царапания, риски местного характера не оказывают существенное влияние на сжимающие остаточные напряжения, однако как концентраторы напряжений могут незначительно повлиять на общее состояние поверхностного слоя детали.

С увеличением времени T притирки остаточные сжимающие напряжения σ_{τ} повышаются (рис. 5).

При асимметричной притирке время T обработки, как технологический фактор, непосредственно не участвует во внедрении абразивных зерен в обрабатываемую поверхность. Однако зерна притирочных паст и рабочая часть притира через определенное время обработки постепенно изнашиваются и радиальные силы, направленные к обрабатываемой поверхности увеличиваются, что создает условия для дополнительной деформации поверхностного слоя.

При стабильных значениях других технологических факторов изнашивание сопровождается

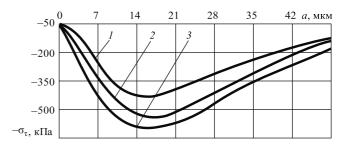


Рис. 5. Распределение тангенциальных остаточных напряжений σ_{τ} по глубине a поверхностного слоя при T=120 (1); 150 (2); 180 (3) с

притуплением режущих зерен, и силы обработки могут повышаться значительно, что также оказывает существенное влияние на остаточные напряжения.

С повышением интенсивности изнашивания и притуплением абразивных зерен притирочных паст максимальные значения сжимающих остаточных напряжений не изменяются и остаются на одном уровне. Однако создаются условия для повышения глубины распределения остаточных напряжений по материалу поверхностного слоя.

Результаты исследований показали, что формирование остаточных напряжений в поверхностном слое во многом определяется числом незакрепленных абразивных зерен притирочных паст, находящихся в зазоре между рабочей частью притира и обрабатываемой поверхностью. В начале процесса обработки наблюдается интенсивное закрепление зерен на рабочей части притира и повышенное их изнашивание. Через определенное время обработки происходит снижение интенсивности съема материала поверхностного слоя, что является результатом ухудшения режущих способностей значительной части свободных абразивных зерен, находящихся в составе притирочных паст. Притирка в этих условиях осуществляется в результате перезакрепления еще оставшихся свободных неотработавших зерен. Дальнейшая притирка приводит к микрорезанию, сглаживанию и дополнительной деформации, которые существенно повышают сжимающие остаточные напряжения поверхностного слоя детали.

Таким образом, величина, знак и глубина распределения остаточных напряжений поверхностного слоя зависят от технологических факторов, обрабатываемого материала, материала режущего инструмента и притирочной пасты.

Остаточные напряжения в поверхностном слое часто являются определяющим показателем качества детали, существенно влияющим на ее изнашиваемость, усталостную прочность и ресурс изделия в целом. Так, остаточные напряжения имеют определяющее значение для высокоточных нежестких тонкостенных деталей судовых машин и механизмов, работающих при знакопеременных нагрузках.

Если в поверхностном слое детали имеют место остаточные напряжения растяжения при знакопеременных нагрузках, то сначала на одной стороне остаточные напряжения будут суммироваться с рабочими напряжениями, а с другой — уменьшаться на ту же величину, а при изменении знака нагрузки картина изменится на противоположную.

Исследования показали, что при разработке новых технологических процессов очень важно изучение механизмов формирования остаточных напряжений.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Гафаров А. М.** Прогрессивные методы механической обработки. Баку: Наука, 2001. Т. 1. 286 с.; Т. 2. 310 с.
- 2. **Кравченко Б. А.** Силы, остаточные напряжения и трение при резании металлов. Куйбышев: ККИ, 1962. 180 с.
- 3. **Гафаров А. М., Алиев Ч. М., Кулиев А. М.** Исследование пооперационного изменения качества поверхностного слоя высокоточных деталей судовых машин и механизмов, обработанных различными методами // Вестник ГУ морского и речного флота им. ад. С. О. Макарова. 2017. Т. 9. № 4. С. 752—765.
- 4. **Невзоров В. Н., Сугак Е. В.** Надежность машин и оборудования. Красноярск: СГТУ, 1998. Т. 2. 240 с.
- 5. **Гафаров А. М., Сулейманов П. Г., Гафаров В. А.** Исследование качества поверхностей деталей, обработанных ротационным хонингованием и работающих в экстремальных условиях // Вестник машиностроения. 2016. № 11. С. 63—68.
- 6. **Ящерицын П. И.** Основы технологии механической обработки и сборки в машиностроении. Минск: Высшая школа, 1974. 608 с.
- 7. **Маталин А. А.** Качества поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин. М.: Машгиз, 1956, 365 с.
- 8. **Маталин А. А.** Технология механической обработки. Л.: Машиностроение, 1977. 405 с.
- 9. **Гафаров А. М., Сулейманов П. Г., Гафаров В. А.** Исследования качества поверхностей деталей, обработанных ротационным хонингованием и работающих в экстремальных условиях // Вестник машиностроения. 2016. № 11. С. 63—68.
- 10. **Обеспечение** точности поверхностей при раскатывании нежестких тонкостенных деталей машин, эксплуатируемых в экстремальных ситуациях / А. М. Гафаров, П. Г. Сулейманов, Ф. М. Калбиев, В. А. Гафаров // Технология машиностроения. 2013. № 3. С. 14—19.
- 11. **Сулейманов П. Г.** Влияние параметров процесса притирки с дозированным съемом материала поверхности на качественные показатели деталей // Вестник Азербайджанской инженерной академии. 2016. Т. 8. № 4. С. 12—22.
- 12. **Gafarov A. M., Suleymanov P. H., Gafarov V. A.** Optimisation of technological processes for machine parts and equipment operating in extreme conditions // Science and applied engineering quarterly. London. 2016. P. 3—6.
- 13. **Исследование** влияния основных параметров ротационного метода обработки на качество поверхности деталей машин, эксплуатируемых в экстремальных условиях / А. М. Гафаров, П. Г. Сулейманов, В. А. Гафаров, Ф. М. Калбиев // Технология машиностроения. 2017. № 4. С. 17—24.
- 14. **Муратов К. Р., Гашев Е. А.** Методы хонингования высокоточных отверстий // Современные проблемы науки и образования. 2014. № 5. С. 288.
- 15. **Солер Я. И., Нгуен Ван Кан.** Обеспечение точности формы инструментов при плоском шлифовании кругом Horton Vitrim // Вестник машиностроения. 2016. № 11. С. 51—58.

Д. Т. ХОДЖИБЕРГЕНОВ, д-р техн. наук (Южно-Казахстанский ГУ им. М. Ауезова, Республика Казахстан, г. Шымкент), К. Т. ШЕРОВ, д-р техн. наук (Карагандинский ГТУ, Республика Казахстан), А. ЕСИРКЕПОВ (ТОО "KARLSKRONA LC AB", г. Шымкент), e-mail: had_ji@mail.ru

Способ бурения и конструкция комбинированного бура сверло-фреза

Исследованы способы бурения и конструкции бурильных инструментов. Предложена новая конструкция комбинированного бура сверло-фреза, обеспечивающая постоянный контакт режущей кромки инструмента с грунтом. Это снижает силы трения при бурении и повышает износостойкость бурильного инструмента.

Ключевые слова: бурение, буровое долото, комбинированный бур, трение скольжения, трение качения, сила бурения.

The drilling methods and designs of drilling tools are studied. A new design of a combined drill-mill tool is proposed, which ensures constant contact of the tool cutting edge with the ground. This reduces the frictional forces at drilling and increases the wear resistance of the drilling tool.

Keywords: drilling, drill bit, combined drill, sliding friction, rolling friction, drilling force.

Экономика страны укрепляется с развитием машиностроительных предприятий. При этом модернизация отрасли требует значительных инвестиций. Успешное применение научно-технических достижений, особенно в нефтегазовой отрасли, повышает мультипликатор экономики страны [1]. Есть мнение, что текущий кризис нефтегазовой отрасли кроме прочих факторов обусловлен технологическими проблемами. Кроме того, расширение добычи сланцевой нефти и газа изменило структуру отрасли. А традиционные нефтегазовые компании впервые за долгое время столкнулись с риском долго-

срочного снижения прибыльности и вынуждены искать новые технологические решения для продолжения конкурентной борьбы.

Ресурс бурильных машин и комплексов напрямую зависит от буров. При этом буры относятся к неремонтируемым деталям. В Казахстане буры не производят, их закупают у ТОО "Геомаш Азия" и ООО "Партнер".

На рис. 1 показаны изношенные инструменты разных произволителей.

Исследования в рамках гранта Р0513118 "Создание бурильных инструментов для бурения скважин в добыче твердых, жид-

ких и газообразных полезных ископаемых (договор № 164 от 15.03.2018 г.)" показали, что точность изготовления и износ бурильных инструментов и, в частности, буровых долот значительно влияют на их эксплуатационные показатели.

Буровые долота являются главным элементом бурового инструмента при добыче твердых, жидких и газообразных полезных ископаемых [2].

Буровые долота различают по конструкции (струйные, проточные), по способу и условиям бурения (алмазные, шарошечные, лопастные), по воздействию на поверхность забоя (дробящие, сдвигающие, скалывающие).

Высокие рентабельность и производительность при бурении скважин можно достичь только при обеспечении высоких механических свойств инструмента, особенно их режущих элементов.

Сроки и себестоимость бурения скважин во многом определяет стойкость бура [3, 4]. Стойкость бурильных инструментов зависит от механических свойств используемого материала, технологии и точности их изготовления, применяемых промывочных устройств, а также других конструктивных и технологических факторов [3, 5]. Буры при эксплуатации испытывают высокие циклические нагрузки, при этом имеют место разные сочетания изнашивания рабочих элементов. Эффективность буров определяют затратами на бурение 1 м



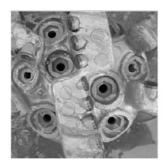






Рис. 1. Фотографии изношенных буров

скважины с учетом вспомогательных операций [4, 6].

Повысить стойкость буров [7] можно улучшением химического состава стали, термической обработкой и цементацией, наваркой твердыми сплавами, оснащением их алмазами.

При бурении наибольшему изнашиванию подвергаются обсадная труба, бурильная труба и бур [8]. Разработано множество способов бурения: механический, термический, электроимпульсный и др., однако применяют, как правило, механические способы и вращательное бурение [9, 10]. Остальные способы в настоящее время находятся на этапе экспериментальных разработок.

При вращательном бурении разрушение породы происходит в результате одновременного внедрения долота в породу и его вращения, т. е. порода скалывается от воздействия вертикальной нагрузки и крутящего момента [9]. Для замены изношенного долота всю бурильную колонну поднимают из скважины [10, 11], что снижает производительность и повышает ее себестоимость.

Для разрушения породы используют буровые долота и буровые головки [12], которые обеспечивают режуще-скалывающие, дробяще-скалывающие и истирающе-режущие воздействия. Для выравнивания и расширения ствола скважины применяют лопастные, шарошечные и секторные инструменты.

При бурении основной проблемой является прихват, который возникает в результате интенсивного сопротивления грунта движению бура [13], что также во многом зависит от схемы бурения и используемой конструкции инструмента.

Применяемые способы бурения основаны на внедрение бура в грунт [12, 13], при этом твердость инструмента должна быть выше твердости грунта. Скалывание грунта осуществляется в результате ударных воздействий бу-

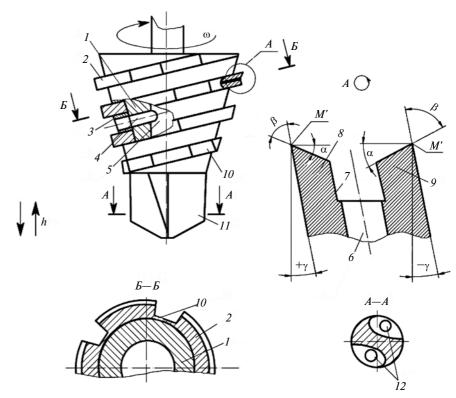


Рис. 2. Комбинированный бур сверло-фреза:

 ω — угловая скорость СФ; h — рабочий ход СФ; 1 — корпус; 2 — режущий зуб; 3 — втулка; 4, 6, 12 — отверстия для подачи бурового раствора; 5 — центральное отверстие для подачи бурового раствора; 7—9 — режущие кромки зуба; 10 — паз для прохода срезанного грунта; 11 — наконечник

ра, работающего как долото. Сила ударов, необходимая для скалывания, и скорость инструмента в грунте определяют энергические затраты на бурение. При этом режущая часть бура испытывает значительные нагрузки и трение о грунт, что приводит к ее нагреванию и изнашиванию, а иногда и к разрушению. Поэтому основными требованиями к материалам, используемым при изготовлении буров, являются их высокие твердость и прочность, а также износостойкость при продолжительном воздействии высоких температур [14].

Применяемые способы повышения стойкости буров, основанные на использовании современных инструментальных материалах, упрочнении рабочих поверхностей инструмента и оптимизации геометрии режущей части в настоящее время практически исчерпаны. Они не устраняют основные причины изнашивания инструмента — наличие ударных

нагрузок, вибраций, трения при контакте с грунтом, а лишь снижают их влияние, уменьшая тепловыделение, механическое и адгезионное изнашивания рабочих поверхностей инструмента [15—18].

Лидерами по производству буров Sandvik являются Швеция и Россия. Однако используемые в настоящее время буры, как правило, представляют собой немного усовершенствованные модели, разработанные еще в прошлом столетии [19]. Поэтому работы по разработке новых способов бурения и созданию эффективных инструментов весьма актуальны.

С учетом вышеизложенного были разработаны новые способ бурения и комбинированный бур, конструкция которого представлена на рис. 2 [20].

Предлагаемый способ бурения отличается от применяемых способов тем, что вместо трения скольжения между срезаемым грунтом и передней поверхнос-

тью режущей кромки бура создается трение качения. Конструкция бура сверло-фреза (СФ), имеющего форму диска, обеспечивает беспрерывный контакт режущей кромки СФ с грунтом и снижает вибрацию. Задний угол режущей кромки составляет $\alpha = 10 \div 15^\circ$, что уменьшает прилипание срезанного грунта к инструменту. Все это повышает стойкость бура и производительность процесса.

Режущие элементы 2 и 11 СФ для мягких грунтов предполагается изготовлять из быстрорежущих сталей. Ожидаемый эффект — снижение энергоемкости процесса бурения, увеличение ресурса СФ и производительности.

С Φ состоит из корпуса 1, закрепленных на нем через кольца 3 параллельно расположенных зубьев 2 в виде дисков, имеющих режущие кромки 8 и 9. Режущие кромки имеют одинаковые задние углы $\alpha = 10 \div 15^{\circ}$ и передние углы $\gamma = 15 \div 20^{\circ}$ и $\gamma = -15 \div -20^{\circ}$. Корпус СФ имеет наконечник в виде сверла 11. В процессе бурения для режущих кромок 8, 9, 11 предусмотрена подача смазочноохлаждающей жидкости (СОЖ) в зону резания струей под высоким давлением из отверстий 4, 6, 12. Центральная подача СОЖ осуществляется через отверстие 5. При обратном движении бура жидкость выносит пробуренный грунт. Для этого предусмотрены надрезы 10 в режущих дисках 2.

На рис. 3 показаны траектории режущего лезвия СФ: кривая I состоит из дуги \widehat{AO} для первой половины оборота СФ и дуги \widehat{OC} для второй половины оборота, кривая I аналогична кривой I с дугами I и

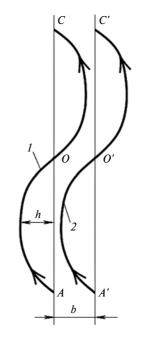


Рис. 3. Траектории режущего лезвия СФ

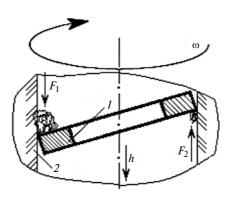


Рис. 4. Силы, действующие на режущую часть зуба СФ при бурении

правлению касательной к ходу h бура до точки O, отводя сдвинутый слой из зоны обработки в виде рассыпного грунта. В точке O режущая кромка выходит из соприкосновения с грунтом, выравнивая обработанную поверхность до точки C, и снова входит в грунт, продолжая движение по непрерывной траектории.

Срезаемый первой половиной зуба (см. рис. 3, дуга \widehat{AO}) грунт создает определенное усилие F_1 (рис. 4), которое воспринимает ось шпинделя СФ. В то же время второй половиной зуба (см. рис. 3, дуга \widehat{OC}) срезается слой, создающий усилие F_2 (см. рис. 4).

Можно предположить, что возникающее усилие F_2 сбалансирует общую силу F_6 бурения, так как $F_6 = F_1 + F_2$, а F_1 и F_2 направлены в противоположные стороны (см. рис. 4).

В работе одновременно находятся все режущие кромки зубьев С Φ , что снижает динамичность процесса бурения. Непрерывность работы режущей кромки зуба в виде диска I исключает вибрации, что позволяет значительно снизить отклонение от вертикали и повысить ровность стенок 2 скважин, т. е. улучшить показатели качества бурения.

Таким образом, предлагаемая геометрия бура с замкнутым контуром режущего зуба исключает вибрации при бурении. Геометрия бура обеспечивает беспрерывный контакт режущей кромки с грунтом, что снижает силы бурения, трения и повышает стойкость инструмента.

Конструкция нового бура технологична, его можно изготовить на имеющемся оборудовании машиностроительных заводов. Для установки бура в колонну не требуется дополнительной оснастки.

На основании предлагаемого способа бурения можно создать перспективный бурильный инструмент. Для этого необходимо определить взаимосвязь таких показателей, как передний и задний углы инструмента, контактное напряжение и силы контактного трения в процессе бурения, а также оптимизировать геометрические параметры инструмента и кинематику процесса бурения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Национальный** доклад об инновациях в России. file:///C:/Users/Desktop/RVK_ innovation 2016_v. pdf. 2016.
- 2. **Булатов А. И., Аветисов А. Г.** Справочник инженера по бурению. Т. 1. М.: Недра, 1985. 414 с.
- 3. **Абубакиров В. Ф.** Буровое оборудование Т. 2. Буровой инструмент:

Д. В. КОНДУСОВ, В. Б. КОНДУСОВА, канд. экон. наук (Оренбургский ГУ), e-mail: valyosha@list.ru

Интеллектуализация автоматизированного проектирования с использованием накопленных инженерных знаний

Предложен реализованный в программном модуле способ сравнения геометрической формы 3D-моделей с использованием инженерных знаний, полученных для ранее созданных моделей.

Ключевые слова: 3D-модель, инженерные знания, база знаний, контур, сравнение контуров.

An implemented in a software module method for comparing the geometric shape of 3D-models using engineering knowledge obtained for previously created models is proposed.

Keywords: 3D-model, engineering knowledge, knowledge base, contour, contour comparison.

Сокращение времени на конструкторское проектирование и улучшение качества создаваемых изделий остаются главными задачами повышения эффективности систем автоматизированного проектирования. Для решения этих задач можно использовать средства интеллектуализации САПР, позволяющие организовать процесс проектирования в единой информационной среде, включающей инструменты машинной графики, проектноконструкторские базы данных, методы обработки инженерных знаний и оптимизационные пакеты. Несмотря на то что большинство процедур трехмерного моделирования автоматизированы, конструктор на стадии проектирования повторяет какие-то действия или проектирует модель, подобную ранее созданной. Поэтому использование информации, полученной для этой модели, позволит сократить время проектирования.

Целесообразно использовать функцию поиска по образцу 3D-модели, интегрированной в САПР. Предлагается интеллектуализировать процесс автоматизированного проектирования, используя инженерные знания, предоставляемые базой знаний, сформированной на основании специализированной информации, полученной путем анализа геометрии 3D-моделей. Анализ программных продуктов, рассмотренных в работе [1], реализующих такую функцию поиска, позволил установить общий принцип работы подобных систем.

На первом этапе проводится однократная индексация созданных ранее моделей, заключающаяся в наполнении базы, содержащей внутреннее описание геометрической формы 3D-моделей. При поиске сравниваются не сами модели, а непосредственно их описания.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 58)

справочное издание. М.: Недра, 2003. 292 с.

- 4. **Шигин А. О., Шигина А. А., Бовин К. А.** Повышение ресурса бурового инструмента при адаптивном реагировании вращательно-подающего механизма бурового станка: Современные проблемы науки и образования // Вестник ИрГТУ. 2014. № 10 (93). С. 59—61.
- 5. **Пат. 24239 РК:** Цилиндрическая фреза.
- 6. **Новейшие** методы обработки изображений / А. А. Потапов, Ю. В. Гуляев. С. А. Никитов и др.: Монография. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2008. 496 с. ASBN 978-5-9221-0846-6.
- 7. https://ru.wikipedia.org/wiki/ Бурение/Долото_шарошечное.
- 8. **Кавитационное** бурение CT Systems|Biodiesel technologies. Проблемы современного бурения. http://spmi.ru/sites/default/files/imci_images/sciens/nirs.

- 9. **http:** //oilloot.ru/78-tekhnika-i-tekhnologii-stroitelstva-skvazhin/276-sposoby-bureniya-skvazhin.
- 10. **http:** //oilloot.ru/78-tekhnika i tekhnologii stroitelstva skvazhin/161-obshchie svedeniya o burenii neftyanykh i gazovykh skvazhin.
- 11. **http:** //oilloot.ru/163*tekhnologicheskij-burovoj-instrument.
- 12. **http:** //oilloot.ru/78-teldmika-i-tekhnologii-stroitelstva-skvazhin.
- 13. **http:** //vseoburenii.ru/process/sposoby-bureniya-skvazhin.html.
- 14. **Ходжибергенов** Д. Т., Шеров К. Т., Есиркенов А. Построение рациональной схемы фрезерования металлов // Вестник машиностроения. 2014. № 10. С. 83—85.
- 15. **Сухорукова С. Е.** Выбор и обоснование метода повышения стойкости буровых коронок: Дис. ... канд. техн. наук. М., 2013. 125 с.
- 16. **Вахрушев А. В.** Новейшие инструменты vallourec drilling products

- для бурения сложных скважин // Нефть. Газ. Новации. 2015. № 1. С. 51—56.
- 17. **Lemeshko M. A. Vasin M. A., Saj D. E.** Mathematical model of optimal control rotary drilling machines // Eastern European scientific journal. 2014. N. 3. P. 193—197.
- 18. **Каменский С. В.** Оценка влияния сероводорода на породоразрушающий и бурильный инструмент: Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и на море // ВНИИОУ и ЭНП. 2017. № 1. С. 21—24.
- 19. **Катанов Б. А.** Перспективы развития бурового оборудования карьеров // Фундаментальные исследования. 2007. № 12 (2). С. 228—230.
- 20. **Комбинированный** бур. Заявка на пат. на изобретения. Республика Казахстан. № 2017/07011 от 22.08.2017.

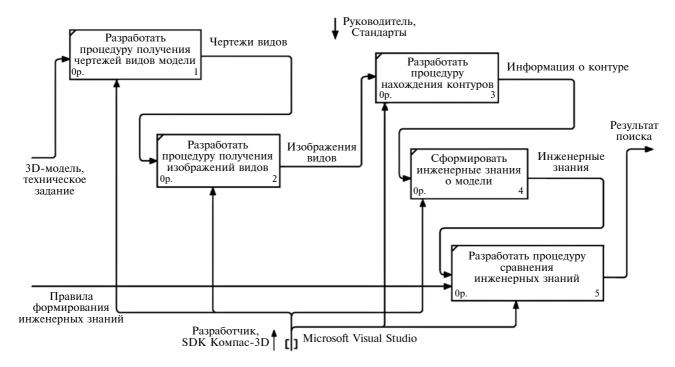


Рис. 1. Схема декомпозиции модуля поиска похожих 3D-моделей

Однако существующие программные продукты имеют ряд недостатков, как, например, скорость выполнения, интеграция в инфраструктуру предприятия и, главное, закрытая архитектура. Таким образом, актуальной задачей является разработка программного модуля для КОМПАС-3D, интегрированного с ЛОЦМАН:PLM (https:// ascon.ru/products/889/review/), осуществляющего поиск 3D-моделей. Для ее выполнения необходимо реализовать алгоритм получения формализованной информации о геометрической форме, чтобы сформировать базу знаний. Для этого предлагается извлечь из модели чертежи ее проекционных видов и по ним выполнить анализ внешних контуров, полученную информацию, представляющую собой инженерные знания, сохранить в базе данных. На рис. 1 приведена декомпозиция модуля поиска схожей 3D-модели, выполненная в нотации IDEF0.

Для текущей модели создаются три чертежа с проекционными видами: спереди, сверху и слева. Каждый чертеж сохраняется как монохромное изображение в формате "jpg". Затем идет обработка изображений, включающая в себя несколько этапов: нахождение внешнего контура; формализация полученной информации о внешнем контуре; запись соответствующего файла с информацией. Полученная для трех видов информация объединяется в единый файл, содержащий инженерные знания об исходной модели, который будет использован для поиска схожей модели.

Рассмотренные в работах [2—5] методы контурного анализа не подходят для решения, поэтому используется авторский алгоритм нахождения внеш-

него контура и способ его кодирования, описанный ниже.

Сначала находится стартовая точка — точка с минимальным значением по оси X и максимальным — по оси Y. Далее с определенным шагом по всей ширине изображения проверяются цвета пикселей. Координаты пикселя черного цвета заносятся в массив, последний и первый элементы которого и будут определять внешний контур модели на данном шаге.

Так определяется весь внешний контур, причем обход контура начинается со стартовой точки и идет по часовой стрелке. Именно в такой последовательности координаты точек внешнего контура записываются в промежуточный файл. Затем по имеющейся информации, содержащей сведения о контуре, нужно сравнить два контура. Для этого разработан алгоритм, который основан на способе, описанном в работе [6].

Предлагается сравнивать контуры, используя следующую механическую модель. Считаем, что контуры изготовлены из проволоки, которую деформируем путем растяжения и изгиба, преобразуя начальный контур в конечный, т. е. совершаем механическую работу. Минимальную величину такой работы используем в качестве меры различия между контурами.

Определим замкнутый полигональный контур как упорядоченную циклическую цепочку вершин. Рассмотрим два контура: $P = [p_0, p_1, ..., p_n]$ и $Q = [q_0, q_1, ..., q_n]$, в каждом из которых зафиксируем одну из вершин и назовем ее начальной. Трансформация задается соответствием вершин

исходного контура вершинам конечного контура и моделируется перемещением вершины исходного контура в соответствующую ей вершину конечного. При этом одной вершине исходного контура можно поставить в соответствие несколько вершин конечного контура и наоборот — нескольким вершинам исходного контура одну вершину конечного, т. е. начальная вершина исходного контура переводится в начальную вершину конечного. Пример такого соответствия вершин двух контуров приведен на рис. 2.

Минимальная работа по преобразованию контура P с начальной вершиной p_0 в контур Q с начальной вершиной q_0 определяется по формуле [6]

$$W_{\min} = ((P, p_0), (Q, q_0)) = \\ = \min\{W(S)|S \in \Omega((P, p_0), (Q, q_0))\},$$

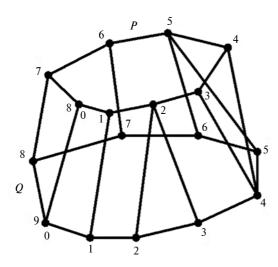


Рис. 2. Пример приведения в соответствие вершин контуров P и Q

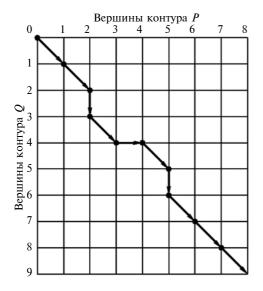


Рис. 3. Граф трансформации контура P в контур Q

где W_{\min} — минимальная работа; W(S) — работа, соответствующая трансформации S; $\Omega((P, p_0), (Q, q_0))$ — множество допустимых трансформаций контура P с начальной вершиной p_0 в контур Q с начальной вершиной q_0 .

Все соответствия между вершинами контуров P и Q можно представить с помощью графа. Вертикалям в этом случае соответствуют вершины контура P, а горизонталям — вершины контура Q. Точка на пересечении вертикали i и горизонтали j соответствует паре вершин (p_i, q_j) . На рис. 3 приведен пример такого представления для трансформации, изображенной на рис. 2.

Процедура сравнения контуров использует вышеописанный алгоритм для определения схожести контуров и, соответственно, схожести 3D-моделей. В параметрах модуля конструктор задает значение критерия поиска, которое является условной величиной, характеризующей схожесть 3D-моделей. Варьируя данную величину, можно получить менее или более похожие детали по сравнению с моделью-образцом.

Длительность поиска зависит от габаритных размеров модели-образца и объема базы знаний. По окончании поиска на экране появляется окно, содержащее результат поиска, т. е. модель, похожую на модель-образец с заданным значением критерия поиска.

Таким образом, разработан программный модуль с базой знаний, сформированной по информации, полученной при анализе геометрической формы с использованием накопленных инженерных знаний. Предлагаемая разработка позволяет сократить время автоматизированного проектирования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Кондусов Д. В., Сергеев А. И., Кузнецова В. Б.** 3D-поиск как метод повторного использования данных // Материалы "Школа-семинар молодых ученых и специалистов в области компьютерной интеграции производства". Оренбург: ОГУ, 2016. С. 223—228.
- 2. **Фурман Я. А., Кревецкий А. В.** Введение в контурный анализ; приложение к обработке изображений и сигналов; 2-е изд., испр. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2003. 592 с.
- 3. **Форсайт Д. А., Жан П.** Компьютерное зрение. Современный подход: Пер. с англ. М.: Издательский дом "Вильямс", 2004. 928 с.
- 4. **Шапиро Л., Стокман Дж.** Компьютерное зрение: Пер. с англ. М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2006. 752 с.
- 5. **Михайлов И. А.** Распознавание изображений с помощью метода радиальных окрестностей // Компьютерная оптика. 2010. № 34. С. 399—408.
- 6. **Sederberg T. W., Greenwood E.** A physically based approach to 2-D shape blending // Computer Graphics. 1992. 26 (2). P. 25—34.

Е. Ф. РОМАНЕНКО, канд. техн. наук, В. В. ГОРОЖАНКИН, канд. техн. наук, В. М. ШЕСТАКОВА, магистр (НИТУ "МИСиС"), М. С. ТЕРЕХИН, ведущий инженер (ПАО "Михайловский ГОК", г. Железногорск), Д. Н. РОМАНЕНКО, канд. техн. наук (Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов), Р. Р. ДЕМА, канд. техн. наук (Магнитогорский ГТУ им. Г. И. Hocoba), e-mail: balefed@yandex.ru

Опыт применения аддитивных технологий при восстановлении изношенной сферической поверхности конуса дробилок КСД и КМД для продления ресурса¹

Разработана технология восстановления на основе механизированной наплавки в защитных газах сферической поверхности корпуса конуса из стали 35Л без предварительного нагревания детали и нагревания при наплавке. Получены покрытия необходимой толщины и требуемого химического состава с заданной структурой без пор и трещин, прочно соединенные с поверхностью детали.

Ключевые слова: восстановление, сферическая поверхность, конус дробилки, механизированная наплавка, микроструктура, износостойкость.

A restoration technology is developed on the basis of mechanized surfacing in shielding gases of the spherical surface of a "35Л" steel cone case without preliminary heating of the part and heating during surfacing. Coatings of the required thickness and the required chemical composition with a given structure without pores and cracks, firmly connected to the surface of the part, are obtained.

Keywords: restoration, spherical surface, crusher cone, mechanized surfacing, microstructure, wear resistance.

При горнорудных разработках в ПАО "Михайловский ГОК", "Лебединский ГОК" и "Стойленский ГОК" для измельчения горной породы используют конусные дробилки ККД, КСД и КМД соответственно для крупного, среднего и мелкого дробления. Большую часть дробильного оборудования составляют дробилки КСД2200 и КМД2200. Загрузка дробильно-обогатительной фабрики, как правило, достигает 100 %, которая работает в непрерывном режиме. Наиболее изнашиваемой деталью является дробящий конус, у которого механическому изнашиванию в первую очередь подвергаются посадочные поверхности вала и сферическая поверхность корпуса, что обусловливает большие объемы ремонтно-восстановительных работ.

Восстановление посадочных поверхностей вала успешно осуществляют автоматической наплавкой под слоем флюса. Восстановление же сферической части корпуса до настоящего времени не выполнялось, так как подвижное соединение "сферический подпятник — сфера корпуса конуса" является под-

шипником скольжения, в котором в первую очередь изнашивается сферический подпятник, представляющий собой стальную чашу с наплавленным слоем баббита. Подпятник подлежит замене через 25 суток эксплуатации. Предельный износ сферической части корпуса конуса указан в технической документации, составляет 3,5 мм и достигает этого значения через 40÷50 месяцев непрерывной работы. Очевидно, что деталь массой 9 т заменять на новую из-за изношенной поверхности в несколько миллиметров расточительно, поэтому сферическую поверхность корпуса конуса целесообразно восстанавливать.

В конусных дробилках материал разрушается в камере дробления, образуемой двумя коническими поверхностями, из которых внешняя поверхность—неподвижная, а внутренняя— подвижная.

Кинематическая схема конусных дробилок КСД и КМД показана на рис. 1. Подвижный конус 2 жестко крепится на валу 3, нижний конец которого вставлен в эксцентриковую втулку 4 так, что ось вала образует с осью вращения (осью дробилки) угол прецессии.

Подвижный конус дробилок опирается на сферический подпятник 5. Вал конуса не имеет верхнего крепления, поэтому данные дробилки называются конусными дробилками с консольным валом. Эксцентриковая втулка получает вращение от приводного устройства, при этом подвижный конус получает качательное движение. Центр качания 1 находится наверху в точке пересечения оси вала и оси дробилки.

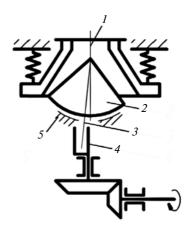


Рис. 1. Кинематическая схема конусной дробилки

 $^{^1}$ Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ по проекту № 11.2054.2017/4.6 в рамках государственного задания на 2017—2019 гг.

При работе дробилки ось вала описывает коническую поверхность с вершиной в точке I, при этом образующие поверхности подвижного конуса поочередно приближаются к неподвижному конусу, а затем удаляются, при этом конус как бы перекатывается через слой обрабатываемого материала, тем самым осуществляя его дробление, т. е. конусная дробилка работает аналогично щековой с той лишь разницей, что дробление в конусной дробилке происходит непрерывно, так как в каждый момент времени происходит сближение какого-либо участка поверхности подвижного конуса с неподвижным конусом, раздрабливая часть материала, а на диаметрально противоположной стороне подвижный конус удаляется от неподвижного.

Вращение конуса вокруг своей оси нежелательно, так как это вызывает дополнительное нагружение при загрузке материала в камеру дробления. Поэтому в некоторых конструкциях конусных дробилок предусмотрены тормозные устройства, препятствующие вовлечению подвижного конуса во вращение.

Корпус конуса (без вала) представляет собой сварно-литое тело вращения из конструкционной нелегированной стали 35Л (ГОСТ 977—88) массой 9 т, диаметром 2200 мм и высотой 1040 мм.

Изнашиваемая сферическая поверхность показана на рис. 2.

Среднеуглеродистая литая сталь 35Л без термообработки, как правило, имеет феррито-перлитную структуру с ориентированным распределением феррита и ферритной сеткой по границам бывших аустенитных зерен. После нормализации от температуры 850÷870 °С с последующим улучшением сталь имеет значительную структурную неоднородность. Высокотемпературная нормализация при температуре 950÷970 °С или нормализация при 950÷970 °С с последующим улучшением приводит к значительному измельчению феррита, повышает его ориентированность и снижает общую неоднородность структуры.

Рентгенографическое исследование показало, что после фазовой перекристаллизации с нагреванием выше критической температуры Ac_3 до температуры $850 \div 870$ °C, как правило, исходная внутризеренная ориентировка восстанавливается. Только после нагревания до температуры $920 \div 960$ °C полностью ликвидируется наследственная текстура.

Наблюдения структурных изменений при нагревании стали 35Л до температуры 1000 °С с помощью высокотемпературного микроскопа показали, что в интервале температур 720÷800 °С происходит фазовая перекристаллизация, сопровождающаяся образованием большого числа новых границ внутри ферритных игл и перлитных колоний. При температуре 900÷930 °С вместо большого числа мелких зерен возникают крупные зерна, при температурах выше 960 °С наблюдается быстрый рост зерен. Од-

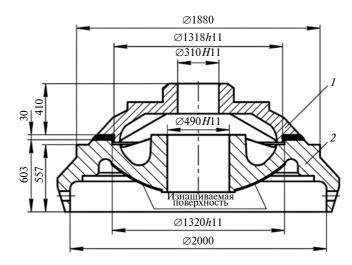


Рис. 2. Корпус конуса

нако только при температурах выше 1050 °C средний размер зерен аустенита близок к размеру крупного исходного зерна литой стали.

Зарождение аустенита происходит как внутри ферритных игл на субграницах, так и в перлитных колониях на межфазных границах феррита и карбида. При нагревании выше 850 °С наблюдается миграция границ зерен аустенита, которые возникли при фазовом превращении на месте перлитных колоний. Данные зерна аустенита увеличиваются в результате поглощения полигонизованных ориентированных зерен, возникших в игольчатом феррите. Разрушение внутризеренной текстуры в литой углеродистой стали происходит в результате миграции границ и собирательной рекристаллизации аустенита, возникшего в перлитных колониях.

Вероятно, при нагревании до температуры $900 \div 930$ °C проходит также растворение карбидных частиц и примесных фаз литой стали, задерживающих рекристаллизацию. Последующая за высокотемпературным нагреванием повторная нормализация или закалка с температур лишь немного выше температуры Ac_3 (850 °C) обеспечивают повышение однородности и измельчение структуры литой стали. В результате такой обработки значительно повышаются показатели размерной стабильности и механические свойства металла.

Наиболее высокие показатели сопротивления микропластическим деформациям (предел упругости и релаксационная стойкость) и механических свойств получены на образцах, которые были подвергнуты нормализации при температуре 950÷970 °С перед окончательной термообработкой. Более низкие показатели имели образцы после традиционной нормализации при температуре 850÷870 °С. Особенно эффективна высокотемпературная термообработка образцов после литья для повышения предела упругости, релаксационной стойкости и показателей пластичности.

Заметим, что при одинаковых режимах окончательной термообработки в образцах, подвергнутых предварительной высокотемпературной нормализации, по сравнению с традиционной обработкой улучшаются следующие показатели: предел упругости на $10 \div 30 \%$, релаксационная стойкость на $20 \div 100 \%$, пластичность на $50 \div 100 \%$.

Микропластические деформации в доэвтектоидной стали развиваются, прежде всего, в отдельных зернах избыточного феррита как в наименее прочной структурной составляющей стали. Влияние размера ферритной составляющей на сопротивление микропластическим деформациям аналогично влиянию размера зерна на релаксационную стойкость стали: чем меньше размер ферритной составляющей и равномерное ее распределение в структуре, тем выше предел упругости и релаксационная стойкость литой стали.

Таким образом, предварительная термообработка, способствующая измельчению структуры и повышению ее однородности, обеспечивает оптимизацию свойств литых стальных деталей, применяемых в точном машиностроении и приборостроении [1, 2].

Сталь 35Л относится к ограниченно свариваемым сталям, следовательно, при сварке и наплавке необходимо соблюдать следующее: предварительное нагревание детали до температуры 300÷350 °C, сопутствующее нагревание при наплавке для снижения возникновения горячих трещин, термообработку после наплавки при температуре 600÷650 °C [3].

Данные требования можно реализовать на крупных машиностроительных предприятиях, имеющих специализированное оборудование, в том числе термическое. В ПАО "Михайловский ГОК" (г. Железногорск, Курская обл.), где разрабатывалась технология восстановления сферической поверхности конуса дробилки, данное оборудование отсутствует. Поэтому встал вопрос выбора между традиционными низкоуглеродистыми сварочными материалами (сварочная проволока Св-08Г2С, электроды Э50) с низками твердостью и износостойкостью и возможностью возникновения трещин, что недопустимо в паре трения "сфера конуса баббит", и подбором сварочных материалов для восстановления, которые не требуют предварительного и сопутствующего нагреваний и обладают износостойкостью не ниже, чем износостойкость основного металла [4—10]. В результате анализа сварочных материалов была выбрана проволока Сабарос SW 146.

Технические характеристики проволоки Сабарос SW 146

Диаметр, мм	1,2
Сварочный ток, А	60÷280
Напряжение, В	14÷27
Назначение	Полуавтоматическая сварка трудносвариваемых сталей
Стандарты	DIN 8556 SG X 15 CrNiMn 18 8; AWS A5.9 ER 307; Werkstoff-Nr. 1.4370

Технические характеристики наплавленного металла

Химический состав, %	Fe — основа; C — 0,1; Si — 0,8; Cr — 18,5; Ni — 8,5; Mn — 8,50
Предел прочности, МПа, не менее .	600
Предел текучести, МПа, не менее .	370
Ударная вязкость при температуре 20 °C <i>KV</i> , Дж, не менее	100
Вылет проволоки, мм	12÷25
Выход наплавленного металла, %	95
Защитные газы при наплавке (DIN EN 439)	99 % Ar + 1 % O ₂ ; 97,5 % Ar + 2,5 % CO ₂
Расход защитных газов при наплавке (DIN EN 439), л/мин	16÷20

При наплавке в два слоя расчетные эквиваленты по диаграмме Шеффлера составили: эквивалент хрома — 19.7%; эквивалент никеля — 17.01%.

Анализ диаграммы Шеффлера показал, что при наплавке на сталь 35Л проволокой Сабарос SW 146 структура наплавленного слоя состоит из смеси аустенита с ферритом. Металл шва с аустенитноферритной структурой обладает хорошей стойкостью к межкристаллитной коррозии, так как наблюдается измельчение зерен и увеличивается их число, что увеличивает общую площадь поверхности зерен, а количество углерода, выделяющегося в виде карбидов, значительно уменьшается.

Основная задача при наплавке покрытий — получить покрытие необходимой толщины требуемого химического состава с заданной структурой без пор и трещин, прочно соединенное с поверхностью детали.

Ввиду сложной формы корпуса конуса наплавка под слоем флюса для восстановления детали не подходит. Простым и производительным способом, не требующим специальной оснастки при наплавке криволинейных поверхностей, является механизированная наплавка в защитном газе [11, 16—20].

Этапы восстановления сферической поверхности корпуса конуса

Контрольные замеры: глубина канавки по диаметру 1020 мм; износ сферы в двух диаметральнопротивоположных местах (с помощью шаблона), контроль зазоров набором щупов.

Токарная обработка: на токарно-карусельном станке 1563 проточка сферы корпуса конуса под наплавку.

Транспортировка мостовым краном Q30/5. *Подготовка поверхностей под наплавку:*

- 1. Установка корпуса конуса на ровную поверхность.
- 2. Очистка от загрязнений, обезжиривание, удаление стружки. Зачистка до металлического блеска незахваченных механической обработкой участков на нижних секторах конуса. При работах необходимо использовать: защитные очки (ГОСТ 12.4.253—2013), шлифовальную машинку,

ветошь (ОСТ 63-46—84), бензин (ТУ 38.401-67-108—92).

- 3. Защита отверстия масляного канала установка в паз медной пластины 30×80 см толщиной $h = 4 \div 5$ мм (рис. 3); обработка масляных канавок защитным антипригарным спреем Abicor Binzel Super Pistolen Spray.
- 4. Разметка сферы корпуса конуса на шесть секторов, длина дуги 775/300 мм (рис. 4); инструменты: рулетка (ГОСТ 24473—80), мел, линейка (ГОСТ 427—75).

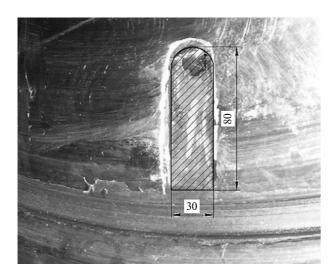


Рис. 3. Установка пластины

Механизированная наплавка:

Наплавка изношенной сферической поверхности до R=1105 мм на всех секторах (рис. 5): первый слой — участки 1—5, второй слой — участки 1—4, третий слой — участки 1 и 2; высота наплавки: участки 1 и 2 — 9 мм; участки 3 и 4 — 6 мм; участок 5 — 3 мм. Общая площадь наплавки 29 250 см².

Режимы наплавки [12]: сварочный полуавтомат Кетррі Кетрота 4200; обратная полярность; сила тока — 250 А; напряжение — 25 В; вылет проволоки — 15 мм; защитный газ — аргон

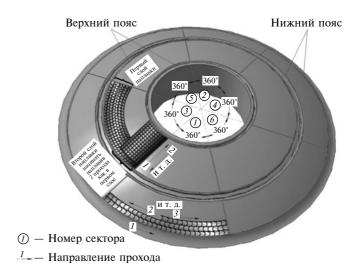


Рис. 4. Схема разметки и наплавки сферы конуса

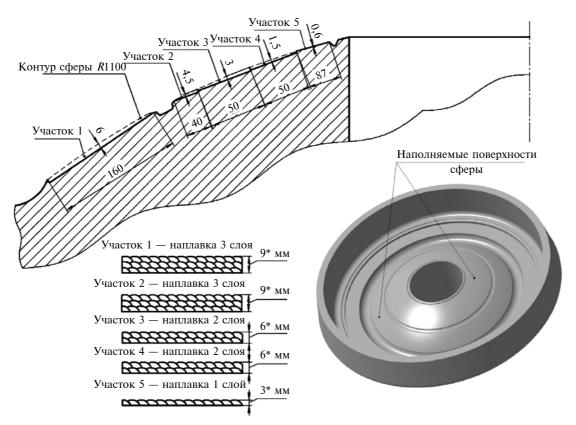


Рис. 5. Порядок наплавки сферы конуса

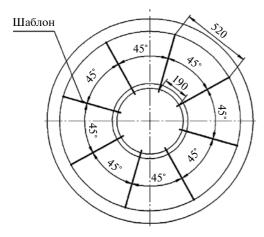


Рис. 6. Схема замеров



Рис. 7. Корпус конуса после наплавки

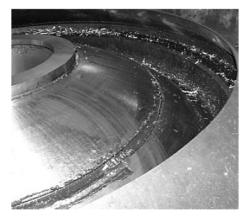


Рис. 8. Корпус конуса после проточки

(ГОСТ 10157—79); проволока Сабарос SW 146 диаметром 1,2 мм; масса 150 кг.

Контроль высоты наплавки осуществляется шаблоном по схеме замеров (рис. 6).

Наплавку выполняют по схеме (см. рис. 4, 5): первый слой — перпендикулярно образующей сферы; второй слой — перпендикулярно предыдущему слою так, чтобы валики располагались под углом 90° к валикам соседних участков; третий слой — перпендикулярно предыдущему, чтобы валики располагались под углом 90° к валикам соседних участков. Обеспечивать перекрытие валиков на 1/3 их ширины.

После наплавки закрытие сферической части асбестовым полотном и выдержка до полного остывания.

Корпус конуса после наплавки представлен на рис. 7.

Контроль: визуально с помощью лупы (ГОСТ 25706—83) на отсутствие трещин и пор.

Токарная обработка: сферическую поверхность на токарно-карусельном станке 1540 до R = 1100 мм по копиру.

Корпус конуса после проточки представлен на рис. 8.

Контроль: замер сферической поверхности; замер шаблоном по диаметру 570 мм, зазор не должен превышать 0,1 мм; зазор по поверхности у большего диаметра не допускается.

Высоту наплавки контролировали на восьми участках с помощью шаблона, набора шупов № 3 (ТУ 2-034-225—87), стальной проволоки диаметром 1 мм.

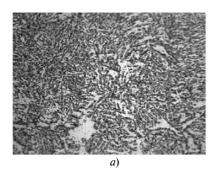
Установлено, что применение аустенитно-ферритных материалов при наплавке деталей из углеродистых сталей дает следующие преимущества:

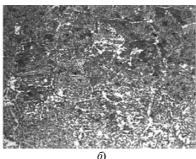
упрощает технологический процесс наплавки крупногабаритных деталей, исключив предварительное и сопутствующее нагревания;

повышает эксплуатационные показатели наплавленного слоя благодаря введению различных легирующих химических элементов;

снижает возникновение горячих и холодных трещин в наплавленном слое.

Были проведены металлографические исследования и изготовлены микрошлифы [13—15]: сталь 35Л





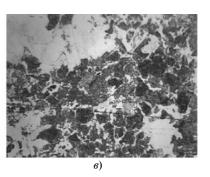


Рис. 9. Микроструктура наплавленного металла (a), зоны сплавления (б) и основного металла (в) (\times 500) в образце 1

(основа) и наплавленный металл проволокой Сабарос SW 146; сталь 35Л (основа) и наплавленный металл проволокой Св-08Г2С-О (ГОСТ 2246—70).

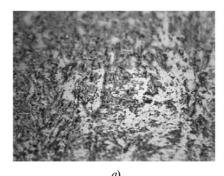
Шлифы для микроструктурных исследований вырезали поперек наплавленных валиков. Микроструктуру исследовали химическим травлением в 15 %-ом спиртовом растворе азотной кислоты. Твердость определяли твердомером Бринелля ТБ 50043 по ГОСТ 9012—59. Для металлографических исследований использовали инвертированный металлографический микроскоп МЕТАМ ЛВ-42.

Химические составы и твердости образцов приведены в табл. 1.

Исследование металлографических шлифов после травления выполняли в соответствии с ГОСТ 8233—56.

Исследования показали следующее:

- 1) **образец 1** микроструктура наплавленного металла (рис. 9, a) представляет собой пластинчатый перлит с тонкими пластинками цементита, расположенными в ферритной основе, далее следует зона сплавления (рис. 9, δ), которая имеет феррито-перлитную структуру с прослойками цементита; микроструктура основного металла (рис. 9, θ) смесь феррита и перлита;
- 2) образец 2 микроструктура наплавленного металла (рис. 10, a) представляет собой феррит с включениями перлита, далее следует зона сплавления (рис. 10, δ), которая состоит из перлита с сеткой цементита;
- 3) образец 3 микроструктура наплавленного металла (рис. 11, a) представляет собой аустенит с сеткой карбидов и незначительным количеством мартенсита, далее следует зона сплавления (рис. 11, δ), которая имеет феррито-перлитную структуру;



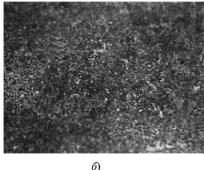
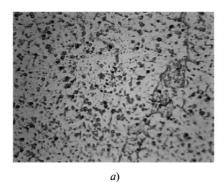


Рис. 10. Микроструктура наплавленного металла (a) и зоны сплавления (б) (\times 500) в образце 2



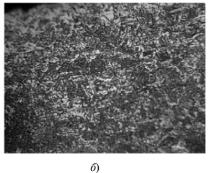


Рис. 11. Микроструктура наплавленного металла (a) и зоны сплавления (δ) (\times 500) в образце 3

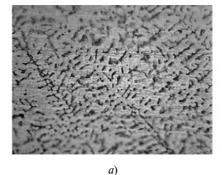




Рис. 12. Микроструктура наплавленного металла (a) и зоны сплавления (δ) (\times 500) в образце 4

Химические составы и твердости используемых для наплавки материалов и образцов после наплавки

Матариал	НВ	Химический состав, %						
Материал		С	Si	Мп	Сг	Ni	S	P
Сталь 35Л (ГОСТ 977—88)	166	0,32÷0,40	0,20÷0,52	0,45÷0,90		_	0,045	0,040
Темплет из корпуса конуса, сталь 35Л	180	0,35	0,45	0,76	_	_	0,019	0,019
Св-08Г2С-О (ГОСТ 2246—70)	180÷200	$0,05 \div 0,11$	$0,70 \div 0,95$	1,80÷2,10	≤0,20	≤0,25	≤0,025	≤0,030
Наплавка из 08Г2С в один слой (образец 1)	179÷187	0,14	0,32	0,84	0,09	0,08	0,020	0,019
Наплавка из 08Г2С в два слоя (образец 2)	196÷207	0,10	0,31	0,92	0,09	0,07	0,009	0,028
Сабарос SW 146	200÷220	0,10	0,80	7,00	18,50	8,50	_	_
Наплавка из Сабарос SW 146 в один слой (образец 3)	196÷207	0,08	0,74	6,50	16,80	7,40	_	_
Наплавка из Сабарос SW 146 в два слоя (образец 4)	179	0,07	0,73	6,70	17,40	7,70	_	_

Таблица 1

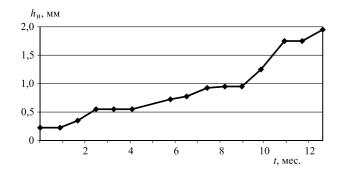


Рис. 13. Зависимость износа $h_{\rm u}$ сферической поверхности корпуса конуса от времени t эксплуатации

Таблица 2 Эксплуатационные показатели нового и восстановленного конусов

Конус	Начало эксплуа- тации	Время до износа в 1 мм, мес.	Время до предельного износа, мес.	Средний износ сферы в месяц, мм
Новый Восстанов- ленный	12.2013 г. 12.2016 г.	23 15	51,7 25,9	0,067 0,135

4) **образец 4** — микроструктура наплавленного металла (рис. 12, a) представляет собой аустенит с сеткой карбидов, далее следует зона сплавления (рис. 12, δ), которая имеет феррито-перлитную структуру.

При производственных испытаниях каждые $25 \div 27$ дней замеряли высоту сферы R=1100 мм специальным шаблоном, визуально с помощью микрометрической лупы оценивали состояние наплавленного слоя на наличие трещин. Результаты испытаний представлены на рис. 13.

Для определения износостойкости наплавленного слоя оценивали работу новой детали и восстановленного корпуса (табл. 2).

Таким образом, восстановление сферической поверхности корпуса конуса выполнено без дорогостоящих и трудозатратных операций, т. е. без предварительного и сопутствующего нагреваний, наплавленный слой легко поддается механической обработке, после 383 дней эксплуатации трещин на поверхности сферы не наблюдалось. Экономический эффект от восстановления корпуса конуса составил 1,5 млн руб.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- 1. **Марочник** сталей и сплавов / М. М. Колосков, В. Т. Долбенко, Ю. В. Каширский и др.; под ред. А. С. Зубченко. М.: Машиностроение, 2001. 672 с.
- 2. **Болховитинов Н. Ф., Болховитинов Б. Н.** Атлас макро- и микроструктур металлов и сплавов. М.: Машгиз, 1959. 88 с.
- 3. Думов С. И. Технология электрической сварки плавлением. М.: Машиностроение, 1987. 347 с.
- 4. Металлопорошковые композиции жаропрочного сплава ЭП648 производства ФГУП "ВИАМ" ГНЦ РФ в

- технологиях селективного лазерного сплавления, лазерной газопорошковой наплавки и высокоточного литья полимеров, наполненных металлическими порошками / Е. Н. Каблов, А. Г. Евгенов, О. Г. Оспенникова и др. // Изв. вузов. Машиностроение. 2016. № 9 (678). С. 62—80.
- 5. **Исследование** мелкодисперсных порошков припоев для диффузионной вакуумной пайки, полученных методом атомизации расплава / Е. Н. Каблов, А. Г. Евгенов, В. С. Рыльников, А. Н. Афанасьев—Ходыкин // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Машиностроение. 2011. № 2. С. 79—87.
- 6. **Структура** и свойства интерметаллидных материалов с нанофазным упрочнением / Ю. Р. Колобов, Е. Н. Каблов, Э. В. Козлов и др.; под ред. Е. Н. Каблова, Ю. Р. Колобова. М.: МИСиС, 2008. 328 с.
- 7. **Алымов М. И.** Консолидированные порошковые наноматериалы (обзор) // Авиационные материалы и технологии. 2014. № S4. C. 34—39. DOI: 10.18577/2071-9140-2014-0-S4-34-39.
- 8. **Сфероидизация** металлических порошков (обзор) / А. И. Родионов, И. Ю. Ефимочкин, А. А. Буякина, М. Н. Летников // Авиационные материалы и технологии. 2016. № S1. С. 60—64. DOI: 10.18577/2071-9140-2016-0-S1-60-64.
- 9. **Связующие** материалы для литья порошков под давлением (обзор) / В. Ю. Алексенко, М. М. Рябова, А. В. Королев, А. М. Бойков // Авиационные материалы и технологии. 2015. № 3. С. 44—50. DOI: 10.18577/2071-9140-2015-0-3-44-50.
- 10. **Получение** тонкодисперсных порошков феррита никеля NiFe₂O₄ методом высокоэнергетического помола на бисерной мельнице замкнутого контура / И. Д. Краев, В. А. Говоров, О. В. Попков и др. // Авиационные материалы и технологии. 2017. № 2. С. 24—30. DOI: 10.18577/2071 -9140-2017-0-2-24-30.
- 11. **Восстановление** деталей машин / Ф. Н. Пантелеенко, В. П. Лялякин, В. П. Иванов, В. М. Константинов. М.: Машиностроение, 2003. 672 с.
- 12. **Справочник** сварщика / Под ред. В. В. Степанова. М.: Машиностроение, 1975. 520 с.
- 13. **Хорн Ф.** Атлас структур сварных соединений / Пер. с нем. М.: Металлургия, 1977. 288 с.
- 14. **Хабракен Л., Де Брауэр Дж. Л.** Металлография железа. Т. 1. Основы металлографии: Монография с атласом микрофотографий. Л.: Металлургия, 1972. 240 с.
- 15. **Шредер А., Розе А.** Металлография железа. Т. 2. Структура сталей: Монография с атласом микрофотографий. Л.: Металлургия, 1972. 284 с.
- 16. **Low-temperature** nitrocementation to improve the life of resurfaced tractor crankshafts / V. N. Gadalov, D. V. Kolmykov, N. A. Korenevskii an. et. // Russian Engineering Research. 2010. Vol. 30. Is. 11. P. 1090—1091.
- 17. **Evaluation** of hard facing and process of its application on drill pipe tool joints / S. B. Grigoriev, L. A. Efimenko, V. G. Salnikov, V. N. Gadalov // Chemical and Petroleum Engineering. 2013. Vol. 48. Is. 9, 10. P. 642—645.
- 18. **Physical** modeling of the mechanism of modification with wear-resistant surfacing / D. N. Romanenko, Yu. A. Artemenko, A. N. Emelyushin an. et. // Chemical and Petroleum Engineering. March 2017. Vol. 52. Is. 11. P. 769—773.
- 19. **Experience** in restoring hydraulic cylinder rods by plasma powder surfacing / S. P. Nefed'ev, R. R. Dema, M. V. Kharchenko an. et. // Chemical and Petroleum Engineering. March 2017. Vol. 52. Is. 11. P. 785—789.
- 20. **Lavrentev A. Y., Dozhdelev A. M., Filonovich A. V.** Research of structural phase transformations in the fusion area of bimetallic punching tools // Journal of Chemical Technology and Metallurgy. Vol. 52. Is. 4. 2017. P. 707—710.

П. Г. МИН, канд. техн. наук, В. Е. ВАДЕЕВ, В. В. КРАМЕР (ВИАМ), e-mail: viamlab3@mail.ru

Технология полной переработки отходов деформируемых жаропрочных сплавов¹

Рассматриваются ресурсосберегающие технологии получения деформируемых жаропрочных сплавов ВЖ175 и ВЖ172 для производства деталей газотурбинных двигателей с использованием до 100 % отходов. Содержание легирующих химических элементов и примесей, а также механические свойства соответствуют сплавам, выплавленным из свежих шихтовых материалов.

Ключевые слова: отходы, вакуумная индукционная плавка, рафинирование, редкоземельные металлы, жаропрочный никелевый сплав, примеси.

Resource-saving technologies for the manufacture of deformable "BЖ175" and "BЖ172" heat-resistant alloys for the production of parts of gas turbine engines using up to 100% waste are considered. The content of alloying chemical elements and impurities, as well as mechanical properties, correspond to alloys manufactured from fresh burden materials.

Keywords: waste, vacuum induction melting, refining, rare earth metals, heat-resistant nickel alloy, impurities.

Создание перспективных газотурбинных двигателей и изделий авиационной техники невозможно без применения новых жаропрочных материалов, значительно повышающих тактико-технические характеристики, надежность и ресурс этих изделий [1, 2].

Во ФГУП "ВИАМ" разработаны деформируемые никелевые жаропрочные сплавы ВЖ175 и ВЖ172 и промышленные технологии для производства дисков турбины и сварных деталей горячего тракта перспективных газотурбинных двигателей (АО "Металлургический завод "Электросталь"), что позволило начать их внедрение на АО "ОДК-Авиадвигатель", ПАО "ОДК-УМПО" и др. [3].

Одним из сдерживающих факторов внедрения новых материалов в серийное производство является их повышенная стоимость, обусловленная применением дефицитных дорогостоящих компонентов для легирования. Опыт производства литейных жаропрочных сплавов показывает, что эффективно снизить стоимость готовой продукции позволяет

¹ Работа выполнена ФГУП "ВИАМ" в рамках реализации комплексного научного направления 10.1 "Ресурсосберегающие технологии выплавки перспективных литейных и деформируемых супержаропрочных сплавов с учетом переработки всех видов отходов. (Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года").

использование отходов, образующихся при изготовлении полуфабрикатов и деталей из данных сплавов [4—7].

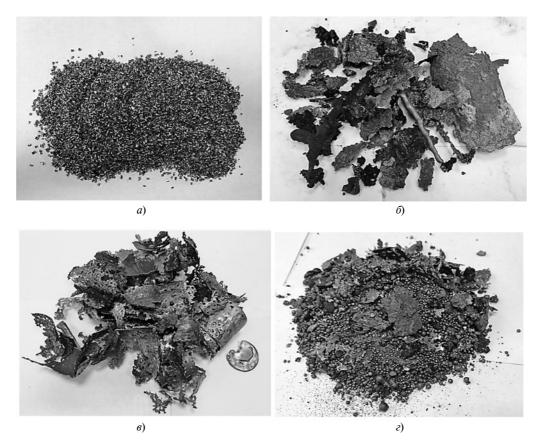
Существующие промышленные технологии производства сплавов ВЖ175 и ВЖ172 допускают использование до 50 % кусковых кондиционных отходов и не позволяют использовать некондиционные отходы: стружку, гарнисаж, корольки, скрап (рисунок). Между тем, в отличие от литейных сплавов, где получаемая фасонная отливка имеет минимальный припуск на механическую обработку, а основными отходами являются куски литников и бракованные детали, на моторостроительных заводах при производстве деталей из деформируемых сплавов значительную часть отходов составляет стружка.

Поверхности образующихся некондиционных отходов, как правило, окисляются, а на стружке после механической обработки остаются масла и эмульсии, используемые в токарном оборудовании и содержащие органические соединения с серой и углеродом [8, 9], которые, попадая в сплав, снижают его рабочие характеристики и даже могут свести к нулю экономическую выгоду от применения отходов. Следовательно, при использовании отходов в плавке особое внимание необходимо уделить их подготовке и рафинированию расплава [10—13].

При переработке отходов литейных никелевых жаропрочных сплавов широко применяют технологические рафинирующие добавки щелочноземельных и редкоземельных металлов (РЗМ). Благодаря высокому химическому сродству к вредным примесям (в частности, сере и кислороду) добавки образуют с ними тугоплавкие соединения, которые удаляются из расплава путем адсорбции на стенках плавильного тигля при выплавке или на поверхности пенокерамического фильтра при разливке [14, 15].

Для рафинирования расплавов литейных никелевых жаропрочных сплавов наиболее применяемыми являются церий, лантан и иттрий, однако в работе [16] показана высокая эффективность комплексного рафинирования расплава с использованием эрбия и диспрозия, которое применили в представленной технологии переработки до 100 % отходов сплавов ВЖ175 и ВЖ172. Вследствие более высокого давления упругости насыщенного пара (парциального давления) эрбия и диспрозия при температуре проведения плавки, их остаточное содержание в сплаве минимально и не влияет на его

71



Некондиционные отходы сплавов ВЖ175 и ВЖ172 в виде стружки (а), гарнисажа (б), скрапа (в) и корольков (г)

фазовый состав по сравнению с традиционными РЗМ [17].

Применение разработанных во ФГУП "ВИАМ" ресурсосберегающих технологий производства сплавов ВЖ175 и ВЖ172 с использованием отходов позволит на $20 \div 30$ % снизить стоимость новых сплавов без ухудшения их качества по сравнению с существующими серийными технологиями их изготовления [1, 10]. Объектом исследования стали перспективные деформируемые жаропрочные никелевые сплавы ВЖ175 и ВЖ172, а также их отходы, как кондиционные (обрезь со штамповочными дефектами), так и некондиционные (стружка, скрап, гарнисаж и корольки).

Подготовка отходов включала сушку и прокалку в электропечи ПВП-1000/12,5. Плавку проводили в вакуумной индукционной печи (ВИП) УВНС-4 (ВИАМ-2002) в тиглях на 10 и 20 кг. Расплав разливали в стальные трубы с внутренним диаметром 90 мм. Полученные слитки переплавляли в вакуумной дуговой установке с расходуемым электродом VAR L 200. Деформацию заготовок осуществляли на прессе усилием 1600 тс, оборудованным изотермической установкой УИДИН-500. Полную термическую обработку (ПТО), включающую закалку (гомогенизацию) и старение, проводили в камерной электропечи сопротивления Nabertherm LT 15/13.

Содержание легирующих элементов в сплаве определяли методом волно-дисперсионной рентге-

нофлуоресцентной спектрометрии на установке S4 EXPLORER фирмы Bruker Support на твердых образцах, вырезанных из донной части слитка. Содержания серы, углерода, кислорода и азота определяли с помощью газоанализатора CS-600, TC-600 фирмы Leco, остальные примеси определяли массспектрометрическим методом на установке iCAP Qc фирмы Thermo Fisher Scientific.

Испытания на длительную прочность проводили по ГОСТ 10145-81 на оборудовании ZST 2/3, на растяжение по ГОСТ 1497-84 на Tiratest 2300/1, на ударную вязкость по ГОСТ 9454-78 на маятниковом копре ИО 5003-0,3.

Для оценки степени загрязненности каждого вида отходов до начала разработки технологии провели подробный химический анализ примесных элементов, результаты которого показали, что некондиционные отходы сплавов ВЖ175 и ВЖ172 имеют примеси кислорода, азота и серы (табл. 1).

Основную часть поверхностных загрязнений некондиционных отходов удаляют в процессе предварительной подготовки по специально разработанной схеме: измельчение крупногабаритных отходов; пескоструйная обработка для удаления остатков керамики; промывка обезжиривающим раствором; сушка в открытой печи электросопротивления. Представленные в табл. 1 результаты говорят о том, что такая подготовка обеспечивает эффек-

тивное снижение содержания серы и углерода в отходах в результате их очистки от масел и эмульсий.

Следующий этап технологического процесса — выплавка марочных шихтовых заготовок (МШЗ) из подготовленных отходов. Для ее получения использовали около $80 \div 90$ % некондиционных и $20 \div 10$ % кондиционных отходов. Такое соотношение обусловлено особенностями индукционного нагрева шихты и необходимостью наличия в тигле плотных кусков металла для расплавления.

Предусмотренное технологией многостадийное рафинирование расплава во время выплавки МШЗ, включающее высокотемпературное рафинирование расплава (ВТР) в вакууме и рафинирование кальцием, лантаном, эрбием, диспрозием и магнием, уменьшает содержание в сплавах кислорода, азота и серы по сравнению с используемыми некондиционными отходами (см. табл. 1). Однако в МШЗ содержание таких легирующих элементов, как кобальт, вольфрам, алюминий, титан и ванадий, может не соответствовать их содержанию, установленному действующими техническими условиями на полуфабрикаты из данных сплавов.

Для устранения такого несоответствия при выплавке с использованием МШЗ проводят дошихтовку легирующих элементов до оптимального содержания (как правило, доля свежей шихты составляет $4 \div 5$ % от массы плавки). Кроме того, при необходимости в процессе плавки выполняют химический экспресс-анализ состава для его корректировки. Для дополнительного рафинирования расплава проводят ВТР и рафинирование церием, лантаном, скандием (для сплава ВЖ175) и магнием, предусмотренное стандартными технологиями производства сплавов ВЖ175 и ВЖ172.

Таким образом, разработанная технология обеспечивает полное соответствие химического состава готовой продукции, выплавленной с использованием отходов, требованиям действующих ТУ и ультранизкого содержания вредных примесей и газов в сплавах. Отметим также, что подобранные технологические параметры выплавки обеспечивают минимальное остаточное содержание дополнительно вводимых рафинирующих элементов [18]. Снижение содержания активных рафинирующих добавок связано, во-первых, с их взаимодействием с примесями, в частности с серой и кислородом, во-вторых, с высокими значениями упругости пара данных элементов, за счет чего при выплавке в вакууме они интенсивно испаряются с поверхности расплава.

Фактическое остаточное содержание дополнительно введенных РЗМ в готовой продукции на один-два порядка ниже, чем их введенное количество, поэтому оно не влияет на фазовый состав полученных сплавов, что подтверждено исследованиями микроструктуры [18] при разработке технологий.

Механические свойства полученных сплавов оценивали на образцах, деформированных и термообработанных по стандартным технологиям для сплавов ВЖ175 и ВЖ172. Результаты испытаний на длительную прочность, растяжение и ударную вязкость представлены в табл. 2 и 3 в сравнении с аналогичными сплавами, выплавленными с применением только свежих шихтовых материалов.

Установлено, что механические свойства деформируемых сплавов ВЖ175 и ВЖ172, выплавленных с использованием отходов, не уступают сплавам, изготовленным из свежих шихтовых материалов,

Таблица 1

Сплав	Образец				Сод	ержание	примесных	х элементов	, % масс.			
Сплав	Образец	Si	Fe	S	Mn	P	Pb	Bi	As	Sn	О	N
ВЖ175	Обрезь Стружка Гарнисаж Скрап Корольки Стружка после очистки МШЗ	0,12 0,03 0,11 0,06 0,04 0,03 0,07	0,21 0,34 0,42 0,75 0,58 0,33 0,20	0,0019 0,0021 0,0140 0,0018 0,0020 0,0011 0,0006	H/O H/O H/O H/O H/O H/O	H/O H/O H/O H/O H/O H/O	<0,00001 0,00002 0,00002 <0,00001 0,00001 0,00002 0,00001	<0,00001 <0,00001 <0,00001 <0,00001 <0,00001 <0,00001	<0,0009 <0,0003 <0,0003 <0,0003 <0,0003 <0,0003 0,0001	0,0002 0,0002 0,0001 0,0001 0,0002	0,0085 0,1000 0,0055 0,066 0,0080 0,0018	0,0062 0,0013 0,0023 0,0023 0,0012 0,0011 0,0013
	Готовая продукция ТУ	0,09 ≤ 0,5	0,29 ≤ 0,5	0,0002 ≤ 0,01	0,030 ≤ 0,4	0,0017 ≤ 0,015	<0,00001	<0,000005	0,00014	<0,0002	0,0005	0,0008
ВЖ172	Обрезь Стружка Гарнисаж Скрап Корольки Стружка после очистки МШЗ Готовая продукция	0,04 0,03 0,10 0,04 0,05 0,03 0,11 0,10 ≤ 0,5	0,21 0,43 0,47 0,26 0,34 0,45 0,26 0,20 ≤ 0,4	0,0024 0,0029 0,0083 0,0073 0,0035 0,0012 0,0007 0,0003 ≤ 0,015	H/O H/O H/O H/O H/O O,095 0,002 ≤ 0,4	H/O H/O H/O H/O H/O 0,0026 0,0025 ≤ 0,015	<0,00001 0,0008 <0,00001 <0,00001 0,00001 0,00004 <0,00001 0,00002	<0,00001 <0,00001 <0,00001 <0,00001 <0,00001 <0,00001 <0,00001 -	<0,0009 <0,0003 <0,0003 <0,0003 <0,0003 <0,0003 0,0010 <0,0006	,	0,092 0,200 0,280 0,030 0,085 0,0015	0,0005 0,0015 0,0043 0,0040 0,0005 0,0018 0,0010 0,0007

Таблииа 2

Сплав	Технология	Время, ч, до разрушения при $T = 750$ °C и	Кратко менн свойств:	ые а при	Ударная вязкость <i>КСU</i> ,
		$\sigma = 640 \text{ M}\Pi a$	$\sigma_{_{\rm B}}, \ H/{\rm mm}^2$	δ, %	Дж/см ²
	С примене-	151 149	1665 1660	17 18,5	32,21
	до 100 % отходов	129 148	1640 1640	16 18	35,55
ВЖ175	С примене- нием 100 %	125 118	1580 1570	17 16	45,85
	свежей шихты	122 124	1580 1590	16 17	39,72
	Требова- ния ТУ и Паспорта	≥100	≥1570	≥13	≥29

Таблица 3

Сплав	Технология	Время, ч, до разрушения при <i>T</i> = 700 °C	Кратковременные свойства при $T = 20 ^{\circ}$ С			
		и σ = 590 МПа	$\sigma_{\rm B}$, МПа	δ, %		
	С примене- нием до 100 %	127	1470 1470	27 27		
	отходов	111	1480 1470	28 27		
ВЖ172	С примене- нием 100 %	134	1420 1430	25 27		
	свежей шихты	108	1430 1440	26 27		
	Требования ТУ и Паспорта	≥100	≥1370	≥20		

и удовлетворяют требованиям действующих ТУ и Паспортов на сплавы.

В АО "Металлургический завод "Электросталь" на основании полученных результатов была разработана и внедрена в производство технология, включающая очистку отходов и выплавку из них МШЗ серийного деформируемого жаропрочного сплава ЭП742.

Заключение

Разработаны ресурсосберегающие технологии получения деформируемых жаропрочных сплавов ВЖ175 и ВЖ172 для изготовления деталей газотурбинных двигателей с использованием до 100 % как кондиционных, так и некондиционных отходов. Благодаря современным металлургическим подходам и многостадийному комплексному рафинированию расплава, технологии обеспечивают со-

ответствие химического состава и механических свойств сплавов требованиям действующих технических условий и паспортов при ультранизком содержании вредных примесей в выплавленном металле.

Технологии позволяют на 20÷30 % снизить стоимость новых сплавов без ухудшения их качества по сравнению с существующими серийными технологиями их изготовления, предусматривающими использование до 50 % кондиционных отходов.

- 1. **Каблов Е. Н.** Инновационные разработки ФГУП "ВИАМ" ГНЦ РФ по реализации "Стратегических направлений развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года" // Авиационные материалы и технологии. 2015. № 1 (34). С. 3—33. DOI: 10.18577/2071-9140-2015-0-1-3-33.
- 2. **Особенности** технологии выплавки и разливки современных литейных высокожаропрочных никелевых сплавов / Е. Н. Каблов, О. Г. Оспенникова, В. В. Сидоров и др. // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2011. № SP2. С. 68—78.
- 3. **Приоритетные** направления развития технологий производства жаропрочных материалов для авиационного двигателестроения / Е. Н. Каблов, О. Г. Оспенникова, Б. С. Ломберг, В. В. Сидоров // Проблемы черной металлургии и материаловедения. 2013. № 3. С. 47—54.
- 4. **Ресурсосберегающие** технологии выплавки перспективных литейных и деформируемых супержаропрочных сплавов с учетом переработки всех видов отходов / Е. Н. Каблов, В. В. Сидоров, Д. Е. Каблов и др. // Электрометаллургия. 2016. № 9. С. 30—41.
- рометаллургия. 2016. № 9. С. 30—41. 5. **Мин П. Г., Сидоров В. В.** Опыт переработки литейных отходов сплава ЖС32-ВИ на научно-производственном комплексе по изготовлению литых прутковых (шихтовых) заготовок ФГУП "ВИАМ" // Авиационные материалы и технологии. 2013. № 4. С. 20—25.
- 6. **Мин П. Г., Сидоров В. В.** Ресурсосберегающая технология переработки отходов литейных жаропрочных никелевых сплавов // Тр. 22-й междунар. науч.-технич. конф. "Литейное производство и металлургия, 2014. Беларусь". Минск: Литье и металлургия, 2014. С. 118—123.
- 7. **Инновационная** технология производства жаропрочного сплава ЖС32-ВИ с учетом переработки всех видов отходов в условиях сертифицированного серийного производства ФГУП "ВИАМ" / В. В. Сидоров, В. Е. Ригин, А. В. Горюнов, П. Г. Мин // Тр. ВИАМ: электрон. науч.-технич. журн. 2014. № 6. Ст. 01. URL: http://www.viam-works.ru (дата обращения 12.07.2018). DOI: 10.18577/2307-6046-2014-0-6-1-1.
- 8. **Влияние** кремния и фосфора на жаропрочные свойства и структурно-фазовые превращения в монокристаллах их высокожаропрочного сплава ВЖМ4-ВИ / В. В. Сидоров, В. Е. Ригин, О. Б. Тимофеева, П. Г. Мин // Авиационные материалы и технологии, 2013. № 3. С. 32—38.
- 9. **Влияние** примесей на структуру и свойства высокожаропрочных литейных сплавов и разработка эффективных методов устранения их отрицательного влияния / В. В. Сидоров, В. Е. Ригин, П. Г. Мин и др. // Новости материаловедения. Наука и техника. 2014. № 2. Ст. 03. URL: http://www.materialsnews.ru (дата обращения 12.07.2018).
- 10. Каблов Д. Е., Сидоров В. В., Мин П. Г. Влияние примеси азота на структуру монокристаллов жаропроч-

А. Ю. ЛУЗЕНИН, Т. А. НЕСТЕРОВА (ПАО "НПО "Искра", г. Пермь), e-mail: ctv860@iskra.perm.ru

Отработка технологии защитного оксидирования деталей из титановых сплавов

Рассматривается защитное оксидирование в графите, направленное на повышение антифрикционных свойств деталей из титановых сплавов, используемых в узлах трения. Высокие антифрикционные свойства обеспечиваются получением твердого слоя окислов, прочно связанного с основным металлом.

Ключевые слова: узел трения, оксидирование, графит, антифрикционные свойства.

The protective oxidation in graphite is considered, aimed at improving the anti-friction properties of parts made of titanium alloys used in friction units. High anti-friction properties are provided by obtaining a solid layer of oxides firmly bound to the base metal.

Keywords: friction unit, oxidation, graphite, antifriction properties.

В настоящее время большой интерес представляют опоры трения из титановых сплавов. Однако в технической литературе очень редко упоминается об их успешном практическом использовании. Это объясняется склонностью титановых сплавов к схватыванию, задиру при трении и, как следствие, повышенному износу и переносу титана на поверхность контртела.

Попытки улучшить антифрикционные свойства титановых сплавов легированием не привели к желаемым результатам. Не улучшает антифрикционные свойства пары трения и использование жидких смазочных материалов, а твердые смазочные мате-

риалы плохо удерживаются на поверхности трения из-за низкой адгезии к титану.

Применение титана и его сплавов в реальных узлах трения невозможно без поверхностно-упрочняющей обработки. Защитное оксидирование в графите — наиболее эффективный способ повышения антифрикционных свойств титановых сплавов, особенно при работе в морской воде. Данный способ обеспечивает высокие антифрикционные свойства получением твердого слоя окислов, прочно связанного с основным металлом.

Целью работы специалистов ПАО "Искра" было получение твердого диффузионного слоя окислов с удельным приростом массы $\Delta m_{yд}$ не менее $2.5 \cdot 10^{-3}$ кг/м². В качестве исходного материала выбрали рекомендуемый для использования в судостроительной отрасли титановый сплав ПТ-3В. Защитное оксидирование деталей осуществляли в электрической печи шахтного типа в атмосфере воздуха. Детали и образцы укладывали в контейнер из коррозионно-стойкой стали и засыпали серебристым графитом марки ГЛ1 (ГОСТ 5279—74).

Учитывая, что одним из важных критериев получения качественного твердого диффузионного слоя является отсутствие посторонних примесей, графит просеивали и прокаливали в электрической печи при температуре 950 °C. Защитное оксидирование проводили в электрической печи при температуре 730_{-10}^{+20} °C и выдержке не менее 3 ч. После

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 71)



ного никелевого сплава ЖС30-ВИ и разработка эффективных способов его рафинирования // Авиационные материалы и технологии. 2012. № 2. С. 32—36.

- 11. **Исследование** процессов рафинирования в вакууме сложнолегированных никелевых расплавов от примеси серы / В. В. Сидоров, В. Е. Ригин, П. Г. Мин, Ю. И. Фоломейкин // Металлы. 2015. № 6. С. 37—43.
- 12. **Влияние** скорости фильтрации сложнолегированного никелевого расплава через пенокерамический фильтр на содержание примеси серы в металле / В. В. Сидоров, П. Г. Мин, Ю. И. Фоломейкин, В. Е. Вадеев // Электрометаллургия. 2015. № 5. С. 12—15.
- 13. **Компьютерное** моделирование и экспериментальное исследование реакций рафинирования в вакууме сложнолегированных ренийсодержащих никелевых расплавов от примесей серы и кремния / В. В. Сидоров, П. Г. Мин, В. Т. Бурцев и др. // Вестник РФФИ. 2015. № 1 (85). С. 32—36.
- 14. **Мин П. Г., Сидоров В. В.** Рафинирование отходов жаропрочного никелевого сплава ЖС32-ВИ от примеси кремния в условиях вакуумной индукционной плавки //

- Тр. ВИАМ: электрон. науч.-технич. журн. 2014. № 9. Ст. 01. URL: http://www.viam-works.ru (дата обращения 12.07.2018). DOI: 10.18577/2307-6046-2014-0-9-1-1.
- 15. **Сидоров В. В., Мин П. Г.** Рафинирование сложнолегированного никелевого расплава от примеси серы при плавке в вакуумной индукционной печи. Ч. 2 // Электрометаллургия. 2014. № 5. С. 26—30.
- 16. **Мин П. Г., Вадеев В. Е., Крамер В. В.** Рафинирование некондиционных отходов деформируемых никелевых сплавов в вакуумной индукционной печи // Технология металлов. 2015. № 4. С. 8—13.
- 17. **Савицкий Е. М., Терехова В. Ф.** Металловедение редкоземельных металлов. М.: Наука, 1975. 52 с.
- 18. Ресурсосберегающая технология выплавки деформируемого сплава ВЖ175 с использованием некондиционных отходов / П. Г. Мин, В. Е. Вадеев, В. А. Калицев, В. В. Крамер // Матер. конф. "Современные жаропрочные деформируемые никелевые и интерметаллидные сплавы, методы их обработки". М.: ФГУП "ВИАМ", 2015. (электронный носитель)

Об- разец	Состав для обезжиривания	т ₀ , г	т, г	Δm, г	$\Delta m_{\rm уд}, 10^{-3}$ кг/м ²
1	Спирт	13,7851	13,7895	0,0044	3,2
2	Уайт-спирит	13,7667	13,7738	0,0051	3,6
3	Ацетон	13,8127	13,8205	0,0078	5,6
4	Ацетон + [NaOH + Na(PO ₄) ₂ + Na ₃ SiO ₃] + декапирование в кислоте H_2SO_4	13,8084	13,8136	0,0052	3,7
5	Бензин + [NaOH + Na(PO ₄) ₂ + Na ₃ SiO ₃] + декапирование в кислоте H_2SO_4	13,7394	13,7444	0,005	3,5
6	Уайт-спирит + [NaOH + Na(PO ₄) ₂ + Na ₃ SiO ₃] + декапирование в кислоте H_2SO_4	13,8219	13,8282	0,0063	4,4
7	Aцетон + [NaOH + Na(PO ₄) ₂ + Na ₃ SiO ₃]	13,7851	13,8521	0,067	4,7
8	Бензин + [NaOH + Na(PO ₄) ₂ + Na ₃ SiO ₃]	13,7667	13,7744	0,0077	5,5
9	Vайт-спирит + [NaOH + Na(PO ₄) ₂ + Na ₃ SiO ₃]	13,8127	13,8245	0,0118	8,4
Пр	имечание. m_0 и m — масса до и после оксидирования, Δm — прирост массы, Δm	_{ул} — удел	ьный прі	ирост ма	ссы

засыпки прокаленного графита ГЛ1 контейнер с деталями и образцами устанавливали в зоне равномерного нагрева электрической печи с перепадом температуры не более ± 10 °C [1, 2].

Учитывая высокую способность титановых сплавов легко вступать в химическое взаимодействие со многими веществами, особенно при высокой температуре, в работе основное внимание было уделено подбору состава для обезжиривания поверхностей деталей перед оксидированием с целью исключения дефектов оксидированного слоя, приведенных ниже:

Вид дефекта

Причина дефекта

Отслаивание окисной пленки хое обезжиривание Возникновение белых и темно-серых пятен, не отслаивающихся и не дающих язвин на нерабочих поверхностях деталей Неравномерное окрашивание поверхностей — от светло-серых до темно-серых тонов разных оттенков

Использовали следующие составы для обезжиривания образцов:

1 — спирт; 2 — уайт-спирит; 3 — ацетон; 4 — ацетон + [NaOH + Na(PO₄)₂ + Na₃SiO₃] + декапирование в кислоте H_2SO_4 ; 5 — бензин + [NaOH + Na(PO₄)₂ + Na₃SiO₃] + декапирование в кислоте H_2SO_4 ; 6 — уайт-спирит + [NaOH + Na(PO₄)₂ + Na₃SiO₃] + декапирование в кислоте H_2SO_4 ; 7 — ацетон + [NaOH + Na(PO₄)₂ + Na₃SiO₃]; 8 — бензин + [NaOH + Na(PO₄)₂ + Na₃SiO₃]; 9 — уайт-спирит + [NaOH + Na(PO₄)₂ + Na₃SiO₃].

Установлено, что наилучшее обезжиривание имели образцы 7, 8 и 9 без декапирования. Качество обезжиривания опробованных составов оценивали по удельному приросту массы $\Delta m_{\rm уд}$ оксидированного слоя. Результаты исследований массы прироста оксидированного слоя приведены в таблице.

Наряду с учетом качества обезжиривания подбирали время выдержки, так как рабочая термопара показывает температуру в печи, а не в ящике с образцами в графите, что также может быть причиной снижения удельного прироста массы. Для этого использовали контрольную термопару, которую устанавливали в ящике как можно ближе к образцам, и осуществляли нагрев до 730_{-10}^{+20} °C с выдержкой $3\div3,5$ ч по контрольной термопаре [2].

Разработанную технологию дополнительно опробовали на других титановых сплавах: 37, 40, 3М и ПТ-7М. Так, для сплава 37 получили $\Delta m_{\rm yq} = 3,5 \cdot 10^{-3} \ {\rm кг/m^2};$ для сплава $40 - 4,7 \cdot 10^{-3} \ {\rm кг/m^2};$ для $3M - 5,5 \cdot 10^{-3} \ {\rm кг/m^2};$ для ΠT -7М $- 4,7 \cdot 10^{-3} \ {\rm кг/m^2}.$

Анализ полученных расчетом данных прироста массы показал, что разработанная технология термического защитного оксидирования в графите универсальна.

Вывод

Отработка технологии защитного оксидирования в лабораторных условиях показала:

- 1) лучшее обезжиривание обеспечивают составы без декапирования;
- 2) при нагреве и выдержке в печи следует использовать две термопары: рабочую, расположенную в печи, и контрольную, расположенную непосредственно в ящике с деталями. Время выдержки следует отсчитывать по рабочей термопаре после выхода на температуру контрольной термопары.

- 1. **Титановые** сплавы для морской техники / И. В. Горынин, С. С. Ушков, А. Н. Хатунцев, Н. И. Лошакова. СПб.: Политехника, 2007. 385 с.
- 2. **РД5Р.95066—90.** Термическое оксидирование (антифрикционное и защитное) деталей из сплавов типа ПТ-3В.

В. А. КОСТЫШЕВ, д-р техн. наук, А. Х. АШУРОВА (Самарский национальный исследовательский университет им. академика С. П. Королева), e-mail: nk0077@yandex.ru

Разработка технологических параметров при раскатке колец

Рассматривается определение глубины зон пластической (интенсивной) деформации при раскатке колец на основании расчетов калибровки. Проанализированы изменения обжатий кольцевой полосы у нижних и верхних валков трех калибров. Созданы 3D-модели тонкостенного профильного кольца типа "полутор" для ящичного, предчистового и чистового калибров. Показано, что при раскатке колец можно изменять не только диаметр и толщину, но и профиль изделия.

Ключевые слова: зона пластической деформации, глубина, раскатка, ящичный, предчистовой и чистовой калибры.

The determination of the depth of plastic (intense) deformation zones at rolling of rings on the basis of calibration calculations is considered. The changes in the reductions of the annular strip at the lower and upper rolls of three calibers are analyzed. 3D-models of thin-walled profile ring of "half-torus" type for the box-type, pre-finishing and finishing gages are created. It is shown, that at rolling of rings it is possible to change not only the diameter and the thickness, but also the product profile.

Keywords: plastic deformation zone, depth, rolling, box-type, pre-fmishing and finishing gages.

Основной проблемой совершенствования машин и повышения их производительности, а также создания систем машин остается обеспечение их надежности. При этом оценивается достоверность выбранных моделей, схем и методов расчета, отрабатываются методы оптимального конструирования узлов и деталей, проверяется надежность их функционирования в заданных условиях. Одновременно изучается поведение машины в критических и предаварийных ситуациях, проверяются прочностные свойства и конструкционная надежность [1].

Одним из важных показателей технического совершенства авиационной техники является безопасность полетов, которая во многом зависит от надежности двигателей. Особенно важными деталями специальной техники являются тонкостенные кольцевые изделия, работоспособность которых определяется уровнем их кратковременной прочности, ползучести и усталости [2].

Структура и физико-механические свойства металлов при обработке давлением определяются такими параметрами, как степень деформации, температура, характер течения металла в очаге деформации, геометрия формоизменяющих элементов. При раскатке очень важны условия распростране-

ния пластической деформации по высоте заготовки, характеризующиеся тремя зонами: полная пластическая деформация с абсолютной фрагментацией кристаллов; смешанная деформация с избирательной фрагментацией зерен; упругая деформация.

Глубину h_p пластической деформации ограничим нижней границей зоны избирательной фрагментации зерен [3—5]:

$$\frac{h_p}{H_x} = \frac{ck}{2^n} \left(\frac{H_0^2}{H_x^2} - 1 \right),$$

из которой определим

$$h_p = \frac{c(H_0^2 - H_x^2)}{2^n H_x} k,$$

где H_0 и H_x — высота заготовки до и после обжатия; n=2 — масштабный коэффициент, c=1 — коэффициент, выражающий влияние диаметра валков; k=2 — коэффициент, учитывающий влияние осалки

Используя данные расчета калибровки, можно определить глубину пластической деформации (таблица).

Одним из определяющих факторов при исследовании неоднородности очага деформации применительно к раскатке кольцевых профилей в валках разного диаметра являются величины обжатий малым и большим валками.

Отметим, что А. И. Целиков в своей работе [6] приводит зависимость длины дуги захвата от кривизны кольца, радиусов валков и величины обжатия:

$$l = \sqrt{\frac{2r_{\rm K}R_{\rm H}}{r_{\rm K} - R_{\rm H}}\Delta h_{\rm H}} = \sqrt{\frac{2R_{\rm K}R_{\rm B}}{R_{\rm K} + R_{\rm R}}\Delta h_{\rm B}},$$

где $R_{\rm B}$ и $R_{\rm H}$ — соответственно радиусы большого (верхнего) и малого (нижнего) валков; $R_{\rm K}$ и $r_{\rm K}$ — наружный и внутренний радиусы кольца; $\Delta h_{\rm B}$ и $\Delta h_{\rm H}$ — обжатия кольцевой полосы у верхнего и нижнего валков.

Глубина пластической деформации

Калибр	H_{χ} , mm	H_0 , mm	h_p , mm		
Ящичный	11,9	20	21,6		
Предчистовой	10	11,9	8,3		
Чистовой	7	10	7,2		

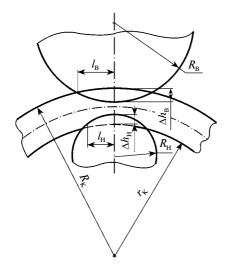


Рис. 1. Схема формоизменения кольцевой полосы

На рис. 1 приведена схема формоизменения кольцевой полосы.

В работе [7] В. А. Костышев экспериментально вывел относительные коэффициенты длины дуги захвата (a_l) , кривизны кольца (a_R) и разности диаметров валков (a_d) , которые использовали в данной работе:

$$a_1 = l_H/l_B = 3.8;$$

 $a_R = R_B/R_H = 2.1;$
 $a_d = r_K/R_H = 1.1,$

где $I_{\rm H}$ и $I_{\rm B}$ — длины дуг захвата нижним и верхним валками.

Обжатие нижним валком определяется по формуле

$$\Delta h_{\rm H} = \frac{a_I^2 a_R R_{\rm K} (r_{\rm K} - R_{\rm H})}{r_{\rm K} (R_{\rm K} + R_{\rm B})} \Delta h_{\rm B} = 2\Delta h_{\rm B}. \tag{1}$$

Для упрощения записи выражения (1) введем обозначение (числовые данные взяты из расчета одного из вариантов раскатки кольца):

$$a_{\Sigma} = \frac{a_l^2 a_R R_{\text{K}} (r_{\text{K}} - R_{\text{H}})}{r_{\text{K}} (R_{\text{K}} + R_{\text{B}})} = \frac{3.8^2 \cdot 2.1 \cdot 94 \cdot (74 - 62)}{74 \cdot (94 + 135)} = 2.$$

Суммарное обжатие валков определяем по формуле

$$\Delta h_{\Sigma} = \Delta h_{\rm R} + \Delta h_{\rm H} = \Delta h_{\rm R} + a_{\Sigma} \Delta h_{\rm R} = \Delta h_{\rm R} (1 + a_{\Sigma}).$$

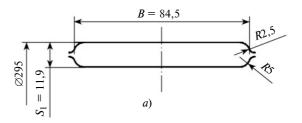
Обжатия (абсолютные деформации) ящичного, предчистового и чистового калибров определяются по формулам: $\Delta h_{\rm B} = \Delta h_{\rm \Sigma}/(1+a_{\rm \Sigma})$ и $\Delta h_{\rm H} = 2\Delta h_{\rm B}$.

Длины дуг захвата применительно к раскатке в валках разного диаметра определяем по известным формулам.

Для ящичного калибра (рис. 2, a) длины дуг захвата у нижнего (рис. 2, δ) и верхнего (рис. 2, ϵ) валков определяются соответственно по формулам:

$$l_{\rm H} = \sqrt{\frac{2r_{\rm K}R_{\rm H}}{r_{\rm K} - R_{\rm H}}\Delta h_{\rm H}} = \sqrt{\frac{2\cdot 74\cdot 62}{74-62}\cdot 13,2} = 100 \text{ mm};$$

$$l_{\rm B} = \sqrt{\frac{2R_{\rm K}R_{\rm B}}{R_{\rm K} + R_{\rm B}}\Delta h_{\rm B}} = \sqrt{\frac{2\cdot 94\cdot 135}{94+135}\cdot 6,6} = 27 \text{ mm}.$$



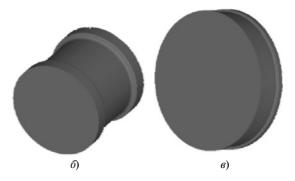


Рис. 2. Ящичный калибр (a) и его нижний (δ) и верхний (ϵ) валки

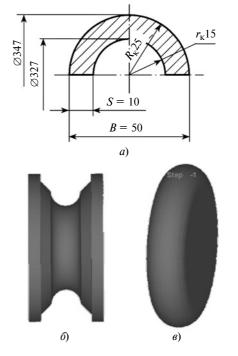


Рис. 3. Предчистовой калибр (a) и его нижний (б) и верхний (в) валки

Для предчистового калибра (рис. 3, a) длины дуг у нижнего (рис. 3, δ) и верхнего (рис. 3, ϵ) валков определяются соответственно по формулам:

$$l_{\rm H} = \sqrt{\frac{2r_{\rm K}R_{\rm H}}{r_{\rm V}-R_{\rm H}}\Delta h_{\rm H}} = \sqrt{\frac{2\cdot135,5\cdot103}{135,5-103}\cdot 8} = 3 \text{ MM};$$

$$I_{\rm B} = \sqrt{\frac{2R_{\rm K}R_{\rm B}}{R_{\rm K} + R_{\rm B}}\Delta h_{\rm B}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 147, 5 \cdot 200}{147, 5 + 200} \cdot 4} = 26 \text{ mm}.$$

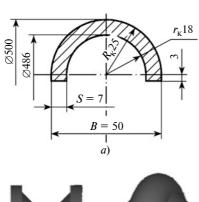
Для чистового калибра (рис. 4, a) длины дуг у нижнего (рис. 4, δ) и верхнего (рис. 4, δ) валков определяются соответственно по формулам:

$$l_{\rm H} = \sqrt{\frac{2r_{\rm K}R_{\rm H}}{r_{\rm K} - R_{\rm H}}\Delta h_{\rm H}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 135, 5 \cdot 103}{135, 5 - 103} \cdot 6, 6} = 75 \text{ mm};$$

$$I_{\rm B} = \sqrt{\frac{2R_{\rm K}R_{\rm B}}{R_{\rm K} + R_{\rm B}}\Delta h_{\rm B}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 147, 5 \cdot 200}{147, 5 + 200} \cdot 3,3} = 24 \text{ mm}.$$

Таким образом, на основании известной зависимости глубины интенсивной пластической деформации, которая связана с исходной и конечной толщинами заготовки, диаметрами валков, степенью деформации и скоростью осадки, установлено, что раскатке в ящичном и чистовом калибрах соответствует высокий очаг деформации, а в получистовом калибре — низкий очаг деформации.

Высокий очаг деформации — это интенсивная пластическая деформация, т. е. активная деформация с интенсивной фрагментацией зерен. В данном случае вследствие того, что размеры нижнего валка



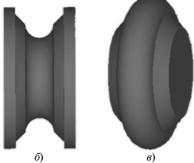


Рис. 4. Чистовой калибр (a) и его нижний (b) и верхний (b)

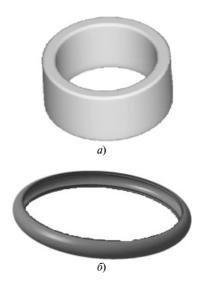


Рис. 5. 3D-модели тонкостенного профильного кольца типа "полутор" для ящичного (a) и чистового (δ) калибров

и кольца достаточно близки, длина их контакта значительно больше длины контакта верхнего валка и заготовки. Поэтому интенсивная деформация проходит более активно в контакте с верхним валком. Низкий очаг деформации — область упругой и малопластической деформации.

Для общего представления формоизменения кольцевой полосы на рис. 5, *a*, *б* представлены 3D-модели тонкостенного профильного кольца типа "полутор" из титанового сплава ОТ4, полученные в программном комплексе DEFORM 3D.

- 1. **Кузнецов Н. Д.** Обеспечение надежности двигателей для гражданской авиации // Основные вопросы теории и практики надежности. М.: Советское радио, 1975. С. 27—42.
- 2. **Алексеев Ю. Н.** Исследование состояния при ротационном выдавливании биметаллических оболочек. Самолетостроение. Технический воздушный флот // Респ. межвед. тематич. научно-техн. сб. 1976. № 39. С. 57—62.
- 3. **Костышев В. А., Гречников Ф. В.** Методы формоизменения профильных кольцевых заготовок раскаткой. Самара: Изд-во СГАУ, 2007. 76 с.
- 4. **Пуппе И., Штаубер Г.** Справочник по металлургии. Прокатное дело. Киев: ГНТИ Украины, 1934. Т. 1. 402 c.
- 5. **Назарцев Н. И., Свитов Б. В.** Разработка технологии изготовления бесшовных цилиндрических тонкостенных обечаек методом раскатки / Сб. "Стали и сплавы цветных металлов". Куйбышев, 1974. С. 84—92.
- 6. **Целиков А. И.** Теория расчета усилий в прокатных станах. М.: Металлургиздат, 1962. 495 с.
- 7. **Костышев В. А.** Разработка научно обоснованных методов формоизменения тонкостенных профильных колец авиационных двигателей: Дисс. д-ра техн. наук. СГАУ, 1997. 307 с.

В. П. ТАБАКОВ, д-р техн. наук (Ульяновский ГТУ), А. В. ЧИХРАНОВ, канд. техн. наук, Я. А. ДОЛЖЕНКО (Ульяновский институт гражданской авиации им. Б. П. Бугаева), e-mail: chihranov@mail.ru

Исследование параметров структуры и механических свойств износостойких покрытий на основе нитрида ниобия¹

Приведены результаты исследований параметров структуры и механических свойств нитрида ниобия и многоэлементных покрытий на его основе. Показано, что введение дополнительных элементов изменяет структурные параметры и механические свойства покрытия нитрида ниобия.

Ключевые слова: нитрид ниобия, покрытие, параметры структуры, фазовый состав, механические свойства.

The research results of the structure parameters and mechanical properties of niobium nitride and multi-element coatings on its base are presented. It is shown, that the introduction of additional elements changes the structural parameters and mechanical properties of the coating of niobium nitride.

Keywords: niobium nitride, coating, structure parameters, phase composition, mechanical properties.

Эффективным способом повышения работоспособности режущего инструмента является нанесение на его рабочие поверхности износостойких покрытий. При механической обработке заготовок наибольшее применение находят однослойные и многослойные покрытия на основе модифицированного нитрида титана, существенно повышающие работоспособность инструмента [1-5]. В то же время недостаточная эффективность режущего инструмента с покрытиями в ряде случаев заставляет искать новые составы и конструкции износостойких покрытий. Одним из перспективных материалов для покрытий режущего инструмента может быть нитрид ниобия. Введение нитрида ниобия в состав покрытий на основе нитрида титана [6-8], а также его использование в многослойных композициях [9, 10] повышает их механические свойства.

Цель работы — исследование параметров структуры и меха-

¹ Работа выполнена при поддержке РФФИ (Грант № 18-48-730011).

нических свойств износостойких покрытий на основе нитрида ниобия.

Исследовали покрытия NbN, NbTiN, NbZrN, NbTiZrN NbTiAlN в сравнении с покрытием TiN, которые наносили на установке "Булат-6" на пластины: твердого сплава МК8 (СП "MKTC-HERTEL"); HTi10 (фир-MITSUBISHI CARBIDE): TNU333 (фирма SANDVIK CO-ROMANT); быстрорежущей стали Р6М5 и стали 20Х13. Пластины из сталей 20X13 и P6M5 использовали для измерения остаточных напряжений в многоэлементных покрытиях, так как их определение невозможно на образцах твердых сплавов вследствие совпадения пиков покрытий и твердосплавной основы. При нанесении многоэлементных покрытий использовали два катода из ниобия, расположенных напротив друг друга, между которыми размещали катод из титана или циркония, или сплава титана и алюминия, или составной катод из титана со вставкой циркония $\emptyset 20$ мм для обеспечения требуемого состава покрытий. Химический состав покрытий определяли методом количественного рентгеноспектрального анализа на установке MAP-4 с учетом ZAFпоправок. Параметры структуры покрытий (период а кристаллической решетки, полуширину β₁₁₁ рентгеновской дифракционной линии) и остаточные сжимающие напряжения σ_0 исследовали на дифрактометре "ДРОН-3М", размеры D блоков областей когерентного рассеивания (ОКР) и относительную микродеформацию $\Delta a/a$ кристаллической решетки рассчитывали по методике работы [11]. Микротвердость H_{ii} , модуль E упругости первого рода и коэффициент $K_{1\,C}$ интенсивности напряжений покрытий определяли по методикам работы [12]. Прочность адгезии покрытий с инструментальной основой оценивали по величине коэффициента K_0 отслоения, который рассчитывали по рекомендациям работы [1].

В результате экспериментальных исследований определены химический состав покрытий (табл. 1) и параметры структуры (табл. 2).

Установлено, что нитрид ниобия в отличие от нитрида титана, для которого характерна гранецентрированная кубическая кристаллическая решетка, имеет гексагональную кристаллическую решетку с преимущественной текстурой (110). Как видно из рис. 1, a, для покрытия NbN при угле скольжения $2\theta = 62^{\circ}$ характерно наличие пика наибольшей интенсивности, который соответствует кристаллической плоскости (110) гексагональной структуры. На дифрактограмме есть

Таблица 1

Покрытие	Содержание металлов в покрытии, $%$ ат.								
	Nb	Ti	Zr	Al					
NbZrN NbTiN NbTiZrN NbTiAlN	50,1 55,6 65,7 67,2	 44,4 33,5 32,8	49,9 - 0,8 -	_ _ _ _ 0,02					

пики существенно меньшей интенсивности, также характерные для гексагональной структуры. По сравнению с нитридом титана нитрид ниобия в зависимости от инструментальной основы имеет бо́льшие в 2,5—2,7 раза значения полуширины β_{111} рентгеновской линии, в 1,5-2,0 раза относительной микродеформации $\Delta a/a$ кристаллической решетки и в 3,1—9,1 раза сжимающих остаточных напряжений σ_0 . Покрытия NbN имеют кристаллиты (ОКР) размером 9,24÷10,45 нм, что значительно меньше данного показателя для покрытий TiN.

Разные остаточные напряжения в покрытиях NbN и TiN объясняются большим в 1,42 раза коэффициентом термического расширения нитрида ниобия по сравнению с нитридом титана [13, 14], а при нанесении покрытия NbN на твердый сплав также и различием коэффициентов термического расширения материалов подложки. Согласно работам [13, 14] коэффициент термического расширения твердых сплавов $\alpha = (4.9 \div 5.5) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, быстрорежущей стали Р6М5 — $\alpha = 9,7 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, нитрида ниобия — $\alpha = 10.1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$.

Введение титана и циркония меняет строение кристаллической решетки покрытия NbN. Для покрытия NbTiN характерна тетрагональная кристаллическая решетка. Как видно из дифрактограммы данного покрытия (рис. $1, \delta$), при угле скольжения $2\theta = 41,6^{\circ}$ наблюдается дифракционный пик наибольшей интенсивности, ко-

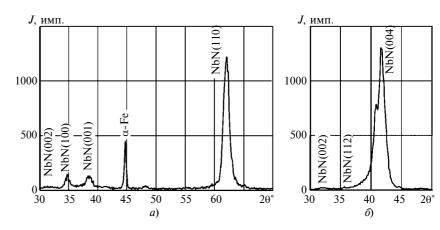


Рис. 1. Фрагменты дифрактограмм покрытий NbN (a) и NbTiN (б), нанесенных на образцы из стали P6M5

торый соответствует кристаллической плоскости (004), характерной для тетрагональной структуры покрытия NbN. В то же время фиксируются пики малой интенсивности, которые соответствуют кристаллическим плоскостям (002) и (102), характерным гексагональной структуре NbN. Кроме того, на дифрактограмме покрытия NbTiN наблюдается дифракционный пик при угле скольжения $2\theta = 40.8^{\circ}$, характерный для кристаллической плоскости (004) тетрагональной кристаллической решетки нитрида титана Ті₂N. Следовательно, можно предположить, что покрытие NbTiN является двухфазным (NbN и Ti₂N) с тетрагональными кристаллическими решетками.

При введении титана в покрытие NbN получаем покрытие NbTiN, в котором увеличиваются размеры a и c кристаллической решетки и ее относительная микродеформация $\Delta a/a$, уменьша-

ются полуширина β_{111} рентгеновской линии и остаточные напряжения σ_{o} . Отметим, что наибольшие изменения касаются остаточных напряжений, которые уменьшаются в 1,65-2,03 раза по сравнению с покрытием NbN. Размеры блоков OKP покрытий NbN и NbTiN отличаются незначительно.

При введении циркония кристаллическое строение покрытия NbN не изменяется. На дифрактограмме покрытия (рис. 2, а) наблюдаются дифракционные пики, соответствующие углу скольжения $2\theta = 31,3^{\circ}$, который характерен для кристаллической плоскости (002) нитрида ниобия. имеющего гексагональную кристаллическую решетку, и углу скольжения $2\theta = 33.5^{\circ}$, который соответствует кристаллической плоскости (111) кубической решетки нитрида циркония. Кроме того, дифракционный пик при угле $2\theta = 39.9^{\circ}$ относится к крис-

Таблица 2

Материал основы	Покрытие	а, нм	с, нм	<i>D</i> , нм	$\Delta a/a, 10^{-3}$	β ^o ₁₁₁	σ ₀ , МПа
20X3	TiN NbN NbZrN	0,4252 0,2994 0,2998		23,19 9,24 10,79	5,3 8,1 13,2	0,44 1,13* 0,87**	-920 ± 84 -2893 ± 94 -3405 ± 252
P6M5	TiN NbN NbZrN	0,4252 0,3020 0,3007	0,5751 0,5715	27,82 8,66 11,62	4,4 8,6 12,3	0,38 1,2* 0,81**	-1389 ± 23 -4716 ± 348 -4580 ± 287
TNU333	TiN NbN	0,4241 0,3015		26,06 10,45	4,7 7,2	0,4 1,0*	-716 ± 53 -6513 ± 177
		(100)	· · · · ·	(0.02)	•	•	•

 Π р и м е ч а н и е: * — измерено по пику (100); ** — измерено по пику (002)

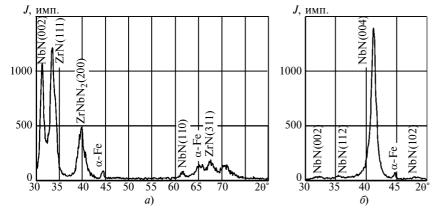


Рис. 2. Фрагменты дифрактограмм покрытий NbZrN (a) и NbTiZrN (б), нанесенных на образцы из стали P6M5

таллической плоскости (200) кубической решетки сложного нитрида $ZrNbN_2$. Полученные данные позволяют заключить, что покрытие NbZrN является двухфазным.

Как следует из данных табл. 2 и 3, параметры кристаллических решеток и остаточные напряжения в покрытиях NbN и NbZrN отличаются незначительно, в то время как в покрытии NbTiN остаточные напряжения значительно меньше. Это объясняется различием кристаллического строения покрытий.

При одновременном введении титана и циркония или титана и алюминия в покрытие NbN получаемые покрытия NbTiZrN и NbTiAlN являются однофазными и имеют тетрагональную кристаллическую решетку с преимущественной текстурой (004). В качестве примера на рис. 2, δ приведен фрагмент дифрактограммы пок-

рытия NbTiZrN, на котором виден дифракционный пик для кристаллической плоскости (004), характерный для тетрагональной кристаллической решетки NbN.

Анализ данных табл. 3 показал, что остаточные напряжения и параметры структуры (размеры кристаллической решетки и блоков ОКР, относительная микродеформация кристаллической решетки и полуширина рентгеновской линии) трехэлементных и двухэлементных покрытий практически не отличаются. В то же время при переходе от нитрида ниобия к многоэлементным покрытиям на его основе, имеющим тетрагональную кристаллическую решетку, наблюдается тенденция снижения остаточных сжимающих напряжений, полуширины рентгеновской линии, повышения относительной микродеформации кристаллической решетки и размеров блоков ОКР.

Таблица 3

Мате- риал основы	Покры- тие	а, нм	с, нм	<i>D</i> , нм	$\Delta a/a, 10^{-3}$	β ₀₀₄	σ ₀ , МПа
20X3	NbTiN	0,4358	0,8704	11,24	9,67	0,86	-1744 ± 313
	NbTiZrN	0,4402	0,8744	10,13	10,7	0,95	-1236 ± 161
	NbTiAlN	0,4417	0,8684	10,98	9,89	0,88	-1828 ± 124
P6M5	NbTiN	0,4381	0,8684	8,55	12,69	1,12	-2319 ± 50
	NbTiZrN	0,4470	0,8764	11,65	9,4	0,83	-2904 ± 312
	NbTiAlN	0,4394	0,8704	13,76	7,9	0,71	-1742 ± 15
TNU333	NbTiN	0,4399	0,8684	10,36	10,47	0,93	_
	NbTiZrN	0,4372	0,8791	10,97	9,96	0,88	_
	NbTiAlN	0,4449	0,8704	10,13	10,74	0,95	_

Исследования механических свойств (табл. 4) показали, что микротвердость $H_{\rm u}$ и модуль E упругости покрытия NbN по сравнению с покрытием TiN больше соответственно на 26÷36 % и 32÷74 % в зависимости от инструментальной основы. Трещиностойкость нитрида ниобия также больше, чем у нитрида титана. Коэффициент K_{1C} интенсивности напряжений покрытия NbN больше в среднем на 22 % по сравнению с покрытием TiN (см. табл. 4). Коэффициент K_0 отслоения покрытия NbN существенно меньше, чем покрытия ТіN, что свидетельствует о большей прочности его адгезии с инструментальной основой. Сопротивляемости абразивному изнашиванию и пластическому деформированию покрытия NbN и TiN отличаются незначительно.

Введение в покрытие NbN одного дополнительного элемента (титана или циркония) или двух (титана и циркония или титана и алюминия) практически не изменяет его микротвердость $H_{\rm u}$: наблюдается ее незначительное уменьшение или увеличение в зависимости от состава покрытия. Например, для двухэлементных покрытий, нанесенных на твердый сплав TNU333, наблюдалось небольшое уменьшение микротвердости, а для трехэлементных покрытий NbTiZrN независимо от инструментальной основы небольшое ее увеличение. Исследования показали, что многоэлементные покрытия одинакового состава, независимо от материала инструментальной основы, имеют примерно одинаковую микротвердость.

При введении дополнительных элементов в покрытия сложного состава на основе NbN, нанесенных на твердые сплавы TNU333 и HTi10, снижается модуль их упругости на 2÷15 % и 8,4÷24 % соответственно. Для покрытий, нанесенных на твердый сплав МК8, снижение модуля упругости существенно меньше и

Таблица 4

Твер- дый сплав	Покры- тие	H_{μ} , ГПа	Е, ГПа	H_{μ}/E	H_{μ}^3/E^2 , ГПа	K_{1C} , M Π a · $M^{1/2}$	K _o
TNU333	TiN NbN NbTiN NbZrN NbTiAIN NbTiZrN	24,5 31,6 30,6 30,5 29,5 32,4	307 536 489 526 455 555	0,079 0,058 0,063 0,058 0,065 0,058	0,156 0,109 0,120 0,102 0,102 0,124 0,110	9,96 12,18 13,74 13,30 12,64 12,22	0,10 0 0,18 0,20 0,23 0,22
HTi10	TiN	24,0	334	0,072	0,124	7,60	0,20
	NbN	32,6	580	0,056	0,103	9,33	0,12
	NbTiN	33,1	531	0,062	0,129	9,56	0,12
	NbZrN	31,2	482	0,065	0,131	9,67	0,15
	NbTiAIN	30,6	440	0,070	0,148	11,74	0,27
	NbTiZrN	32,7	585	0,056	0,102	9,78	0,17
MK8	TiN	24,1	341	0,071	0,120	9,23	0,74
	NbN	30,4	452	0,067	0,137	11,94	0,45
	NbTiN	31,8	449	0,070	0,159	12,01	0,49
	NbZrN	30,4	452	0,067	0,138	11,57	0,53
	NbTiAIN	29,3	437	0,067	0,132	14,75	0,74
	NbTiZrN	31,6	576	0,055	0,095	12,51	0,60

не превышает 3,4 %. Для трехэлементного покрытия NbTiZrN характерно повышение модуля упругости по сравнению с покрытием NbN, особенно при его нанесении на твердый сплав МК8. Из табл. 4 видно, что наибольший модуль упругости характерен для многоэлементных покрытий, нанесенных на твердый сплав TNU333 и наименьший — на МК8.

При введении дополнительных элементов в покрытие NbN для большинства покрытий наблюдается тенденция небольшого увеличения коэффициента интенсивности напряжений, что свидетельствует о повышении их трещиностойкости. При этом наибольший данный коэффициент характерен для покрытий, нанесенных на твердый сплав TNU333 и наименьшие — на HTi10.

Введение дополнительных элементов в покрытие NbN практически не изменяет его сопротивляемость абразивному изнашиванию, о чем свидетельствует показатель H_{μ}/E (см. табл. 4). Данный показатель для всех покрытий имеет примерно одинаковое значение. Разное влияние материала инструментальной основы на мо-

дуль упругости отражается на сопротивляемости покрытий пластическому деформированию, которую косвенно оценивают по соотношению H_{μ}^{3}/E^{2} . Для покрытий, осажденных на твердый сплав МК8, этот показатель больше по сравнению с покрытиями, нанесенными на твердые сплавы TNU333 и HTi10, что объясняется различием модулей упругости и микротвердостей покрытий. Исключение составляет покрытие NbTiZrN, для которого сопротивляемость пластическому деформированию примерно одинаковая при больших значениях модуля упругости независимо от материала инструментальной основы.

Введение дополнительных элементов в покрытие NbN снижает прочность адгезии, о чем свидетельствует повышение коэффициента отслоения покрытий. При этом при переходе от двух- к трехэлементным покрытиям наблюдается тенденция увеличения коэффициента отслоения.

Выводы

1. Покрытие NbN имеет гексагональную кристаллическую решетку по сравнению с ГЦК-решеткой покрытия TiN, меньшие размеры блоков OKP и большие сжимающие остаточные напряжения.

- 2. Введение дополнительных элементов изменяет кристаллическое строение и фазовый состав покрытия NbN. Введение циркония не изменяет кристаллического строения покрытия NbZrN, оно имеет гексагональную кристаллическую решетку. При введении титана или одновременно титана и циркония, или титана и алюминия образуются покрытия NbTiN, NbTiZrN, NbTiAlN с тетрагональной кристаллической решеткой. Двухэлементные покрытия NbZrN и NbTiN являются двухфазными, а трехэлементные NbTiZrN и NbTiAlN — однофазными.
- 3. Покрытие NbN по сравнению с покрытием TiN имеет большие механические свойства (микротвердость, модуль упругости, трещиностойкость), прочность адгезии с инструментальной основой и сжимающие остаточные напряжения.
- 4. Дополнительные элементы практически не изменяют микротвердость покрытия NbN, немного увеличиваются коэффициент интенсивности напряжений и сопротивляемость пластическому деформированию, снижаются модуль упругости и прочность адгезии с инструментальной основой.

- 1. Верещака А. С., Григорьев С. Н., Табаков В. П. Методологические принципы создания функциональных покрытий нового поколения для применения в инструментальном производстве // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 12. С. 18—22.
- 2. **Табаков В. П.** Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента. М.: Машиностроение, 2008. 312 с.
- 3. **Tabakov V. P.** The Influence of Machining Condition Forming Multilayer Coatings for Cutting Tools. Key Engineering Materials. 2012. V. 496.

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

УДК 621.0/338.001.36

Ю. А. МОРГУНОВ, канд. техн. наук, Б. П. САУШКИН, д-р техн. наук (Московский политехнический университет), e-mail: morgunov56@mail.ru

Состояние и развитие машиностроительного производства России

Анализируется состояние машиностроения в России, рейтинги по ряду экономических показателей и динамика отдельных производств. Сформулированы причины отставания отрасли и пути их преодоления.

Ключевые слова: машиностроение, производство, макроэкономические показатели, импорт, экспорт, инновации, рейтинг.

The state of mechanical engineering in Russia, ratings on a number of economic indicators and the dynamics of individual industries are being analyzed. The reasons for the industry lagging and ways to overcome them are formulated.

Keywords: mechanical engineering, production, macroeconomic indicators, import, export, innovation, rating.

Машиностроение является одним из определяющих секторов экономики. К приоритетным отраслям относятся авиационно-космическая, станкостроение, тяжелое машиностроение. При этом

важным направлением в машиностроении является производство средств производства, лидерство которого было утеряно из-за социально-экономических изменений в конце XX в. Поэтому перед отечественной экономикой поставлены задачи: сохранить технологический суверенитет, вернуть статус индустриально развитой страны, войти в пятерку ведущих экономик мира. Переход экономически развитых стран к шестому технологическому укладу ставит перед машиностроением России сложные задачи, связанные с улучшением существующих, созданием и развитием новых технологий.

Анализ данных, представленных компанией Gardner Publication Inc, и данных национальных станкостроительных ассоциаций показал, что индексы производства и потребления такой продукции станкостроения, как металлорежущие станки и кузнечно-прессовое оборудование (МСКПО) отражают изменения состояния мировой экономики и служат индикаторами развития национальных эко-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 80)

- P. 80—85. Trans Tech Publications, Switzerland
- 4. **Износостойкие** ионно-плазменные покрытия режущего инструмента и технологии их нанесения / В. П. Табаков, М. Ю. Смирнов, А. В. Циркин, А. В. Чихранов // Технология машиностроения. 2007. № 1. С. 22—28.
- 5. **Методологические** подходы к формированию многослойных покрытий на режущем инструменте / В. П. Табаков, А. С. Верещака, А. А. Верещака, А. Д. Батако // Вестник машиностроения. 2015. № 9. С. 82—88.
- 6. **Structure** and properties of nanostructured NbN and Nb—Si—N films depending on the conditions of deposition: Experiment and theory / V. I. Ivashchenko, P. L. Skrynskii, O. S. Litvin, et. al. // The Physics of Metals and Metallography. 2015. T. 116. N. 10. P. 1015—1028.

- 7. **Structure** and physicomechanical properties of NbN-based protective nanocomposite coatings: A review / A. D. Pogrebnjak, V. M. Rogoz, O. V. Bondar, et. al. // Protection of Metals and Physical Chemistry of Surfaces. 2016. T. 52. N. 5. P. 802—813.
- 8. **Табаков В. П., Сизов С. В.** Исследование параметров структуры и механических свойств покрытий на основе нитридов титана, циркония и ниобия // Упрочняющие технологии и покрытия. 2017. № 2. С. 70—73.
- 9. **Combined** cathodic arc/unbalanced magnetron grown CrN/NbN superlattice coatings for applications in the cutlery industry / P. Eh. Hovsepian, W.-D. Münz, A. Medlock, G. Gregory // Surf. Coat. Technol. 133. 2000. P. 508—516.
- 10. **Formation** of polyhedral voids at surface cusps during growth of epitaxial TiN/NbN superlattice and alloy films / L. Hultman, L. R. Wallenberg, M. Shinn,

- S. A. Barnett // J. Vac. Sci. Technol. A 10 (4, Pt 2). 1992. P. 1618—1824.
- 11. **Горелик С. С., Расторгуев Л. Н., Скаков Ю. А.** Рентгеноструктурный и электронно-оптический анализ металлов. М.: Металлургиздат, 1970. 366 с.
- 12. **Табаков В. П., Чихранов А. В.** Определение механических характеристик износостойких ионно-плазменных покрытий на основе нитрида титана // Известия Самарского научного центра РАН. 2010. Т. 12. № 4. С. 292—297.
- 13. Андриевский Р. А., Спивак И. И. Прочность тугоплавких соединений и материалов на их основе: Справ. изд. Челябинск: Металлургия. Челябинское отделение. 1989. 368 с.
- 14. **Туманов А. Т., Портной К. И.** Тугоплавкие материалы в машиностроении: Справочник. М.: Машиностроение. 1967. 392 с.

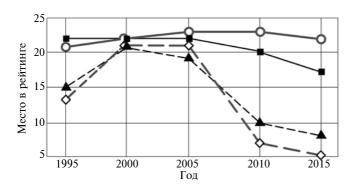


Рис. 1. Рейтинги России среди 60 стран мира по производству (■), потреблению (○), экспорту (▲) и импорту МСКПО (□)

номик [1, 2]. Именно по выпуску станочного оборудования судят о состоянии машиностроения в стране.

В 2015 г. в мировом станкостроении наблюдался спад производства МСКПО: в Китае на 10,3 %, в Японии на 9,2 %, в Германии на 14,1 %, при этом в России зафиксирован подъем на 7,6 % [1]. Однако в России годовой объем производства станкостроительной продукции, который составляет 485 млн долл. США, в 45,6 раза ниже, чем в Китае, в 27,8 раза меньше, чем в Японии и в 23,6 раза ниже по сравнению с Германией. Соотношение выпуска металлорежущих станков к выпуску кузнечно-прессового оборудования (КПО), отражающее качество продукции, в России составляет 41:59, в Китае — 59:41, 83:17 в Японии, 71:29 в Германии. Это указывает на то, что кризис отечественного станкостроения остается [2], но в рейтинге стран мира по данному показателю Россия за 10 лет переместилась с 22-го на 17-е место (рис. 1).

По объему металлообрабатывающего оборудования, приходящегося на душу населения страны, в 2006 г. Россия находилась на 28-м месте, в то время как в начале 80-х годов прошлого столетия СССР занимал третье место. Объем МСКПО (по его стоимости в долл. США) на душу населения России составлял 8,28 долл. США, в Швейцарии, которая занимает первое место в рейтинге, этот показатель достигал 172,18 долл. США, в Китае — 11,85 долл. США. В 2015 г. для России данный показатель составил 15,1 долл. США, в Швейцарии — 126,6 долл., в Китае — 20,2 долл.

Учитывая, что машиностроительное производство вносит значительный вклад во внутренний валовой продукт страны, следует признать, что Россия к началу XXI в. потеряла статус ведущей индустриальной державы (табл. 1).

Анализ макроэкономических показателей производства, потребления и внешнего товарооборота МСКПО (табл. 2) позволил выявить следующее:

1. После спада производства в 2009 г., связанного с экономическим кризисом, в 2009—2013 гг. наблюдалась стабилизация, а в 2014 и 2015 гг. небольшой рост производства, по-видимому, обусловленный курсом на импортозамещение.

- 2. На потребление продукции станкостроения кризис 2008 г. практически не повлиял. Наблюдался монотонный рост потребления с незначительными флуктуациями. Отношение объема производства к объему потребления снижалось с 2010 по 2015 гг. и остановилось на уровне 0,10÷0,22.
- 3. Экспорт к 2008 г. вырос в 2,5 раза относительно 2000 г., в 2009 г. упал в 2,3 раза и к 2015 г. прак-

Таблица 1
Рейтинг ведущих стран мира по производству МСКПО (выборка по годам)

Страна	1954	1967	1986	1997	2007	2015
Япония	_	4	1	1	1	2
Германия (ФРГ/ГДР)	3/5	3/7	2	2	2	3
KHP	10	_	_	6	3	1
Италия	9	9	5	4	4	4
Южная Корея	_	_	_	_	5	5
Тайвань	_	_	_	7	6	7
США	1	1	4	3	7	6
Швейцария	8	10	6	5	8	8
Испания	_	_	9	9	9	9
Бразилия	_	_	_	_	10	12
Франция	6	6	8	10	11	14
Австрия	_	_	_	_	12	10
Великобритания	4	5	7	8	13	11
CCCP	2	2	3	_	_	_
Россия	_	_	_	22	22	17

Таблица 2 Макроэкономические показатели по МСКПО за 2000—2015 гг., млн долл. США [1]

Год	Произ- водство	Потреб- ление	Экс-порт	Им- порт	Товаро- оборот	Торговый баланс
2000	95,0	166,5	58,5	130,0	188,5	-71,5
2001	180,7	260,6	82,8	162,7	245,5	-79,9
2002	159,8	309,1	48,5	197,8	246,3	-149,3
2003	156,4	366,4	68,6	278,6	347,2	-210,0
2004	161,4	387,3	72,9	298,8	371,7	-225,9
2005	161,4	388,8	73,6	301,0	374,6	-227,4
2006	182,0	604,0	117,4	539,4	656,8	-422,0
2007	202,2	601,7	129,1	528,6	657,7	-399,5
2008	420,5	1264,5	145,6	989,5	1135,1	-843,9
2009	229,3	1189,0	63,0	1022,7	1085,7	-959,7
2010	219,0	1765,0	60,0	1006,0	1066,0	-946,0
2011	263,0	1317,0	64,0	1118,0	1182,0	-1054
2012	263,0	1918,3	105,5	1760,8	1866,3	-1655
2013	210,9	2054,5	78,8	1922,4	2001,2	-1844
2014	450,6	2304,3	73,3	1869,1	1942,4	-1796
2015	485,0	2177,0	64,0	1756,0	1820,0	-1692

тически не изменился. В 2014 и 2015 гг. экспортная квота составила соответственно 16,2 и 13,2 %, что свидетельствует о низкой конкурентоспособности и, следовательно, низком спросе на продукцию российского станкостроения на мировом рынке.

- 4. Если экспорт к 2015 г. опустился до уровня 2000 г., то импорт вырос в 13,5 раза и приблизился к отметке 2 млрд долл. США. Торговый баланс отрицательный и в 2015 г. достиг 1692 млн долл. США, рост товарооборота обеспечил импорт.
- 5. Зависимость отечественного машиностроения от иностранных поставщиков станкостроительной продукции увеличивается, и в 2013 г. импорт составил 93,6 %, но с 2014 г. наблюдается некоторое снижение, вероятно, обусловленное санкциями (рис. 2).

Декларированный на правительственном уровне призыв к импортозамещению не получил пока должной реализации ввиду того, что замещение продукции ведущих мировых производителей отечественной приведет к снижению ее качества, изза относительно низкого качества производимого в России оборудования.

Отношение удельных цен (долл. США на 1 кг продукции) импортируемого к экспортируемому оборудованию (усредненного по видам) в 2007 г. составило 4,9.

Экспортная квота за рассматриваемый период имеет тенденцию к снижению, в 2015 г. достигнув 13,2 %.

Длительный период стагнации отечественного машиностроения привел к заметному отставанию по ряду технологий и достижений в технике. Так, в авиационном двигателестроении потенциал модернизации газотурбинных двигателей четвертого поколения практически исчерпан, а создание двигателя пятого поколения (двигатель АЛ-41), которое планировалось в 1990—2000 гг., задержалось [3]. При этом с 2002 г. эксплуатируется американский самолет F-22 пятого поколения с двигателем F119-PW100, в строю европейский Eurofighter с двигателем EJ-200, французский Mirage с двигателем M-88-3 [4]. Компания Pratt & Whitney освоила производство авиационных газотурбинных двигателей шестого поколения. К настоящему времени в активе отечественной Объединенной двигателестроительной корпорации (ОДК) лишь пермский Д14 и не запущенный в серию НК-93. Кроме того, есть

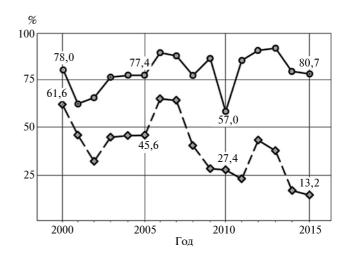


Рис. 2. Процентные показатели по импорту относительно потребления (\bigcirc) и экспорту относительно производства (\diamondsuit) за 2000—2015 гг.

проблемы с освоением производства вертолетных двигателей и судовых ГТД. Это является одной из множества причин того, что в настоящее время на воздушном транспорте 95 % пассажиропотока и 90 % грузовых перевозок осуществляются на самолетах иностранного производства.

Учитывая то, что каждое новое поколение такой сложной техники, как авиационный двигатель, представляет собой квинтэссенцию новейших наукоемких технологий, материалов и конструктивных решений, следует признать, что Россия значительно отстает в этой области, имеющей оборонное значение. Отмечаются также организационно-технические проблемы с импортозамещением — выпуск аналогов продукции Запорожского моторостроительного предприятия "Мотор Сич" пока полностью не освоен. Заметно затормозилось развитие гражданского ракетно-космического машиностроения [5].

По данным Росстата, в общем машиностроении заметный рост производства также не наблюдается, хотя по производству машин, оборудования и транспортных средств с 2015 г. отмечается положительная динамика (табл. 3).

Для подъема машиностроительного сектора в Распоряжении Правительства [7] сформулирован ряд конкретных технико-экономических задач:

1. Активизировать инновационную деятельность, особенно в сфере наукоемких производств

Tаблица 3 Динамика развития отдельных направлений машиностроительного производства, % (относительно предыдущего года) [6]

Производство		Год									
производство	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2016	2017
Машины и оборудование Транспортные средства	126,7 107,8	99,5 100,4	68,5 62,8	115,2 127,2	111,1 117,2	102,7 110,3	96,6 102,2	92,2 108,5	88,9 91,5	99,3 104,2	102,5 100,6

(число предприятий, осуществляющих инновационную деятельность, должно было возрасти за 10 лет в 4 раза).

- 2. Переход к стандартам развитых стран в области бюджетной политики для финансирования образования (7 % от ВВП) и науки (3 % от ВВП).
- 3. Значительно увеличить выпуск продукции в таких наукоемких отраслях, как судостроение, авиастроение (не менее 10 % мирового рынка продаж авиатехники), производство ракетно-космической техники (удвоение доли продукции на мировом рынке), производство и экспорт вооружения и военной техники (не менее 20 % мирового экспорта). Суммарный экспорт машиностроительной продукции в 2020 г. предполагается увеличить в 5 раз относительно 2006 г. Однако анализ показывает, что большинство запланированных показателей к 2020 г. не будут выполнены.

Одна из причин отставания отечественного машиностроения заключается в низких темпах развития опережающих исследований и разработок. Известно, что НИОКР является важнейшим этапом в создании новейшей конкурентоспособной техники [8]. Доля собственных исследований и разработок наиболее динамично развивающихся стран в структуре инновационных затрат превышает 50 %. В России доля НИОКР составляет 10÷12 %, при этом основной объем затрат приходится на закупку оборудования.

Отставание подтверждает и анализ доли России в мировых публикациях по техническим наукам (раздел "Механика и машиностроение"), она ниже среднего показателя и данного показателя в области естественных наук (табл. 4) [9]. Индекс по данному разделу науки увеличился на 12,5 % по базе SCOPUS и снизился на 4,2 % по базе WEB OF SCIENCE, т. е. заметного продвижения не произошло.

Чтобы устранить столь заметный перекос, для инновационной деятельности в машиностроении необходимы значительные инвестиции в исследовательские работы. Определяющая роль в этом процессе отводится государству.

На сегодняшний день Россия оказалась в ситуации, которую удалось успешно преодолеть в

30-х годах прошлого столетия — необходимость выхода в сжатые сроки на передовые рубежи в машино- и приборостроении. Успешное решение данной задачи во многом определяет будущее страны, ее суверенитет и положение в мировом сообществе, а также уровень жизни населения.

Расчеты показывают, что своевременная ориентация на наукоемкие технологии позволила бы в перспективе закрепить за Россией 10÷15 % мирового рынка наукоемкой продукции и позитивно изменить структуру экономики страны [9].

Встает вопрос: почему при принятых правительством мерах по институциональному обеспечению развития инновационной деятельности, в том числе по использованию различных механизмов государственной поддержки промышленного производства и, в частности машиностроения, результаты более чем скромные, и поставленные цели не достигнуты?

Очевидно, что причинами сложившейся ситуации являются следующие факторы:

- 1. Запаздывание принимаемых мер по изменению структуры российской экономики.
- 2. Лимитирующим фактором социально-экономического развития в ряде случаев становится политическая компонента. Санкции США и Евросоюза во многом обусловили спад экономики в 2014—2017 гг. и подтолкнули к приоритетности импортозамещения.
- 3. Институциональные изменения носили в ряде случаев формальный характер. При этом идеологическая составляющая, связанная с разработкой и использованием действенных мотивационных механизмов повышения инновационной активности специалистов, практически не раскрыта, а именно их творческие способности являются источниками новых идей и разработок.
- 4. Не эффективно работает механизм обратных связей при финансировании инновационных проектов: учет и контроль промежуточных результатов носит, зачастую, формальный характер, сравнение фактической и запланированной эффективности проекта имеет, как правило, кулуарный характер, не сопровождается анализом причин в случае негативного результата и принятием превентивных

Таблица 4 Доля российских публикаций, индексируемых в базах SCOPUS и WEB OF SCIENCE по областям знаний

Область знаний	2006—2010 гг.		2011—2015 гг.	
	SCOPUS	WEB	SCOPUS	WEB
Физические науки	2,69	2,65	2,59	2,82
Математические науки	1,56	1,74	1,48	1,89
Химические науки	1,93	1,80	1,70	1,59
Механика и машиностроение	0,72	1,42	0,81	1,36
Средний показатель (на конец периода)	1,88 (1,83)	2,13 (2,01)	2,06 (2,61)	2,04 (2,42)

- мер. В США, например, разработан механизм, согласно которому физические лица участники стартапа, получившие финансовую поддержку и провалившие проект, больше не допускаются к инновационной деятельности. Создается впечатление, что целью выделения финансовых средств на инновационный проект в России является их освоение, а не результат.
- 5. Отраслевые институты машиностроения, игравшие важную роль при трансформации новых знаний в новые технологии и технику, оказались в новых экономических условиях невостребованными, превратились в бюрократические организации, "осваивающие" выделенные средства, а многие из них существуют юридически, не представляя никакой практической ценности.
- 6. Экономическая стагнация и сопутствующие ей негативные социальные процессы привели к существенному снижению кадрового потенциала в машиностроении. Смена поколений и отток специалистов в условиях деградации системы их подготовки привели к дефициту квалифицированной рабочей силы. Как следствие, снижение на ряде предприятий производственной и технологической дисциплины и культуры производства, низкая производительность.
- 7. Забвение принципа "кадры решают все" привело к массовому появлению на руководящих постах машиностроительных предприятий и объединений лиц, не имеющих достаточного профессионального образования, опыта и навыков профессиональной деятельности [11, 12]. Это снизило качество и стратегического, и оперативного управления, привело к неясности кратко-, средне- и долгосрочных целей и перспектив развития, а в ряде случаев даже к социальным конфликтам.

Пока в России происходила деиндустриализация, мировая промышленность изменялась по трем основным направлениям [13]:

- 1) сокращение числа занятого населения в промышленном производстве при одновременном росте уровня автоматизации и использования современной техники, повышении квалификации рабочих и даже сокращении станочного парка при росте производительности станков, улучшении их характеристик и применении робототехники;
- 2) в большинстве стран произошла реструктуризация промышленного производства, снизилась доля промышленности в ВВП в пользу трансакционных секторов;
- 3) повысилась интенсивность инновационных процессов, сократилось время смены новых поколений наукоемкой продукции и средств производства; в структуре происходили ощутимые изменения, связанные с повышением доли наукоемких секторов и значения энерго- и ресурсосбережения.

Таким образом, анализ статистических данных показал низкие темпы и даже торможение процесса восстановления утерянных позиций в таком важном секторе экономики, как машиностроение. Предпринятые правительством меры по развитию машиностроения пока не дают существенных результатов.

Не подвергая сомнению необходимость интенсивного развития ключевых технологий нового экономического уклада, следует отметить, что в условиях ограниченности ресурсов реструктуризация промышленности должна сопровождаться их оптимальным распределением между новыми технологическими направлениями и восстановлением утраченных позиций. Выдвигаемый некоторыми экономистами тезис, согласно которому страна может получить серьезные преимущества по новым технологическим направлениям, потеряв при этом базовые технологии, является порочным [13].

- 1. **Воеводов А.** Мировое станкостроение на 2015 г. // ИТО. 2016. № 5. С. 58—72.
- 2. **Елисеев Ю. С., Саушкин Б. П.** Состояние и перспективы развития наукоемких технологий машиностроительного производства // Металлообработка. 2010. № 2. С. 8-18.
- 3. **Гайлит Ю. Т., Саушкин Б. П.** Технологическое обеспечение производства новых изделий // Крылья Родины. 2008. № 10. С. 35—40.
- 4. **Ивах А. А.** Двигатель нового века // Бюллетень клуба авиастроителей. 2007. № 5. С. 88—89.
- 5. **Исаченко В. А., Астахов Ю. П., Саушкин Б. П.** Технологии ракетно-космического машиностроения проблемы и перспективы // Технология машиностроения. 2016. № 1. С. 10—14.
 - 6. Россия в цифрах. 2018. М.: Росстат, 2018. 522 с.
- 7. **Стратегия** инновационного развития РФ до 2020 г. Распоряжение Правительства РФ № 2227 от 08.12.2011.
- 8. **Гебейдуллова Д. А.** Роль и место научной деятельности в инновационном процессе. Электронный ресурс: 14212 pdf.www.scienceforum.ru.
- 9. **Индикаторы** науки: Статистический сб. М.: ГУ-ВШЭ, 2017. 344 с.
- 10. **Промышленность,** наука и образование пути развития и ожидаемые результаты: Общероссийская дискуссия. М.: Союзмаш России, 2007. 70 с.
- 11. **Бойцов А. Г., Моргунов Ю. А., Саушкин Б. П.** Состояние перспективы подготовки инженерных и научных кадров в области наукоемкого машиностроения // Экономические стратегии. 2015. № 4. С. 12—19.
- 12. **Бичурин Х. И., Моргунов Ю. А., Саушкин Б. П.** Моделирование и оценка кадрового потенциала научнопроизводственного предприятия машиностроения // Экономические стратегии. 2016. № 6. С. 180—190.
- 13. **Сухарев О. С.** Экономическая политика реиндустриализации России: Возможности и ограничения // Приоритеты России. 2013. № 24 (213). С. 2—6.