



# ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

3  
2014

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  
"Аллerton Пресс" (США)*



ООО «Издательство Машиностроение»  
107076, Москва, Стромынский пер., 4

Адрес редакции:

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

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

Учредитель: А.И. Савкин

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

Цена свободная

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

Главный редактор А.И. САВКИН

**РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:**

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

# СОДЕРЖАНИЕ

# CONTENTS

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН		DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES	
Маслов Н. А., Казаченко Я. О. — Метрологическое обоснование выбора метода и параметра диагностирования насоса . . . . .	3	Maslov N. A., Kazachenko Ya. O. — Metrological justification of selection of method and parameter of a pump diagnostics	
Мамити Г. И., Плиев С. Х., Гутиев Э. К. — Уточнение расчета максимальной высоты вертикального препятствия, преодолеваемого колесной машиной с места. . . . .	6	Mamiti G. I., Pliev S. Kh., Gutiev E. K. — Refinement of analysis of maximum height of vertical obstacle, negotiated by wheeled machine at breakaway	
Соколов С. Л., Ушаков Б. Н. — Анализ циклической долговечности резинокордных элементов машин . . . . .	8	Sokolov S. L., Ushakov B. N. — Fatigue life analysis of rubber-cord machine elements	
Андреева С. Г., Железнов Г. С., Круцило В. Г. — Влияние отклонений формы и расположения обрабатываемого отверстия на отклонения обработанного отверстия при развертывании . . . . .	13	Andreeva S. G., Zheleznov G. S., Krutsilo V. G. — Influence of deviations of parameters and location of the processed hole on deviations and location of the hole after reaming	
Екименко А. Н. — Оптимизация переработки древесных пластиков плунжерной экструзией	17	Ekimenko A. N. — Optimization of recycling of wood plastics by ram extrusion	
Метильков С. А., Бережной С. Б. — Прогнозирование ресурса цепных передач . . . . .	22	Metil'kov S. A., Berezhnoy S. B. — Forecasting of chain belts resource	
Евсеенко И. А. — Метод синтеза планетарных коробок передач с любым числом степеней свободы . . . . .	26	Evseenko I. A. — Method of synthesis of epicyclic gearboxes with any number of degrees of freedom	
<b>Цикл статей</b> <b>"Проблемы трибологии – трения, изнашивания и смазки"</b>		<b>A series of articles</b> <b>"Problems of tribology – friction, wearing away and lubrication"</b>	
Алексеев П. В. — Моделирование повреждаемости и оценка вероятности выхода из строя коллектора парогенератора ПГВ-1000 . . . . .	35	Alekseev P. V. — Modeling of damageability and assessment of failure probability of "ПГВ-1000" steam generator collector	
ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ			
Кузин В. В., Григорьев С. Н., Ермолин В. Н. — Микроструктурное моделирование деформационных процессов в волокне из спеченных структурно-неоднородных материалов . . . . .	42	Kuzin V. V., Grigoriev S. N., Ermolin V. N. — Microstructural modeling of deformation processes in drawing die made from sintered heterogeneous materials	
Криницын Д. А., Деревянченко А. Г. — Формирование признаков состояний зон износа для прогнозирования остаточного ресурса инструмента премиум-класса . . . . .	47	Krinitsyn D. A., Derevyanchenko A. G. — Formation of flags of wear zones for forecasting of residual resource of tools for precision machining	
Ковш И. Б., Югов В. И. — Однородная лазерная закалка локальных участков поверхностного слоя изделия . . . . .	50	Kovsh I. B., Yugov V. I. — Uniform laser quenching of local areas on surface layer of a part	
Хорев А. И. — Комплексно-легированный титановый сплав ВТ43 нового поколения . . . . .	53	Khorev A. I. — New generation complex alloyed "BT43" titanium alloy	
<b>Цикл статей</b> <b>"Проблемы теории механической обработки"</b>		<b>A series of articles</b> <b>"Problems of theory of machining work"</b>	
Воронцов А. Л. — Теоретическое обеспечение технологической механики. 9. Степень деформации и накопленная деформация. Часть 1 . . . . .	56	Vorontsov A. L. — Theoretical support of technological mechanics. 9. Deformation ratio and cumulative deformation. Part 1	
<b>Серия статей</b> <b>"Проблемы теории и практики резания материалов"</b>		<b>A series of articles</b> <b>"Problems of theory and practice of materials cutting"</b>	
Петухов Ю. Е., Колесов Н. В., Юрасов С. Ю. — Задачи по формообразованию при обработке резанием . . . . .	65	Petukhov Yu. E., Kolesov N. V., Yurasov S. Yu. — Problems on generation of geometry at cutting	
Крылов Е. Г., Белова А. В. — Прогнозирование предельного состояния многоглазвийного твердосплавного инструмента . . . . .	71	Krylov E. G., Belova A. V. — Forecasting of marginal state of multiedge hard alloy cutter	
Обработка материалов без снятия стружки			
Коротков В. А. — Исследование поверхностного пластического деформирования наплавленного металла . . . . .	76	Korotkov V. A. — Investigation of surface plastic deformation of built-up metal	
Вопросы образования и кадровая политика в машиностроении			
Кремлева Л. В., Малыгин В. И., Харитоненко В. Т. — Интегрированная система подготовки инженерных кадров для предприятий оборонно-промышленного комплекса . . . . .	78	Kremleva L. V., Malygin V. I., Kharitonenko V. T. — Integrated system of training engineering personnel for the enterprises of the military-industrial complex	
ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА			
Попов А. П. — Интегрированные производственные системы . . . . .	80	Popov A. P. — Integrated production systems	
ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ			
Ванчиков А. В., Ванников В. Ц., Данеев Р. А., Данеев А. В. — Водородные топливные элементы для внутризаводского транспорта . . . . .	83	Vanchikov A. V., Vanchikov V. Ts., Daneev R. A., Daneev A. V. — Hydrogen fuel cells for interplant vehicles	
Выставка "Термообработка – 2013". . . . .	84	Exhibition "Heat treatment"	

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

Сдано в набор 26.12.2013. Подписано в печать 14.02.2014.  
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 681.2.088

Н. А. МАСЛОВ, канд. техн. наук, Я. О. КАЗАЧЕНКО (Сибирский государственный университет путей сообщения, г. Новосибирск), e-mail: namaslov@mail.ru

## Метрологическое обоснование выбора метода и параметра диагностирования насоса<sup>1</sup>

Рассматриваются выбор метода и параметра диагностирования насоса, расчет относительной погрешности параметра диагностирования при разном числе измеряемых величин и одинаковом классе точности измерительных приборов комплекта, а также варианты выбора приборов по классу точности и комплектов, различающихся числом приборов.

**Ключевые слова:** насос, диагностирование, метод, параметр диагностирования, относительная погрешность, класс точности.

The selection of method and parameter of pump diagnostics, the calculation of relative error of diagnostics parameter at various number of measurands and equal accuracy class of measuring instrument kit are considered. The variants of selection of the instruments by accuracy class and kits with different number of instruments are considered.

**Keywords:** pump, diagnostics, method, parameter of diagnostics, relative error, accuracy class.

Выбор метода и параметра диагностирования насоса определяется в основном целями и требуемой точностью результатов испытаний. Эта задача особенно актуальна для ремонтных предприятий с малой программой ремонта. В таких случаях число и классы точности измерительных средств, обеспечивающих реализацию метода, не должны существенно повышать стоимость испытаний. К тому же для послеремонтного диагностирования весьма ограничен перечень контролируемых параметров испытуемого объекта.

В табл. 1 приведены параметры двух методов диагностирования насоса [1], в табл. 2 — схемы установки датчиков и формулы для вычисления параметров диагностирования.

<sup>1</sup> По материалам научно-исследовательской работы "Новые технические средства для испытаний объемных гидромоторов и насосов путевых, строительных и подъемно-транспортных машин", выполняемой по гранту на научные исследования и разработку образовательных программ в Сибирском государственном университете путей сообщения.

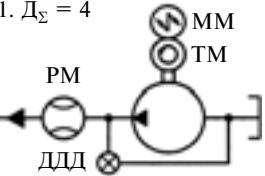
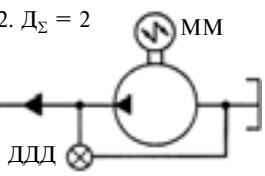
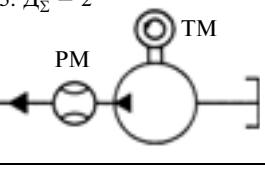
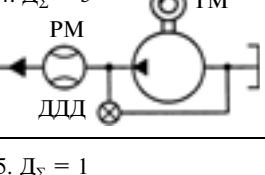
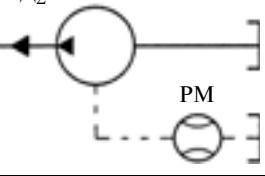
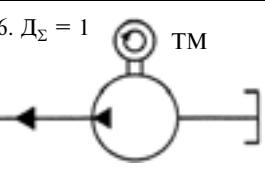
В табл. 2 обозначены:  $P_{\text{вых}}$  и  $P_{\text{вх}}$  — мощности на выходе (в напорной линии) и входе (на валу) насоса;  $T$  и  $n$  — врачающий момент и частота вращения вала насоса;  $\Delta p$  — перепад давлений в насосе ( $\Delta p = p_{\text{вых}} - p_{\text{вс}}$ , где  $p_{\text{вых}}$  и  $p_{\text{вс}}$  — давления жидкости в напорной и всасывающей линиях насоса);  $Q_{\text{вых}}$  — расход жидкости в напорной линии насоса;  $Q_{\text{н}}$  и  $Q_0$  — расходы жидкости на выходе насоса при номинальном и минимально возможном давлении;  $Q_y$  — расход утечек в дренажной линии насоса;  $q$  — рабочий объем насоса;  $n_{\text{н}}$  и  $n_0$  — частоты вращения вала насоса при номинальном ( $\Delta p_{\text{н}}$ ) и минимально возможном ( $\Delta p_0$ ) перепадах давлений;  $E$  — модуль упругости жидкости;  $D_{\Sigma}$  — общее число датчиков в схеме; ДДД — дифференциальный датчик давления (перепада давлений) жидкости; ММ — датчик врачающего момента на валу (моментомер); РМ — датчик расхода жидкости (расходомер); ТМ — датчик частоты вращения вала (тахометр).

Как правило, при диагностировании насоса строят характеристики  $Q_{\text{вых}} = f(p_{\text{вых}})$ ,  $P_{\text{вых}} = f(p_{\text{вых}})$ ,  $\eta = f(p_{\text{вых}})$ ,  $K_Q = f(p_{\text{вых}})$  или  $Q_{\text{вых}} = f(\Delta p)$ ,  $P_{\text{вых}} = f(\Delta p)$ ,  $\eta = f(\Delta p)$ ,  $K_Q = f(\Delta p)$ , которые показывают влияние нагрузки на КПД насоса [2]. Возможности

Таблица 1

Метод диагностирования	Принцип	Параметры
Нормированных параметров (статопараметрический)	Сравнение экспериментально определенных характеристик насоса, например, КПД, с их нормированными значениями	$\eta$ , $\eta_{\text{ГМ}}$ , $\eta_0$ — полный, гидромеханический и объемный КПД; $k_Q$ — коэффициент подачи (расхода); $Q_y$ — расход утечек
Временной (интервалов)	Определение продолжительности рабочих операций и времени торможения при работе гидромотора в режиме насоса	$t_t$ — время торможения; $\varepsilon_t$ — угловое замедление при торможении

Таблица 2

Формула или параметр диагностирования	Измеряемые параметры	Схема установки датчиков
$\eta = \frac{P_{\text{вых}}}{P_{\text{вх}}} = \frac{\Delta p Q_{\text{вых}}}{T^2 \pi n}$ (1)	$\Delta p; Q_{\text{вых}}; T; n$	1. $D_{\Sigma} = 4$ 
$\eta_{\text{ГМ}} = \frac{q \Delta p}{2 \pi T}$ (2)	$\Delta p; T$	2. $D_{\Sigma} = 2$ 
$\eta_0 = \frac{Q_{\text{вых}}}{qn}$ (3)	$Q_{\text{вых}}; n$	3. $D_{\Sigma} = 2$ 
$k_Q = \frac{Q_h}{Q_0} \frac{n_0}{n_h} = \left(1 + \frac{\Delta p_h - \Delta p_0}{E}\right)$ (4)	$Q_h; Q_0; n_h; n_0; \Delta p_h; \Delta p_0$	4. $D_{\Sigma} = 3$  5. $D_{\Sigma} = 1$ 
	$Q_y$	
	$t_t; \varepsilon_t$	6. $D_{\Sigma} = 1$ 

Примечание. Нагрузочные и приводные устройства, приборы и датчики параметров, контролируемых для соблюдения условий испытаний насоса, на схемах 1÷6 условно не показаны.

получения таких характеристик на стенах, выполненных по схемам 1÷6 (см. табл. 2), показаны в табл. 3: знак "+" (или формула) — возможность есть; "—" — возможности нет.

Стенд, выполненный по схеме 1, обладает наибольшими диагностическими возможностями, позволяет определять все представленные в табл. 3 параметры, включая необходимые для получения характеристик  $Q_{\text{вых}} = f(\Delta p)$ ,  $P_{\text{вых}} = f(\Delta p)$ ,  $\eta = f(\Delta p)$  и  $K_Q = f(\Delta p)$ . Однако измерительная система, выполненная по схеме 1, отличается повышенными

сложностью и стоимостью из-за наличия расходомера и моментометра, что затрудняет практическую реализацию схемы в условиях малого предприятия. Те же недостатки имеют схемы 2÷4. В условиях малого ремонтного предприятия желательно, чтобы информативность параметра диагностирования оставалась приемлемой при меньших сложности и стоимости измерительной системы.

В схеме 5 вместо расходомера можно использовать мерную емкость и таймер, но при этом автоматизация процесса измерения утечек также приведет к усложнению и удорожанию измерительной системы.

Схема 6 отличается меньшими сложностью и стоимостью измерительной системы, но для большей информативности требует установления взаимосвязи  $t_t$  и (или)  $\varepsilon_t$ , например, с КПД насоса.

Стандарта, который устанавливает правила вычисления погрешностей при косвенных измерениях, нет. Поэтому при определении точности параметра диагностирования по классам точности используемых измерительных средств можно руководствоваться правилами, описанными в метрологической литературе [3].

Для примера в качестве параметра диагностирования примем полный КПД насоса  $\eta = f(\Delta p; Q_{\text{вых}}; T; n)$ , т. е. косвенно измеряемую величину, являющуюся функцией непосредственно измеряемых четырех величин:  $\Delta p$ ,  $Q_{\text{вых}}$ ,  $T$ ,  $n$ .

В этом случае формула для вычисления относительной погрешности  $\delta_{\eta}$  косвенного измерения полного КПД имеет вид [3]:

$$\delta_{\eta} = \pm \sqrt{\sum_{i=1}^4 (\delta_i)^2}, \quad (5)$$

где  $\delta_i$  — относительная погрешность при измерении величин  $p_{\text{вых}}$ ,  $Q_{\text{вых}}$ ,  $T$ ,  $n$  соответствующим датчиком.

Таблица 3

Параметр диагностирования	Возможность получения параметра при схеме установки датчиков (см. табл. 2)					
	1	2	3	4	5	6
$\eta$	+	-	-	-	-	-
$\eta_{\text{ГМ}}$	+	+	-	-	-	-
$\eta_0$	+	-	+	+	-	-
$k_Q$	+	-	-	+	-	-
$Q_y$	+	-	+	+	+	-
$t_t, \varepsilon_t$	+	-	+	+	-	+
$Q_{\text{вых}} = f(\Delta p)$	+	-	-	+	-	-
$P_{\text{вых}} = f(\Delta p)$	+	-	-	+	-	-
$\eta = f(\Delta p)$	+	$\eta_{\text{ГМ}} = f(\Delta p)$	-	$\eta_0 = f(\Delta p)$	-	-
$K_Q = f(\Delta p)$	+	-	-	+	-	-

Таблица 4

$\delta_{\eta}$ , %	Погрешность определения параметра диагностирования, %, при числе измеряемых величин				
	1	2	3	4	5
±2,50	±2,50	±3,50	±4,33	±5,00	±5,59
±1,50	±1,50	±2,12	±2,60	±3,00	±3,35
±1,00	±1,00	±1,41	±1,73	±2,00	±2,24
±0,50	±0,50	±0,71	±0,87	±1,00	±1,12
±0,25	±0,25	±0,35	±0,43	±0,50	±0,56
±0,10	±0,10	±0,14	±0,17	±0,20	±0,22

Рассмотрение влияния на  $\delta_{\eta}$  точности определения каждой из величин  $p_{\text{вых}}$ ,  $Q_{\text{вых}}$ ,  $T$ ,  $n$  в отдельности в данном случае не представляется необходимым, так как потребуется применить метод нормированных параметров, а для этого нужны дорогостоящие измерительные приборы и датчики, например расходомеры и моментомеры, использование которых в условиях малого предприятия затруднено.

Формула (5) справедлива для случаев, когда параметр диагностирования является произведением и (или) частным нескольких независимо измеряемых величин.

Результаты расчета относительной погрешности параметра диагностирования по формуле (5) при различном числе измеряемых величин сведены в табл. 4. Все приборы комплекта имеют одинаковый класс точности. Рассмотрены шесть вариантов выбора классов точности приборов ( $\delta_{\eta} = \pm 0,1 \div 2,5 \%$ ) и пять вариантов комплектов, различающихся числом приборов (от 1 до 5).

В соответствии с действующим государственным стандартом [4] класс точности приборов для определения параметра диагностирования насоса при приемосдаточных испытаниях должен быть не менее 2,5. Стандарт не запрещает применение приборов более высокого класса точности, однако это приводит к удорожанию измерительной системы.

Установлено, что при использовании приборов класса 2,5 погрешность определения параметра диагностирования по результатам измерения двух величин составит приблизительно 3,5 %, а пяти величин — приблизительно 6 %. При погрешности 6 % по результатам измерения КПД насоса может быть равен 90 %, в то время как его действительное значение составляет 85 %, т. е. без учета точности определения КПД гидродвигателя и других элементов КПД гидропередачи машины будет занижен на 5 % и более. Таким образом, информативная ценность параметра диагностирования, вычисляемого по результатам измерений большего числа величин, значительно снижается.

Для вычисления полного КПД насоса необходимо измерить не менее четырех параметров, а для вычисления гидромеханического и объемного

КПД — не менее двух. Если в качестве диагностического параметра использовать коэффициент подачи, необходимо одновременно измерять три параметра. При этом определение параметров диагностирования требует дорогостоящих устройств для измерения врачающего момента на валу насоса и расхода жидкости в его напорной линии.

При временному методе параметром диагностирования является продолжительность выполнения рабочей операции, например подъема груза. Этим параметром можно охарактеризовать общее техническое состояние гидропередачи машины, но не насоса в отдельности. В стендах для испытания насосов в настоящее время временной метод не используется. Однако имеется положительная практика использования в качестве параметра диагностирования [5] продолжительности разгона гидромашины (при испытании ее в режиме гидромотора). В связи с этим предлагаем использовать временной метод и продолжительность  $t_t$  торможения насоса в качестве метода и параметра его диагностирования при стендовых испытаниях. Достоинства такого решения заключаются в возможности более точного и простого определения параметра диагностирования насоса по результатам измерения времени торможения и частоты вращения вала насоса.

Таким образом, можно рекомендовать следующее:

1. Если испытателя устраивает погрешность определения параметра диагностирования  $\pm 2,5 \div \pm 6 \%$  и этот параметр определяется вычислением по результатам измерения 1÷5 величин, то можно использовать приборы класса точности 2,5, а при необходимости получения погрешности  $\pm 0,5 \div \pm 1 \%$  следует применять приборы класса точности 0,5.

2. Если нет возможности использовать измерительные средства требуемой точности, следует оценить метод с меньшим числом измеряемых величин, но с большей точностью их измерений.

Например, использование в качестве параметра диагностирования времени  $t_t$  торможения и измерительной схемы 6 (см. табл. 2) с одним датчиком класса точности не грубее 1,0 при наличии справочных данных<sup>2</sup> о величинах КПД, соответствующих  $t_t$ , позволит без существенной потери информативности уменьшить стоимость испытаний насоса и практически решить задачу выбора метода и параметра диагностирования.

Использование же параметров  $\eta$ ,  $\eta_{\text{гм}}$ ,  $\eta_0$  и  $k_Q$  не позволяет минимизировать сложность и стоимость измерительной системы при возможности получения приемлемой точности измерений.

<sup>2</sup> Предполагается проведение исследовательской работы по получению необходимых данных с последующим составлением справочника.

Г. И. МАМИТИ, д-р техн. наук, С. Х. ПЛИЕВ, Э. К. ГУТИЕВ, кандидаты технических наук  
(Горский ГАУ, г. Владикавказ), e-mail: avtofak.ggau@yandex.ru

## Уточнение расчета максимальной высоты вертикального препятствия, преодолеваемого колесной машиной с места

Систематизированы формулы, полученные для определения максимальной высоты вертикального препятствия, преодолеваемого колесными машинами с места.

**Ключевые слова:** колесная машина, вертикальное препятствие, максимальная высота, расчет, уточнение.

The formulas, obtained for definition of maximum height of vertical obstacle, negotiated by wheeled machine at breakaway, are systematized.

**Keywords:** wheeled vehicle, vertical obstacle, maximum height, analysis, more precise definition.

Для определения максимальной высоты вертикального препятствия, преодолеваемого передними колесами автомобиля, выведены формулы [1–4], уточнение которых — задача данной статьи.

Как установлено в работах [1–4], при преодолевании колесами автомобиля препятствия наиболее тяжелый режим работы — начальный, так как при этом угол  $\alpha$  между направлениями силы  $G_1$  тяжести, приходящейся на переднюю ось, и реакции  $R$  кромки преодолеваемого препятствия (рисунок) максимален ( $\alpha = \alpha_{\max}$ ), что обуславливает максимальное противодействие передвижению колес. В то же время под действием силы  $G_1$  тяжести в месте контакта колеса с дорогой шина деформируется, образуя пятно контакта, при этом расстояние от оси колес до дороги — статический радиус  $r_c$ , меньше радиуса  $r$  свободного колеса.

В процессе преодолевания препятствия кромка  $A$  будет все больше внедряться в эластичную шину: до максимальной радиальной деформации  $\Delta$  и максимальных значений реакции  $R$  кромки и силы  $P$  тяги. Одновременно с этим нормальная реакция  $Z_1$  дороги и сила  $X_1$  тяги будут уменьшаться и достигнут нуля, когда кромка  $A$  станет единственной опорой.

рой колеса, при этом реакция  $R$  будет максимальной, а колесо автомобиля приобретет первоначальную форму — восстановится радиус  $r$  свободного колеса. Это дает право использовать выражения для угла  $\alpha$ , полученные ранее [1–5].

В начале процесса преодолевания вертикального препятствия с места имеем (см. рисунок):

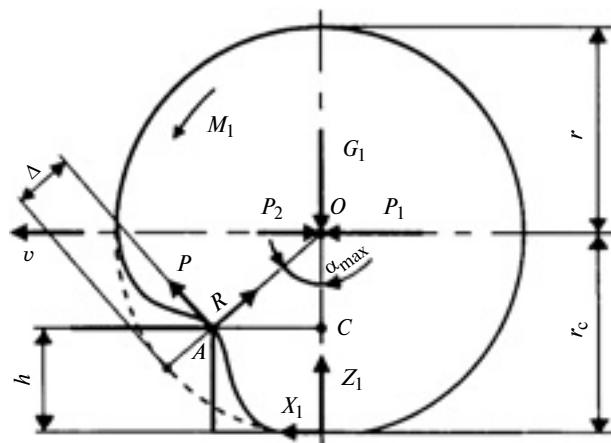
$$\cos\alpha = \frac{r_c - h}{r - \Delta}. \quad (1)$$

Согласно выражению (1) максимальная высота преодолеваемого порога

$$h = r_c - (r - \Delta)\cos\alpha, \quad (2)$$

где для автомобиля:  
полноприводного

$$\alpha = \arctg \frac{\varphi_A G_1 + (\varphi_x - f) G_2}{G_1 - \varphi_A (\varphi_x - f) G_2}; \quad (3)$$



Уточненная схема расчета максимальной высоты вертикального препятствия



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

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Алексеева Т. В., Загребальный В. И., Колесов С. В. Техническая диагностика гидравлических приводов М.: Машиностроение, 1989. 264 с.
2. ГОСТ 14658—86. Насосы объемные гидроприводов. Правила приемки и методы испытаний. М.: Изд-во стандартов, 1987. 18 с.

3. Зайдель А. Н. Погрешности измерений физических величин Л.: Наука, 1985. 112 с.

4. ГОСТ 17108—86. Гидропривод объемный. Методы измерения параметров. М.: Изд-во стандартов, 1987. 14 с.

5. Маслов Н. А. Создание стенда для послеремонтных испытаний гидромоторов дорожных, строительных и подъемно-транспортных машин: Дис. ... канд. техн. наук. Новосибирск, 2006. 128 с. Машинопись.

переднеприводного

$$\alpha = \arctg \frac{\varphi_A G_1 - f G_2}{G_1 + \varphi_A f G_2}; \quad (4)$$

заднеприводного

$$\alpha = \arctg \frac{(\varphi_x - f) G_2}{G_1}. \quad (5)$$

В формулы (3)–(5) для определения угла  $\alpha$  (назовем его углом противодействия) входят два разных коэффициента сцепления с опорной поверхностью —  $\varphi_x$  и  $\varphi_A$ .

Адекватность результатов расчета действительным значениям зависит от верности исходных предпосылок, на основе которых получены формулы, и заданных величин. Верность исходных предпосылок доказана в работе [1]. Верность основанных на них расчетных формул доказана в работах [2–4] методом изменения основной системы. Однако ошибочный выбор задаваемых величин (как правило, коэффициентов) может привести к неправильному результату. Например, при определении углов  $\alpha$  противодействия для последующего расчета максимальных высот преодолеваемых вертикальных препятствий задают два коэффициента сцепления:  $\varphi_x$  — для пятен контакта задних колес с дорогой и  $\varphi_A$  — для контакта передних колес с кромкой  $A$  вертикального препятствия. Если значение  $\varphi_x$  можно легко выбрать с учетом состояния опорной поверхности под ведущими задними колесами, то выбор  $\varphi_A$  для передних ведущих колес сложнее: многое зависит от геометрии кромки препятствия и радиальной жесткости шин. По мнению авторов, в этом случае следует принять  $\varphi_A = 1$ , так как кромка препятствия, внедряясь в эластичную шину и деформируя ее на значительную величину  $\Delta$ , образует вместе с шиной как бы зубчатую пару, не допускающую изменения передаточного числа.

Формулы (2)–(5) можно представить в более удобном для расчета виде — без тригонометрических функций. Для этого в уравнении (2) выразим  $\cos\alpha$  через  $\operatorname{tg}\alpha$ , для которого в работах [1–4] получены расчетные формулы вида  $\operatorname{tg}\alpha = K$ , где  $K$  — число, определяемое колесной схемой машины, условиями движения и развесовкой — отношением  $G_1/G_2$ , где  $G_2$  — сила тяжести, приходящаяся на заднюю ось.

Так как

$$\cos\alpha = 1/\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2\alpha} = 1/\sqrt{1 + K^2}, \quad (6)$$

то формула (2) с учетом выражения (6) примет вид:

$$h = r[r_c/r - (1 - \Delta/r)/\sqrt{1 + K^2}], \quad (7)$$

где для автомобиля:

полноприводного

$$k = \frac{\varphi_A G_1 + (\varphi_x - f) G_2}{G_1 - \varphi_A (\varphi_x - f) G_2}; \quad (8)$$

переднеприводного

$$k = \frac{\varphi_A G_1 - f G_2}{G_1 + \varphi_A f G_2}; \quad (9)$$

заднеприводного

$$k = \frac{(\varphi_x - f) G_2}{G_1}. \quad (10)$$

Отметим, что формулы (9), (10) для переднеприводного и заднеприводного автомобилей совпадали с формулами, приведенными в работе [6].

Формулы (2), (3), (7) и (8), определяющие функциональную зависимость между развесовкой, условиями движения и высотой препятствия, которую могут преодолеть передние колеса полноприводного автомобиля, и учитывающие статическую деформацию шин, получены впервые. Их можно использовать при конструировании автомобилей специального назначения. Они позволяют достоверно оценить возможности транспортных средств и принять правильные решения в чрезвычайных ситуациях.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Мамити Г. И.** Теория движения двухосной колесной машины. Механика эластичного колеса. Тяговая и тормозная динамика. Тяговый расчет. Моделирование процесса торможения. Топливная экономичность, маневренность, проходимость и плавность хода. Владикавказ: Изд-во ФГБОУ ВПО "Горский ГАУ", 2012. 216 с.

2. **Преодоление** вертикального препятствия заднеприводной колесной машиной с места / Г. И. Мамити, С. Х. Плиев, Э. К. Гутиев, В. Г. Васильев // Известия ФГБОУ ВПО "Горский ГАУ" 2012. Т. 49. Ч. 4. С. 213–216.

3. **Преодоление** вертикального препятствия переднеприводной колесной машиной с места / Г. И. Мамити, С. Х. Плиев, Э. К. Гутиев, В. Г. Васильев // Известия ФГБОУ ВПО "Горский ГАУ" 2013. Т. 50. Ч. 1. С. 177–180.

4. **Преодоление** вертикального препятствия полноприводной колесной машиной с места / Г. И. Мамити, С. Х. Плиев, Э. К. Гутиев, В. Г. Васильев // Известия ФГБОУ ВПО "Горский ГАУ" 2013. Т. 50. Ч. 1. С. 181–183.

5. **Мамити Г. И., Плиев С. Х., Гутиев Э. К.** Определение максимальной высоты вертикального препятствия, преодолеваемого полноприводным автомобилем // Вестник машиностроения. 2014. № 2. С. 20–23.

6. **Песков В. И.** Теория автомобиля. Нижний Новгород: НГТУ, 2006. 176 с.

С. Л. СОКОЛОВ, д-р техн. наук (Холдинговая компания "ЛОЙЛ НЕФТЕХИМ"), Б. Н. УШАКОВ, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), e-mail: sokolovsl@inbox.ru

## Анализ циклической долговечности резинокордных элементов машин<sup>1</sup>

Разработаны критерии оценки усталостной долговечности резинокордных деталей машин с учетом параметров усталостного деформирования и тепловых полей, возникающих в процессе их эксплуатации. Представлены результаты расчетов и экспериментальных измерений напряженно-деформированного состояния, долговечности и концентрации напряжений в разных зонах автомобильных шин.

**Ключевые слова:** резинокордная деталь, усталостная долговечность, концентрация напряжений, автомобильная шина.

The criteria of assessment of fatigue life of rubber-cord machine parts taking into account the fatigue deformation parameters and thermal fields, taking place during service, are developed. The results of analysis and experimental determination of stressed-strain state, durability and stress concentrations at different areas of automobile tyres are presented.

**Keywords:** rubber-cord part, fatigue life, stress concentration, automobile tyre.

Резинокордные элементы часто применяются в деталях машин различного назначения: шинах легковых и грузовых автомобилей, тракторов и самолетов; муфтах; шарнирах; амортизаторах; шлангах; уплотнениях и др. Среди перечисленного пневматическая шина — наиболее распространенное и сложное изделие, от которого в значительной степени зависят комфортабельность, надежность, долговечность, устойчивость, управляемость и тормозные свойства транспортного средства. Шина представляет собой предварительно напряженную композитную конструкцию, состоящую из резиновых деталей различной жесткости, а также из резинокордных элементов с полимерным или металлическим кордом (рис. 1).

При эксплуатации значительное число пневматических шин выходит из строя в результате усталостных разрушений. Число отказов по усталостным разрушениям шин с ресурсом  $75 \div 96\%$  от среднего ресурса шин в эксплуатации [1] достигает 20 %, что снижает их расчетный ресурс по износу. Сначала в местах концентрации напряжений образуются усталостные трещины, которые могут привести к механическим и тепловым разрушениям. Виды усталостных отказов: разрушение каркаса

шин; разрушение брекера (в том числе разрушения в зоне кромок брекера; см. рис. 1, местный вид A); разрушение борта; отслоение протектора.

Исследование циклической долговечности технических изделий посвящено большое число публикаций. Циклическая долговечность различных конструкционных материалов рассмотрена в работах С. В. Серенсена, В. П. Когаева, Н. А. Махутова, А. П. Гусенкова [2], А. Н. Романова и др. Циклическую долговечность резин и резинокордных систем исследовали М. М. Резниковский, М. К. Хромов [3], Ю. П. Басс, Ю. А. Гамлицкий [4], Л. С. Присс, А. И. Лукомская и др.

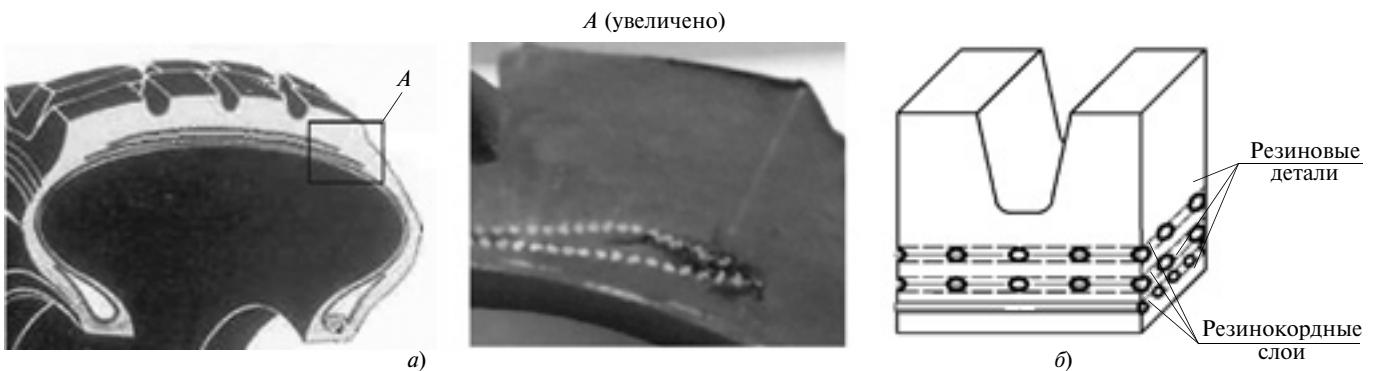
Для повышения усталостной долговечности шин необходим анализ зон концентрации напряжений деталей шины. Существующие нормативы на статические запасы прочности каркаса и брекера шин сводят к минимуму отказы, связанные с разрушением армирующих материалов, но не вполне обеспечивают достаточную циклическую долговечность наиболее нагруженных деталей шины. Современные расчетные методы и накопленные знания по усталостной долговечности резинокордных композитов позволяют подойти к решению этой проблемы [5, 6].

Для исследования напряженно-деформированного и теплового состояний зон усталостных разрушений пневматических шин, которые находятся в массиве материала шины (см. рис. 1, a), применяют расчетные и экспериментальные методы [7—9]. В данном случае для расчета напряженно-деформированного состояния (НДС) и температуры деталей шин использовали программный комплекс МКЭ BASYS+ и специальные программы для подготовки исходных данных и интерпретации результатов расчетов [10].

Способы моделирования резинокордных деталей шины и размеры конечных элементов (КЭ) в зонах повышенных деформаций влияют на расположение и величину расчетных зон максимальных деформаций. Поэтому для определения НДС в этих зонах применен расчетно-экспериментальный метод, заключающийся в выборе рациональных способов моделирования резинокордной структуры пневматических шин, обеспечивающих минимальное расхождение расчетных и экспериментальных данных [11].

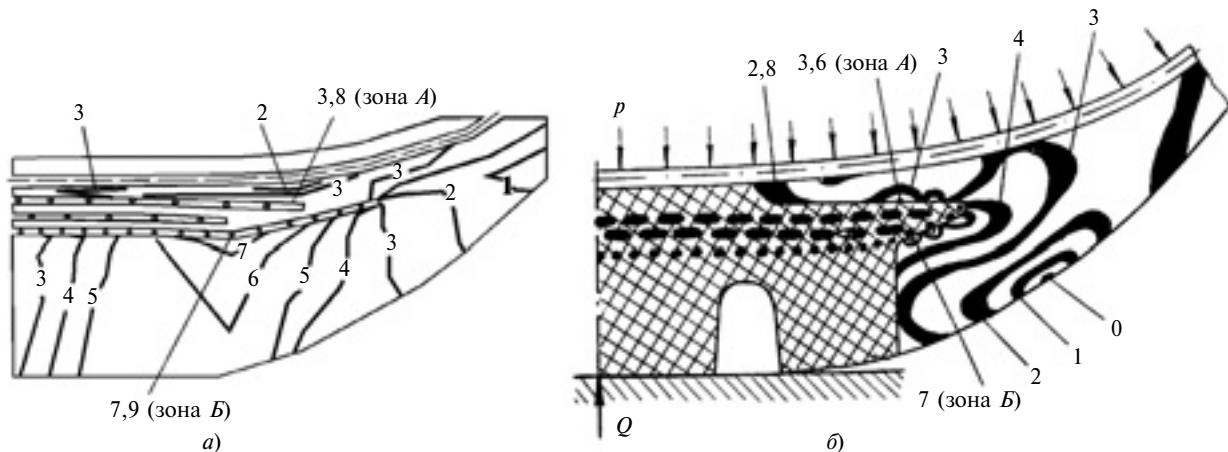
Результаты расчетов НДС резиновой матрицы резинокордной системы в зоне кромок брекера шины 175/70R13 сопоставлены с эксперименталь-

<sup>1</sup> По материалам доклада на международной конференции "Живучесть и конструкционное материаловедение", ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН, Москва, 22—24 октября 2012 г.



**Рис. 1. Резинокордная пневматическая шина:**

*а* — профиль радиальной шины и зона (местный вид *A*) начала разрушения кромки брекера шины; *б* — схема резинокордной структуры шины



**Рис. 2. НДС резиновой матрицы в зоне кромок брекера шины 175/70R13 при внутреннем давлении  $p_t = 0,2$  МПа и нормальной нагрузке  $Q = 3872$  Н:**

*а* — результаты расчета; *б* — экспериментальные данные (0—7 порядки полос равных разностей максимальных напряжений  $\tau_{\max}$  сдвига, цена полосы 0,0286 МПа)

ными данными, полученными методом фотоупругих замораживаемых вклеек из эпоксидных материалов холодного отверждения (рис. 2).

При моделировании резинокордных слоев объемными изотропными элементами с двумя (как минимум) изотропными КЭ между нитями корда, моделирующими резиновую матрицу, расчетные значения более соответствуют экспериментальным данным, чем при моделировании сочетанием стержневых, мембранных и объемных изотропных элементов (табл. 1).

В зонах повышенных деформаций пневматических шин, в которых возможны усталостные разрушения в процессе стендовых испытаний или при эксплуатации, возникает сложное НДС, основными компонентами которого являются деформации межслойного сдвига и сдвига в плоскости резинокордных слоев. Для оценки циклической долговечности резин при различных типах НДС использовали энергетические критерии [3]. В качестве критериев прочности при усталостном деформировании использовали интенсивность  $\varepsilon_i$  деформаций и энергию главной максимальной деформации растяжения.

В качестве критерия прочности для сложного напряженного состояния, характерного для нагруженных деталей шин, основными компонентами которого являются деформации сдвига, принята интенсивность деформаций, являющаяся обобщенным показателем максимальных деформаций сдвига в материале [6, 12, 13].

График изменения интенсивности деформаций за один оборот колеса (цикл) может иметь несколько максимумов, совпадающих по угловой координате  $\phi$  шины с экстремумами соответствующих компонентов деформаций. Для учета влияния несинфазного изменения компонентов НДС за цикл на амплитуду интенсивности деформаций введено понятие размаха  $\Delta\varepsilon_i$  цикла интенсивности деформаций, величина которого определяется для амплитудных изменений компонентов деформаций за оборот колеса:

$$\Delta\varepsilon_{i,a} = \sqrt{2/3} \sqrt{\Delta\{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2\}} + \\ + (3/2)(\Delta\gamma_{12}^2 + \Delta\gamma_{23}^2 + \Delta\gamma_{13}^2), \quad (1)$$

Таблица 1

Экспериментальные ( $\tau_{\max \text{ э}}$ ) и расчетные ( $\tau_{\max \text{ р}}$ ) максимальные напряжения сдвига брекера легковой шины в зоне кромок при разных способах моделирования резинокордной структуры

Зона концентрации напряжений	Нагрузка	$\tau_{\max \text{ р}}$			$\tau_{\max \text{ э}}$	$\frac{\tau_{\max \text{ р}} - \tau_{\max \text{ э}}}{\tau_{\max \text{ э}}} \cdot \%$ (для способа III)
		I	II	III		
Резиновая прослойка "каркас–брекер" (см. рис. 2, зона A)	$p = 0,2 \text{ МПа}$ $p = 0,2 \text{ МПа}, Q = 3972 \text{ Н}$	0,25 0,38	0,20 0,37	0,18 0,11	0,15 0,10	20 10
Граница "протектор–брекер" (см. рис. 2, зона Б)	$p = 0,2 \text{ МПа}, Q = 3972 \text{ Н}$	0,30	0,23	0,22	0,20	10

Примечания: 1. I — сочетание мембранных и объемного изотропного КЭ; II — сочетание объемных изотропных КЭ различной жесткости; III — сочетание объемных изотропных КЭ различной жесткости с учетом отдельных филаментов, кручения нити и двух КЭ, моделирующих резину между нитями корда.

2. Обозначения:  $p$  — внутреннее давление;  $Q$  — нормальная нагрузка.

где  $\varepsilon_{1,2,3}$  — относительные удлинения;  $\Delta\gamma_{12,23,13}$  — размахи циклов деформации сдвига; нижние индексы означают направления локальных полярных осей координат шины: 1 — меридиональное, 2 — окружное, 3 — направление нормали к поверхности шины.

Согласно формуле (1) размахи относительных удлинений, изменяющихся синфазно, определяется выражением  $\Delta\{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2\}$ , т. е. сразу по всем относительным удлинениям, а размахи  $\Delta\gamma_{12,23,13}$  циклов деформаций сдвига, характеризующихся экстремальными значениями при разных угловых координатах, определяются по отдельности. Размах интенсивности деформаций определяется в локальной системе координат, привязанной к каждой точке профиля шины, что исключает ошибку, связанную с определением размаха интенсивности деформаций при повороте главных осей деформаций.

Размах  $\Delta\varepsilon_i$  интенсивности деформаций, определенный для амплитудных компонентов деформаций, принят в работе за критерий циклической долговечности переменных деформаций для сложного НДС деталей шин.

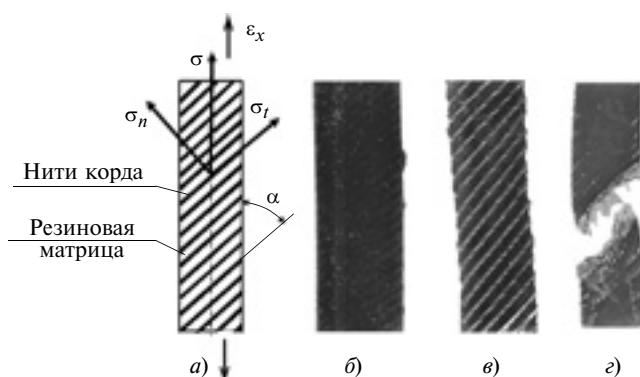


Рис. 3. Схема НДС однослойного резинокордного образца для усталостных испытаний (a), его вид до деформирования (б), в растянутом состоянии (в) и после разрушения (г):  $\varepsilon_x$  — деформация растяжения образца;  $\sigma$ ,  $\sigma_n$  и  $\sigma_t$  — суммарное, нормальное и касательное напряжение в резиновой матрице

Для оценки циклической долговечности резинокордного композита необходимо построить его кривую усталости при НДС такого же типа и с теми же параметрами цикла, которые наблюдаются в зоне разрушения.

В данной работе кривые усталости резинокордных композитов деталей пневматических шин построены на базе испытаний однослойных резинокордных образцов в виде прямоугольных пластин с нитями корда, расположенными под углом  $\alpha$  к оси растяжения образца [4] (рис. 3). В зависимости от угла наклона нитей в образце ( $\alpha = 20 \div 90^\circ$ ) можно получить различные типы НДС резиновой матрицы между нитями корда, характерные для работы различных деталей шины. При  $\alpha = 70^\circ$  НДС резиновой матрицы между нитями корда близко к простому растяжению ( $\varepsilon_1 = -2\varepsilon_2 = -2\varepsilon_3$ ), при  $\alpha = 20$  и  $90^\circ$  НДС близко к чистому сдвигу ( $\varepsilon_1 = -\varepsilon_3$ ,  $\varepsilon_2 = 0$ ). В данном случае усталостные кривые строили на базе испытаний резинокордных образцов с углом наклона нитей  $\alpha = 20, 45$  и  $90^\circ$ .

Для расчета деформаций  $\varepsilon_{\text{рез}}$  резиновой матрицы между нитями корда в образцах также использовали МКЭ.

Деформации резиновой матрицы в резинокордных образцах между нитями корда, имеющими большую жесткость на растяжение, чем резина, существенно выше средней деформации образцов. Отношение максимальной интенсивности  $\varepsilon_i$  рез тах деформаций в резине между нитями корда к деформации  $\varepsilon_{\text{об}}$  образца называется коэффициентом  $K_{\text{НДС}}$  ужесточения НДС. Для образцов с углом  $\alpha = 20, 45$  и  $90^\circ$  соответственно  $K_{\text{НДС}} = 6,1, 2,16$  и  $2,41$ . Для образцов с  $\alpha = 45$  и  $90^\circ$  значения  $K_{\text{НДС}}$  близки к величине, обратной резиносодержанию<sup>2</sup> между нитями корда (в образцах  $r = 0,5$ ), которая

<sup>2</sup> Резиносодержание — показатель объемного содержания резины в резинокордных образцах, вычисляется по формуле  $r = (t - d)/t$ , где  $t$  — шаг нитей корда в слое;  $d$  — толщина корда.

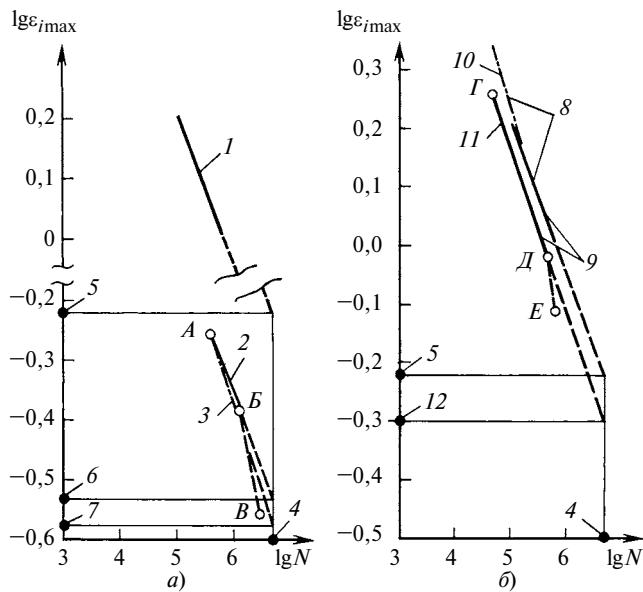


Рис. 4. Кривые усталости резинокордного композита при разных условиях испытаний:

1 —  $\varepsilon_1 = -\varepsilon_2$ ,  $\varepsilon_3 = 0$ ; 2 —  $\varepsilon_2 = -0,25\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_3 = -0,8\varepsilon_1$ ; 3 —  $|\varepsilon_1| < |\varepsilon_2|$ ;  
4 —  $5 \cdot 10^6$  циклов; 5 —  $\varepsilon_{i \max} = 0,60$ ; 6 —  $\varepsilon_{i \max} = 0,29$ ; 7 —  $\varepsilon_{i \max} = 0,27$ ; 8 —  $T = 20^\circ\text{C}$ ; 9 —  $r = 0$ ; 10 —  $r > 0$ ; 11 —  $T = 80^\circ\text{C}$ ;  
12 —  $\varepsilon_{i \max} = 0,50$

характеризует концентрацию деформаций в резине между нитями корда. Значительное увеличение  $K_{\text{НДС}}$  для образцов с  $\alpha = 20^\circ$  связано с уменьшением эффективной рабочей зоны образца из-за ориентации нитей корда, близкой к оси растяжения.

Результаты усталостных испытаний представлены в табл. 2 и на рис. 4.

Испытания проводили для цикла деформирования с изменением деформации  $\varepsilon_{\text{об}}$  от нулевого значения до максимального (параметр цикла деформирования  $r = 0$ ). Поэтому усталостные кривые построены для максимальной интенсивности  $\varepsilon_{i \max}$  деформаций (совпадающих для нулевого цикла с размахом деформаций). Для оценки влияния статической составляющей на прочность при переменных деформациях провели испытания для цикла со статической составляющей (параметр цикла  $r > 0$ ). Влияние температуры на усталостную прочность определяли при температуре  $T = 80^\circ\text{C}$  (рис. 4, б).

При малых переменных деформациях и большом времени испытаний вследствие резкого увеличения разрушающего воздействия кислорода воздуха на поверхность образца происходит искривление кривой усталости (см. рис. 4, а участок  $B-B'$  и рис. 4, б участок  $D-E$ ), что особенно характерно для испытаний при повышенной температуре. Поэтому эти участки кривых не используются для оценки циклической долговечности. В массиве резины шины доступ кислорода воздуха ограничен, поэтому циклическую долговечность шины можно оценивать по начальному участку кривой (участки  $A-A'$  на рис. 4, а и  $G-G'$  на рис. 4, б).

Тип деформированного состояния влияет на предел усталостной долговечности (см. рис. 4, а).

Статическая составляющая цикла деформирования, равная 0,61, практически не влияет на циклическую долговечность при максимальной интенсивности деформации  $\varepsilon_{i \max} = 1,48 \div 2,18$  (см. рис. 4, б; точки 5 и 12). Для циклов деформирования со статической составляющей, характерных для материала резиновой матрицы пневматических шин (до 0,1), циклическую долговечность ( $\lg N$ , где  $N$  — число циклов) можно оценивать по максимальной деформации за цикл или размаху цикла.

Увеличение температуры испытаний снижает циклическую долговечность резинокордного композита (см. рис. 4, б, линии 8 и 11).

Максимальное число циклов при испытаниях составило  $\approx N_{\max} \approx 3 \cdot 10^6$  циклов, что эквивалентно ресурсу грузовых шин  $\approx 10$  тыс. км. Результаты испытаний можно экстраполировать на порядок, т. е. до  $N = 3 \cdot 10^7$  циклов, что соответствует ресурсу ходимости грузовых шин  $\approx 100$  тыс. км.

В зоне кромок брекера НДС близко к чистому сдвигу, поэтому для его моделирования использовали резинокордные образцы с углом наклона нитей к оси образца, равным  $20^\circ$ , с аналогичным типом НДС. Усталостную долговечность резинокордных материалов определяли при температурах 20 и  $80^\circ\text{C}$ . Кривую усталости при рабочей температуре в исследуемой зоне шины строили на основе гипотезы линейного изменения усталостных свойств в зависимости от температуры испытаний.

В качестве примера определим расчетную циклическую долговечность шины 11,00R20, работающей в условиях стендовых испытаний. При размахе цикла интенсивности деформации в надборт-

Таблица 2  
Результаты усталостных испытаний резинокордных образцов

$\alpha^\circ$	$\varepsilon_{\text{об}}$	$K_{\text{НДС}}$	$\varepsilon_{\text{рез}}$	$\lg \varepsilon_{i \max}$	Средняя ходимость $N_{\text{ср},x}$ , $10^3$ циклов	$\lg N_{\text{ср},x}$
$T = 20^\circ\text{C}$ , без статической составляющей ( $r = 0$ , $\varepsilon_{\min} = 0$ )						
20	0,167	6,10	1,019	0,008	646	5,81
	0,262	6,10	1,598	0,204	112	5,05
$T = 20^\circ\text{C}$ , со статической составляющей ( $r > 0$ , $\varepsilon_{\text{об min}} = 0,1$ , $\varepsilon_{\text{рез min}} = 0,61$ )						
20	0,243	6,10	1,482	0,171	162	5,21
	0,358	6,10	2,184	0,339	47,5	4,68
$T = 80^\circ\text{C}$ , без статической составляющей ( $r = 0$ , $\varepsilon_{\min} = 0$ )						
20	0,127	6,10	0,775	-0,111	647,0	5,81
	0,157	6,10	0,958	-0,019	476,0	5,68
	0,298	6,10	1,818	0,259	46,9	4,67

вой зоне, равном 0,42, и температуре  $T > 120$  °С расчетная усталостная долговечность составляет  $N = 1,1 \cdot 10^6$  циклов, что эквивалентно ресурсу ходимости 3,5 тыс. км (рис. 5, а, см. обложку). При этом минимальный расчетный показатель долговечности  $K_{\text{НДС}} = 6,04$  (см. рис. 5, а, зона 1). Фактическая ходимость составляет 3,2 тыс. км. Зона 1 минимальной расчетной долговечности соответствует области 2 начала разрушения деталей шины (рис. 5, б).

Результаты расчета циклической долговечности различных деталей пневматических шин и экспериментальные данные по ходимости при эксплуатации и в условиях стендовых испытаний приведены в табл. 3.

Экспериментальным данным лучше всего соответствуют результаты расчета циклической долговечности шин при стендовых испытаниях, что связано с фиксированной нагрузкой на шины.

Предложенный метод анализа циклической долговечности резинокордных элементов машин на основе расчета НДС и их температуры с помощью МКЭ и экспериментальной оценки прочности при переменных деформациях резинокордных систем с использованием резинокордных образцов можно применять при конструировании пневматических шин и других резинотехнических изделий. Для его широкого использования необходим банк данных по параметрам НДС различных изделий в их наиболее нагруженных местах, полученных рас-

четными или экспериментальными методами. Так же необходимы кривые усталости резинокордных систем для различных типов НДС и параметров цикла деформирования при нормальной и повышенной температурах испытаний (80÷100 °С и выше). Для снижения влияния кислорода воздуха на циклическую долговечность резинокордных образцов необходимы специальные испытания, ограничивающие доступ кислорода к материалу. По результатам определения работоспособности шин в условиях стендовых и эксплуатационных испытаний и их сопоставления с расчетными или экспериментальными значениями НДС в зонах их максимальных значений можно определять нормативные значения коэффициентов запаса по циклической долговечности для различных изделий.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- Соколов С. Л., Ушаков Б. Н.** Методы исследования напряженно-деформированного состояния резинокордных деталей машин // Вестник машиностроения. 2009. № 5. С. 29–33.
- Когаев В. П., Махутов Н. А., Гусенков А. П.** Расчет деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. М.: Машиностроение, 1985. 223 с.
- Хромов М. К.** Применение показателей усталостных свойств резин для оценки качества. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1987. 61 с.
- Басс Ю. П., Гамлицкий Ю. А.** Концепция комплексной оценки работоспособности шин и РТИ // Каучук и резина. 1996. № 2. С. 27–30.
- Бухин Б. Л.** Введение в механику пневматических шин. М.: Химия, 1988. 224 с.
- Соколов С. Л.** Расчетно-экспериментальные методы исследования напряженно-деформированного состояния и циклической долговечности пневматических шин: Дис. ... д-ра техн. наук. ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН. Москва, 2011. 264 с. Машинопись.
- Соколов С. Л.** Расчет напряженно-деформированного состояния пневматических шин методом конечных элементов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2007. № 1. С. 57–62.
- Ушаков Б. Н., Тартаковер Е. И.** Анализ напряженно-деформированного состояния натурных пневматических шин с применением фотоупругости // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2005. № 4. С. 33–37.
- Соколов С. Л.** Анализ теплового состояния пневматических шин с использованием метода конечных элементов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2009. № 3. С. 111–116.
- 10. Tyre Count Program.** Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2004612336. Федеральная служба по интеллектуальной собственности, патентам и товарным знакам. 15 октября 2004.
- 11. Соколов С. Л.** Расчетно-экспериментальный анализ напряженно-деформированного состояния в зоне брекера пневматических шин при механических воздействиях // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011. № 6. С. 79–84.
- 12. Соколов С. Л., Ненахов А. Б.** Прогнозирование усталостной долговечности пневматических шин // Каучук и резина. 2009. № 3. С. 35–39.
- 13. Соколов С. Л.** Прогнозирование циклической долговечности пневматических шин // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2010. № 5. С. 29–35.

Таблица 3  
Расчетные и экспериментальные данные  
по циклической долговечности деталей шин

Деталь (скорость движения)	Расчетные значения		Циклическая дол- говечность, тыс. км	
	$\Delta\varepsilon_{ia}$	$T, ^\circ\text{C}$	Рас- чет	Экспери- мент
<b>Эксплуатационные испытания</b>				
Брекер шины 11,00R20 мод. И-111А (60 км/ч)	0,393	101	32,2	$85,2 \div 126,0$
Надбортовая зона шины 11,00R20 мод. И-111А (60 км/ч)	0,356	66	70,5	$108,7 \div 144,1$
Плечевая зона шины 27,00-49 мод. У-12 (15 км/ч)	0,258	100	17,7	21,1
Надбортовая зона шины 29,5R25 мод. Ф-220 (30 км/ч)	0,353	54	14,1	12,0
<b>Стендовые испытания (двойная перегрузка)</b>				
Брекер шины 11,00R20 мод. И-111А (50 км/ч)	0,531	145	7,5	4,5
Надбортовая зона шины 185/75R16С мод. К-170 (30 км/ч)	0,295	130	5,3	$1,8 \div 4,5$
Надбортовая зона шины 12R22,5 (30 км/ч)	0,451	136	16,1	8,1

С. Г. АНДРЕЕВА, Г. С. ЖЕЛЕЗНОВ, канд. техн. наук, В. Г. КРУЦИЛО, канд. техн. наук (Самарский ГТУ),  
e-mail: lanka\_@mail.ru

## Влияние отклонений формы и расположения обрабатываемого отверстия на отклонения обработанного отверстия при развертывании

Разработана верифицированная математическая модель влияния отклонений размеров и формы отверстия на отклонения параметров отверстия после развертывания.

**Ключевые слова:** отверстие, развертывание, отклонения формы и расположения поверхности, математическая модель, параметры, биение, разбивка.

The verified mathematical model of influence of deviations of dimensions and hole shape on deviations of hole parameters after reaming is developed.

**Keywords:** hole, reaming, deviation of form and surface location, mathematical model, parameters, runout, splitting.

Развертывание отверстий осуществляют, как правило, после зенкерования, обеспечивающего отклонения формы поверхности и размера диаметра обработанного отверстия с точностью до 10-го квалитета. Нередко развертывание проводят после сверления, обеспечивающего точность не выше 13-го квалитета. Для получения точности отверстия не ниже 7-го квалитета предварительное развертывание проводят, как правило, с точностью по 9-му квалитету. Во всех случаях обрабатываемые отверстия имеют отклонения формы, не превышающие половины допуска на размер диаметра.

Для выбора рационального способа обработки отверстия необходимо определить требования к разверткам и установить связи между отклонениями формы и расположения отверстия до и после его развертывания, что довольно трудно сделать экспериментально. Поэтому авторами была разработана математическая модель образования разбивки при развертывании<sup>1</sup>.

Для определения влияния отклонения от круглости обрабатываемого отверстия рассматривали его поперечное сечение в виде эллипса, отклонение от круглости которого равно разности его полуосей, составляющей половину допуска на размер диаметра.

Образование при развертывании разбивки и отклонения от круглости обрабатываемого отверстия обусловлены изменением глубины резания каж-

дым зубом развертки по направлению ее подачи. Поэтому в предлагаемой математической модели номинальную глубину резания приняли переменной величиной, зависящей от угла поворота инструмента при развертывании.

На рис. 1 показана наиболее вероятная форма поперечного сечения обрабатываемого отверстия — эллипс с центром в точке  $O$  и полуосами  $a$  и  $b$ . Большая полуось  $a$  эллипса расположена под углом  $\eta$  к оси  $O_1X$ , параллельной направлению отклонения  $e$  оси развертки, проходящей через точку  $O_i$  в ее формообразующем сечении, от оси отверстия перед обработкой. Угол  $\eta$  может принимать значения от 0 до  $360^\circ$ . Однако достаточно установить влияние этого угла в интервале от 0 до  $90^\circ$ . В начале обработки (в переходном процессе) центр формообразующего сечения развертки смещается из точки  $O_i$  в точку  $O_1$  и при дальнейшей обработке вращается вокруг оси, проходящей через точку  $O_i$ . Глубина резания при этом изменяется по периметру обрабатываемого отверстия. Для произвольного зуба развертки в текущей точке  $M$  поперечного сечения обрабатываемого отверстия в виде эллипса с полуосами  $a$  и  $b$  номинальная глубина резания будет:

$$t = t_0 + a \left( 1 - \sqrt{\cos^2 \psi + \frac{b^2}{a^2} \sin^2 \psi} \right), \quad (1)$$

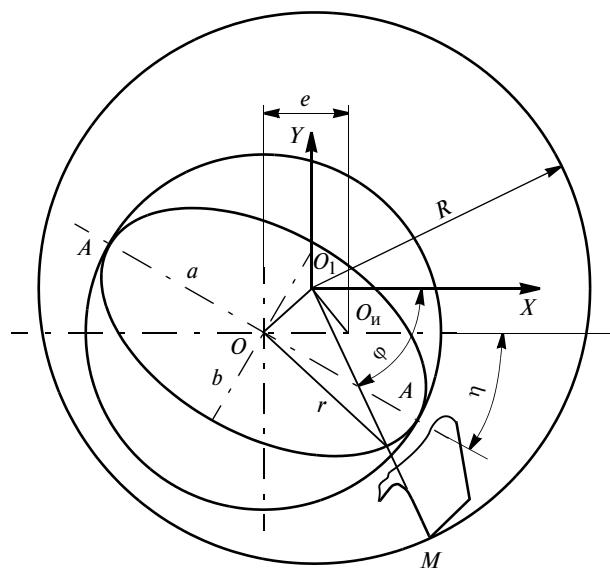


Рис. 1. Схема для определения номинальной глубины резания при поперечном сечении обрабатываемого отверстия в виде эллипса

<sup>1</sup> Железнова С. Г., Железнов Г. С., Круцило В. Г. Влияние отклонения оси развертки от оси обрабатываемого отверстия на образование отклонений геометрических параметров обработанной поверхности // СТИН. 2010. № 5. С. 11–16.

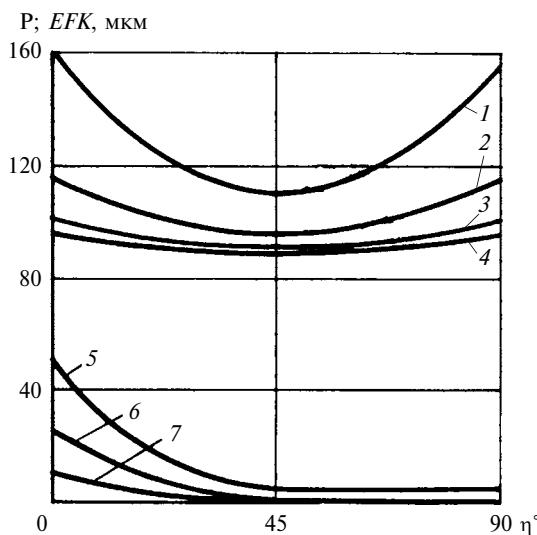


Рис. 2. Зависимости разбивки Р (линии 1, 2, 3, 4) и отклонения EFK (линии 5, 6, 7) от угла  $\eta$ :

$G = 300 \text{ Н/мм}$ ;  $\sigma_b = 600 \text{ Н/мм}^2$ ;  $\varphi = 15^\circ$ ;  $Z = 8$ ;  $e = 0,4 \text{ мм}$ ;  $\delta_N = 0,021 \text{ мм}$ ;  $t = 0,2 \text{ мм}$ ;  $S_z = 0,1 \text{ мм}$ ;  $d = 20 \text{ мм}$

где  $\psi = \varphi - \eta$ ;  $t_0$  — глубина резания без учета отклонения обрабатываемого отверстия от круглости;  $\varphi$  — текущий угол поворота развертки в интервале от 0 до  $2\pi$ ;  $a = 0,5d$  ( $d$  — номинальный диаметр обрабатываемого отверстия).

Задавая в математической модели угол  $\varphi$  от 0 до  $2\pi$  с шагом  $\pi/8$ , для каждого его значения определяли наибольшие ( $f_x \max$ ,  $f_y \max$ ) и наименьшие ( $f_x \min$ ,  $f_y \min$ ) поперечные смещения центра формообразующего сечения развертки по осям  $OX$  и  $OY$ . Получили разбивку:  $P_x = f_x \max - f_x \min$  по оси  $OX$ ;  $P_y = f_y \max - f_y \min$  по оси  $OY$ . Отклонение от круглости равно абсолютной разности разбивок:  $EFK = P_x - P_y$ . Наибольшее значение отношения  $b/a$  определяется отклонением от круглости  $EFK = 0,5T_N$ , где  $T_N = 10^{-2} \cdot 1,6^{N-6}(0,45d^{0,333} + 0,001d)$  — допуск на диаметр обработанного отверстия для квалитета  $N$ , мм. При  $a - b = 0,5T_N$  имеем  $b/a = 1 - 0,5T_N/a$ , при  $a = 0,5d$  имеем  $b/a = 1 - T_N/d$ . С учетом этого выражение (1) примет вид:

$$t = t_0 + 0,5d \left( 1 - \sqrt{\cos^2 \psi + \left( 1 - \frac{T_N}{d} \right)^2 \sin^2 \psi} \right). \quad (2)$$

Расчеты по математической модели с учетом равенства (2) показали, что на отклонение от круглости обрабатываемого отверстия влияют биение режущей части развертки и распределение по ее лезвиям составляющих биение отклонений, а также положение большой оси отверстия (эллипса) относительно направления отклонения его осей и развертки в ее формообразующем сечении перед об-

работкой. Установлено, что при отсутствии биения режущей части развертки отклонение от круглости при развертывании не образуется. Наибольшие разбивка и отклонение от круглости образуются, если режущие лезвия, находящиеся ближе к оси развертки, расположены диаметрально относительно выступающих лезвий в поперечном сечении развертки.

Установлены зависимости возникающих при развертывании отверстия разбивки и отклонения от круглости от таких основных факторов, как жесткость  $G$  технологической системы, предел прочности  $\sigma_b$  обрабатываемого материала, биение  $\delta_N$  режущей части развертки, угол  $\eta$ , подача  $S_z$  на зуб, глубина  $t$  резания для вышеуказанного распределения биения развертки с числом зубьев  $Z = 8$  и углом в плане  $\varphi = 15^\circ$ .

На рис. 2 приведены зависимости разбивки Р и отклонения EFK от угла  $\eta$ , полученные расчетом по математической модели с учетом равенства (2) в пределах допусков для разных квалитетов: линии 1, 2, 3 и 4 относятся к разбивке Р для отверстий, обрабатываемых с точностью соответственно по 14, 12, 10 и 8-му квалитетам; линии 5, 6 и 7 — к отклонению EFK для отверстий, обрабатываемых с точностью соответственно по 14, 12 и 10-му квалитетам. Наименьшие отклонения обеспечиваются при  $\eta = 45^\circ$ .

Зависимости на рис. 3 показывают, что отклонения формы обрабатываемого отверстия, укладывающиеся в допуск на размер не ниже 10-го квалитета, не оказывают существенного влияния на разбивку и отклонение от круглости обработанного отверстия. Поэтому перед развертыванием необходимо выполнить зенкерование отверстия, а предварительное развертывание исключить.

При увеличении подачи  $S_z$  на зуб от 0,1 до 0,4 мм значительно уменьшается разбивка (рис. 4, линии 1, 2 и 3) и незначительно — отклонение от круглости при  $\eta = 45^\circ$  (линия 4) и  $90^\circ$  (линия 5).

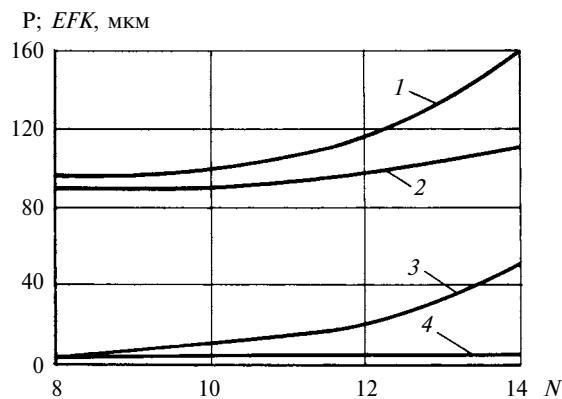


Рис. 3. Зависимости разбивки Р и отклонения EFK от квалитета N при  $\eta = 0$ :  
остальные параметры см. подпись к рис. 2

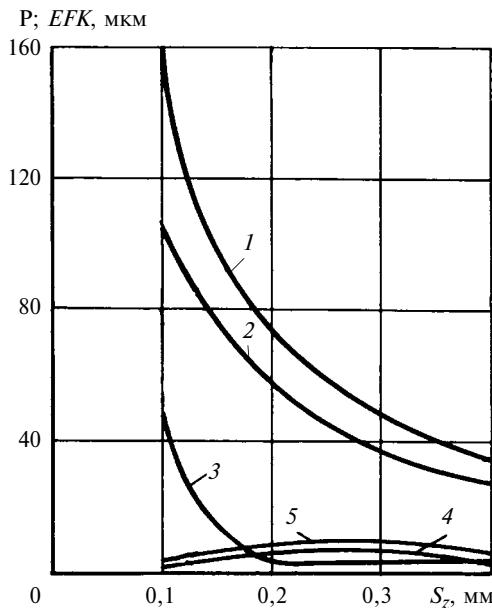


Рис. 4. Зависимости разбивки Р при  $\eta = 0$  (линия 1),  $90^\circ$  (линия 2) и  $45^\circ$  (линия 3) и отклонения  $EFK$  при  $\eta = 45^\circ$  (линия 4) и  $90^\circ$  (линия 5) от подачи  $S_z$  на зуб при  $N = 14$ :  
остальные параметры см. подпись к рис. 2

При увеличении глубины  $t$  резания существенно увеличиваются разбивка (рис. 5, а) и отклонение от круглости при  $\eta = 0$  (рис. 5, б, линия 3); незначительными будут отклонения от круглости (рис. 5, б, линия 3) и  $90^\circ$  (линия 2). Наиболее неблагоприятный случай — совпадение большой оси обрабатываемого отверстия с направлением отклонения оси развертки от оси отверстия перед обработкой, т. е. при  $\eta = 0$ .

На рис. 6 приведены зависимости разбивки Р и отклонения  $EFK$  от относительной жесткости  $G/\sigma_B$  технологической системы (ТС) при  $\eta = 0$ . При увеличении относительной жесткости ТС уменьшаются разбивка Р и отклонение  $EFK$ , что выражается зависимостями:

$$P = C_1(G/\sigma_B)^{-0,07} \text{ при } G/\sigma_B \leq 2,5;$$

$$P = C_3(G/\sigma_B)^{-0,82} \text{ при } G/\sigma_B > 2,5;$$

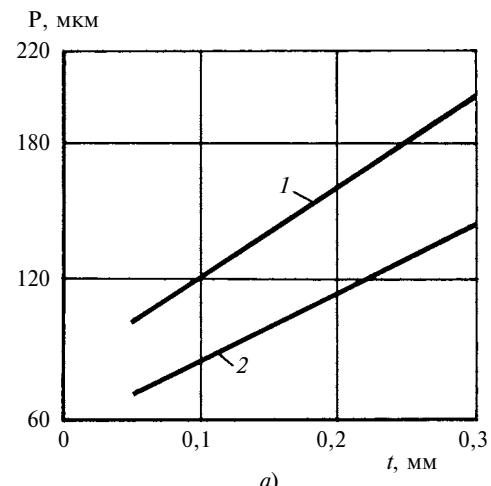
$$EFK = C_2(G/\sigma_B)^{-0,2} \text{ при } G/\sigma_B < 4;$$

$$EFK = C_4(G/\sigma_B)^{-0,82} \text{ при } G/\sigma_B > 4.$$

Разбивка и отклонение от круглости не образуются при отсутствии биения режущей части развертки или при равных расстояниях противолежащих режущих кромок от оси развертки.

Отклонения профиля продольного сечения при развертывании образуются вследствие изменения разбивки по направлению подачи и обусловлены отклонением от параллельности осей обрабатываемого отверстия и развертки и отклонением профиля продольного сечения обрабатываемого

отверстия. Отклонение осей от параллельности возникает при установке заготовки на станке непосредственно перед развертыванием. При отклонении осей от параллельности на величину  $\alpha$  (в ра-



$EFK$ , мкм

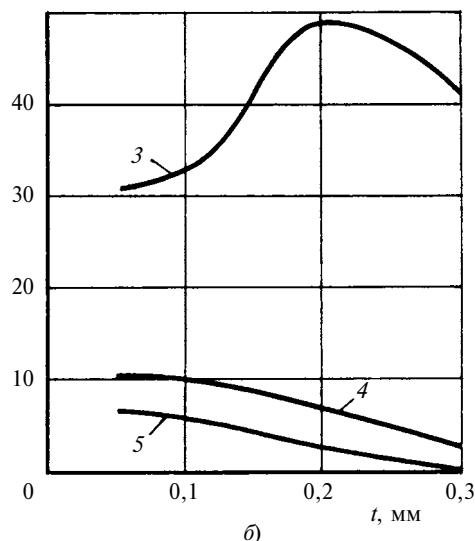


Рис. 5. Зависимости разбивки Р (а) при  $\eta = 0$  (линия 1) и  $45^\circ$  (линия 2) и отклонения  $EFK$  (б) при  $\eta = 0$  (линия 3),  $90^\circ$  (линия 4) и  $45^\circ$  (линия 5) от глубины  $t$  резания:  
остальные параметры см. подпись к рис. 2

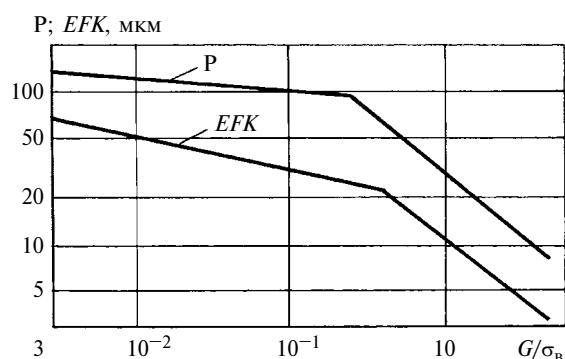


Рис. 6. Зависимости разбивки Р и отклонения  $EFK$  от относительной жесткости  $G/\sigma_B$  ТС:  
остальные параметры см. подпись к рис. 2

дианах) текущее значение отклонения в направлении подачи определяется по формуле

$$e = \sqrt{e_0^2 + (\alpha z)^2 - 2e_0\alpha z \cos \varepsilon}, \quad (3)$$

где  $e_0$  — отклонение оси развертки от оси отверстия перед обработкой;  $z$  — перемещение развертки в направлении подачи от начала обработки;  $\varepsilon$  — угол между осью, совпадающей с направлением исходного отклонения осей обрабатываемого отверстия и развертки, и направлением текущего отклонения от параллельности осей.

Отклонение осей от параллельности получим: при углах  $\varepsilon = 0$  и  $180^\circ$  — в одной плоскости; при углах  $\varepsilon = 90$  и  $270^\circ$  — при перекосе осей; при других углах  $\varepsilon$  — в пространстве. Для определения разбивки и отклонения профиля продольного сечения в математической модели отклонение оси развертки от оси обрабатываемого отверстия задавали в виде функции перемещения инструмента в направлении подачи. Расчетом установлено, что при отсутствии биения режущей части развертки исходное отклонение от параллельности при развертывании уменьшается, а отклонение формы не образуется. При наличии биения и  $\varepsilon = 0$  образуется наибольшая конусообразность, при  $\varepsilon = 180^\circ$  — наименьшая с увеличением диаметра обработанного отверстия в направлении подачи, при других значениях угла  $\varepsilon$  образуется небольшая конусообразность, также в направлении подачи.

Влияние отклонения профиля продольного сечения обрабатываемого отверстия на отклонение профиля обработанного отверстия обусловлено изменением глубины резания по направлению подачи. В этом случае для определения разбивки и отклонения профиля продольного сечения в математическую модель вводили номинальное значение глубины резания в функции перемещения развертки в направлении подачи. При этом наибольшее изменение глубины резания не должно

*EFP, мкм*

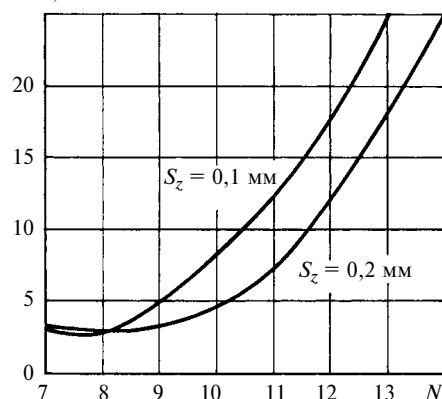


Рис. 7. Зависимости отклонения *EFP* профиля продольного сечения обработанного отверстия от квалитета *N* обрабатываемого отверстия и подачи  $S_z$  на зуб:

остальные параметры см. подпись к рис. 2

*EFP, мкм*

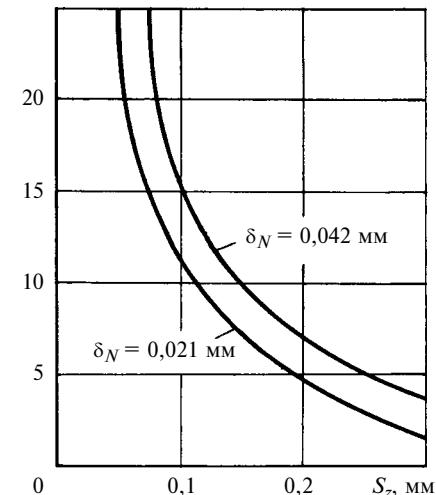


Рис. 8. Зависимости отклонения *EFP* профиля продольного сечения обработанного отверстия от подачи  $S_z$  на зуб и  $\delta_N$  при  $G/\sigma_B = 0,5$  мм и  $\alpha = 0,005$  рад:

$G = 300$  Н/мм;  $\sigma_B = 600$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\varphi = 15^\circ$ ;  $Z = 8$ ;  $e = 0,4$  мм;  $\delta_N = 0,021$  мм;  $t = 0,2$  мм;  $S_z = 0,1$  мм;  $d = 20$  мм

превышать половины допуска на диаметр  $d$  обрабатываемого отверстия:

$$\Delta t = 0,005 \cdot 1,6^{N-6} (0,45d^{0,333} + 0,001d).$$

Теоретически глубина резания по направлению подачи может изменяться от  $t$  до  $t + \Delta t$ . Возможны следующие элементарные отклонения профиля продольного сечения: конусообразность, бочкообразность и седлообразность. В общем случае зависимость глубины  $t$  резания от перемещения  $z$  инструмента в направлении подачи имеет вид:  $t(z) = t + \Delta t(z)$ . Для элементарных отклонений профиля продольного сечения обрабатываемого отверстия  $\Delta t(z) = m \Delta t$ . Значения  $m$  для элементарных отклонений профиля продольного сечения приведены в таблице для отношений захода  $z$  развертки в обрабатываемое отверстие к его длине  $l$ :

Отклонение формы выполненного отверстия	$z/l$	$m$	Отклонение формы обработанного отверстия
Прямая конусообразность	0 0,5 1	0 0,5 1	Прямая конусообразность
Обратная конусообразность	0 0,5 1	1 0 0	Обратная конусообразность
Бочкообразность	0 0,5 1	1 0 1	Седлообразность
Седлообразность	0 0,5 1	0 1 0	Бочкообразность

А. Н. ЕКИМЕНКО, канд. техн. наук (Институт инновационных исследований, г. Гомель, Республика Беларусь),  
e-mail: a.ekimenko@beloil.by

## Оптимизация переработки древесных пластиков плунжерной экструзией

Рассматривается влияние степени кристалличности термопластичной матрицы и степени уплотнения древесного наполнителя на физико-механические и триботехнические свойства длинномерных изделий, формируемых плунжерной экструзией из пресс-композиций армированного древесного пластика.

**Ключевые слова:** термопластичная матрица, древесный наполнитель, степень кристалличности, предельная плотность, плунжерная экструзия, износостойкость, твердость.

The influence of crystallinity of thermoplastic matrix and degree of packing of wood filler on physical, mechanical and tribotechnical properties of long components, formed by ram extrusion from molding compounds of armored wood plastic, is considered.

**Keywords:** thermoplastic matrix, wood filler, crystallinity, ultimate density, ram extrusion, wear resistance, hardness.

При переработке термопластичных пресс-композиций на основе измельченных отходов древесины необходимо учитывать свойства и древесины, и термопластичных матриц. Наличие в структуре древесины до 80 % пор обуславливает ее высокую плотность, при повышении которой такие физико-механические свойства древесины, как водостойкость и прочность при изгибе, существенно повышаются. Следует учитывать и то, что при использовании в качестве матрицы термопластичных, частично кристаллизующихся полимеров можно регулировать степень их кристалличности и, соответственно, прочностные и триботехнические

свойства изменением температуры и скорости отверждения.

Таким образом, физико-механические свойства готовых изделий во многом определяются выбором оптимальных условий переработки. В статье рассматривается способ максимального уплотнения древесного наполнителя и получения высокопрочной структуры отверженного материала. Исследовали разработанный на основе полиэтиленового связующего древесный пластик, армированный арселоновыми и углеродными волокнами, и усовершенствованный метод переработки — плунжерную экструзию (ПЭ) [1]. Реализуется последовательное воздействие на пресс-композицию взаимно перпендикулярных силовых полей, в результате которого волокна наполнителя ориентируются относительно оси изделия под углом от 30 до 60°. При этом устраняется преимущественная ориентация древесных частиц в направлении, перпендикулярном к оси изделия.

Рассмотрим особенности переработки древесно-стружечных пресс-композиций на термопластичном связующем методом ПЭ. Суть метода заключается в периодически повторяющихся циклах прессования порций материала с последующим продавливанием их через формующий канал, температура которого изменяется по длине. В результате совместного действия сил трения композита о стенки канала и давления прессования происходит высокопрочное соединение отдельных прессовок в непрерывное изделие.



(Окончание статьи. Начало см. на стр. 13)

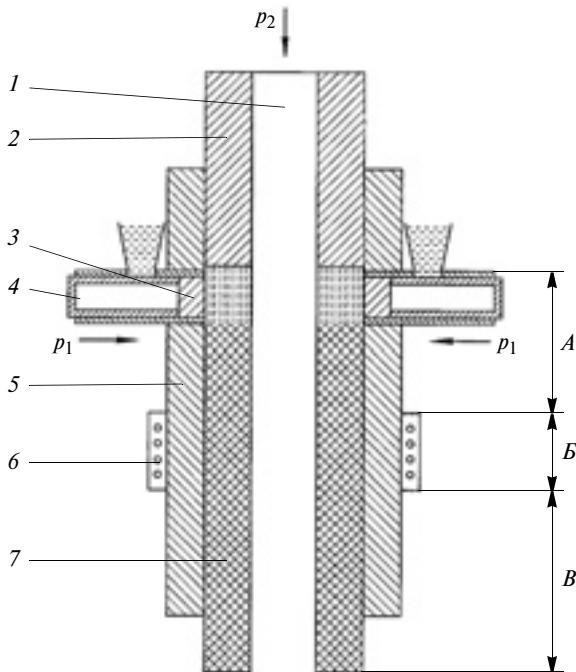
*z/l.* Прямая конусообразность обрабатываемого отверстия приводит к обратной конусообразности обработанного отверстия, бочкообразность — к седлообразности, седлообразность — к бочкообразности. При этом разбивка превышает образующиеся при развертывании отклонения профиля продольного сечения не более чем на 20÷30 %.

Зависимости на рис. 7 показывают, что при отклонениях *EFP* профиля продольного сечения обрабатываемого отверстия, превышающих допуск на размер по 10-му квалитету, при развертывании могут образоваться существенные отклонения профиля обработанного отверстия.

Увеличение подачи на зуб при развертывании приводит к уменьшению влияния отклонения *EFP*

профиля продольного сечения обрабатываемого отверстия на образующиеся отклонения профиля продольного сечения обработанного отверстия (рис. 8). Предпочтительной является подача на зуб более 0,1 мм.

Таким образом, установлено, что при развертывании отклонения формы и расположения обрабатываемого отверстия приводят к возникновению разбивки и отклонению формы обработанного отверстия только при наличии бienia режущей части развертки. Величины образующихся отклонений зависят от распределения по лезвиям развертки отклонений, составляющих биение ее режущей части, и отклонения оси развертки от оси отверстия перед обработкой.



**Рис. 1. Схема формования изделия из пресс-материала:**

1 — шток; 2 — пuhanсон; 3 — канал загрузки пресс-материала; 4 — вспомогательный пuhanсон; 5 — корпус; 6 — нагреватели; 7 — формуемое изделие; А, Б, В — зоны соответственно уплотнения, плавления и отверждения пресс-материала

По мере продвижения материала по каналу изменяются его плотность и агрегатное состояние, в зависимости от которого канал можно условно разделить на три зоны (рис. 1). В зоне А материал нагревается до температуры  $30\div40^{\circ}\text{C}$  и уплотняется до твердофазного состояния. Вследствие неравномерного уплотнения прессовки по высоте из ее верхних (более плотных) слоев формируется пробка, препятствующая выдавливанию связующего через зазор между пuhanсоном и матрицей.

При дальнейшем движении материала по каналу в зоне Б разогревается и плавится связующее, переходя в вязкоупругое состояние. Температура канала на этом участке поддерживается в пределах  $1,1\div1,2T_{\text{пл}}$ , где  $T_{\text{пл}}$  — температура плавления полимера.

В зоне В отверждения в результате снижения температуры канала инициируется полимеризация термопластичного связующего.

Термопластичные матрицы имеют низкий коэффициент трения, высокие износостойкость и ударную вязкость, но при длительной эксплуатации в результате действия УФ-излучения и повышенных температур происходит старение полимеров. Многочисленные опыты показали, что способность сопротивляться старению прямо зависит от морфологии полимера и прежде всего от степени его кристалличности, которая во многом определяет прочность, износостойкость и антифрикционные свойства отверженного материала. В то же

время при конструировании оборудования необходимо учитывать достаточно высокий уровень усадки и анизотропию кристаллизующегося материала. Следует учитывать и то, что в зависимости от условий охлаждения в кристаллизующемся полимере сохраняется некоторая доля аморфного материала. При температуре эксплуатации аморфная фаза может находиться в стеклообразном, высокоэластичном или вязкотекучем состоянии, т. е. свойства матрицы определяются содержанием кристаллической фазы и состоянием аморфной фазы.

Идеальная кристаллическая структура полимера состоит из упорядоченных линейных цепочек, способных укладываться в наиболее плотную упаковку. При наличии разветвлений макромолекул или недостаточной подвижности линейных макроцепочек образуется аморфно-кристаллическая структура, в которой неупорядоченно построенные цепочки молекул затвердеваю в аморфном стеклообразном состоянии.

Предельное упорядочение кристаллической фазы приводит к образованию монокристаллов, состоящих из практически одинаковых кристаллографических ячеек правильной геометрической формы. При этом заметно возрастает плотность кристаллической фазы, что вызывает деформацию аморфных областей, уменьшает конформационный набор для находящихся в них макромолекул и увеличивает время релаксации их сегментальной подвижности. В нашем случае инородной поверхностью является древесное волокно или армирующие арселоновые и углеродные волокна.

Энергия  $\Delta F$ , необходимая для образования в расплаве полимера сферического зародыша кристалла с радиусом  $r$ , которая по мере роста зародыша сначала увеличивается, достигая максимума  $\Delta F^*$  при  $r = r^*$ , затем уменьшается до отрицательных значений. В точке максимума [2] имеем:

$$r^* = \frac{2\sigma T_{\text{пл}}}{\Delta H_{\text{об}} \Delta T}; \quad (1)$$

$$\Delta F^* = \frac{16\pi}{3} \frac{\sigma^3}{(\Delta H_{\text{об}})^2} \frac{T_{\text{пл}}^2}{(\Delta T)^2}, \quad (2)$$

где  $r^*$  — критический радиус зародыша, м;  $\sigma$  — энергия, приходящаяся на единицу поверхности;  $\Delta H_{\text{об}} = \Delta f_{\text{об}} T_{\text{пл}} / \Delta T$  — энтальпия, Дж;  $\Delta f_{\text{об}}$  — энергия плавления единицы объема, Дж;  $\Delta T = T_{\text{пл}} - T$  — температура переохлаждения расплава, К.

Зародыши размером  $r < r^*$  нестабильны и снова переходят в расплав. При  $r > r^*$  зародыши могут самопроизвольно расти, так как  $\Delta F$  с увеличением радиуса  $r$  уменьшается. Фактически  $\Delta F^*$  — потенциальный барьер энергии, при преодолении которого образуется стабильная новая фаза. Как следует из выражения (1), при небольших температурах  $\Delta T$

критический размер  $r^*$  зародыши достаточно большой, но по мере увеличения  $\Delta T$  он уменьшается и вероятность возникновения в переохлажденном расплаве стабильного ядра в результате статистических флюктуаций возрастает.

При небольших  $\Delta T$  и слишком большом  $r^*$  зародыши могут образовываться только на поверхностях раздела, так как в этом случае работа его образования всегда меньше работы образования в свободном пространстве. Следует учитывать, что энергия образования зародыши критических размеров на поверхности меньше энергии его образования в объеме на величину, зависящую от смачивания твердой поверхности полимеров [2]:

$$\Delta F_{\text{п}}^* = f(\theta)\Delta F^* \text{ при } 0 < f(\theta) < 1,$$

где  $\theta$  — краевой угол смачивания поверхности полимеров.

Работа образования зародыши новой фазы в углублении или трещине меньше, чем на плоской поверхности. При снижении температуры кристаллизации (увеличении  $\Delta T$  расплава), как следует из формулы (2), энергия образования зародыши критических размеров уменьшается и, следовательно, увеличивается скорость образования. Но здесь есть нюанс: снижение температуры кристаллизации приводит к повышению вязкости расплава и, соответственно, уменьшению подвижности цепочек полимеров, что снижает скорость кристаллизации, т. е. при охлаждении расплава полимера скорость кристаллообразования сначала возрастает, а достигнув максимума, начинает уменьшаться.

Кинетика кристаллизации полимеров достаточно хорошо описывается эмпирическим уравнением Аврами [3]:

$$\alpha = 1 - \exp(-kt^n),$$

где  $\alpha$  — доля фракции, закристаллизованной к моменту времени  $t$ ;  $k$  и  $n$  — эмпирические константы.

Скорость кристаллизации определяет степень кристалличности, а также совершенство образующейся кристаллической структуры полимера.

Исследовали влияние степени кристалличности и скорости кристаллизации на физико-механические и триботехнические свойства армированного древесного пластика ДПЖ-ТП-6, содержащего, мас. %: измельченной древесины — 57; измельченных отходов ПЭНД — 27; арселонового волокна  $\varnothing 10\div12$  мкм и длиной 2128 мм — 8,6; углеродного графитизированного волокна  $\varnothing 9\div12$  мкм и длиной 18÷23 мм — 3,5; полиэтилена средней плотности с привитыми ангидридными и карбоксильными группами — 2; комплексного бариево-кадиевого стеарата — 1,9.

Использовали образцы размерами 25 × 25 мм и толщиной 2 мм, вырезанные из трубных заготов-

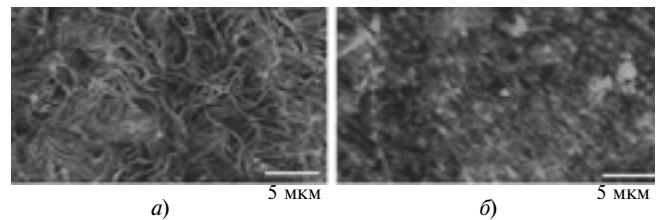


Рис. 2. Микрофотографии образцов древесного пластика, отверженного при медленном (а) и быстром (б) охлаждении

вок, формируемых по способу [1] и следующим режимам:

1) первичное отверждение в канале при медленном охлаждении с температуры 135 °C на границе зоны плавления до 70 °C на выходе из формующего канала, окончательное отверждение в течение 48 ч на воздухе при температуре 21 °C;

2) первичное отверждение в канале при быстром охлаждении с температуры 135 до 80 °C на границе зон плавления и отверждения, отверждение сразу после выхода из формующего канала в среде жидкого азота для предотвращения вторичной кристаллизации, окончательное отверждение в течение 48 ч на воздухе при температуре 21 °C.

Микроструктурный анализ отверженных образцов показал, что при более медленном охлаждении доля кристаллической фазы увеличивается и формируются кристаллы с выраженной ламеллярной структурой (рис. 2). При медленном охлаждении степень кристалличности отверженного полимера составила 71÷74 % по сравнению с 45÷48 % при быстром охлаждении. Была подтверждена четкая корреляция между степенью кристалличности и механическими свойствами композита. Так, модуль упругости образцов, полученных при медленном охлаждении, был выше на 32÷41 %, твердость — на 62÷70 %, предел текучести — на 33÷36 % (табл. 1). С увеличением кристалличности надрезанных образцов уменьшалось раскрытие трещин при нагрузке и повышалась усталостная прочность, что можно объяснить характером рассеяния энергии вязкоупругой деформации в зависимости от фазы структуры: в аморфной фазе происходит разрыв цепей, в кристаллической — распрямление, разворачивание и взаимное скольжение пластинок (чешуек) кристаллитов.

Триботехнические испытания проводили на микротрибометре RPT-02 при возвратно-поступательном движении образцов и нагружении их в течение 1000 циклов сферическим индентором из нитрида кремния  $\varnothing 2$  мм при влажности 12 %. Твердость определяли по методу Мооса путем нанесения царапины коническим алмазом (абсолютная твердость по склерометру 1600).

Испытания на циклический износ показали, что микроповреждения поверхности наблюдались после 1000 циклов у образцов с меньшей степенью

кристалличности при нагрузке 53÷58 мН, у образцов с большей степенью кристалличности — при нагрузке 95÷100 мН. Измерения глубины царапин при испытаниях на стойкость к повреждению поверхности с помощью профилометра показали значительное повышение твердости композита при увеличении доли кристаллической фазы. С увеличением степени кристалличности в результате роста модуля эластичности предсказуемо снижался коэффициент трения. В табл. 2 и на рис. 3 приведены результаты триботехнических испытаний.

При разработке композиций древесных пластиков, проектировании оснастки и выборе технологии их переработки в изделие необходимо учитывать особенности структуры древесного наполнителя — основного компонента высоконаполненных композиций, который может быть и армирующим, если используется не в дисперсной фракции, а в виде измельченных частиц.

Основные компоненты стенок растительных клеток древесины — целлюлоза (40÷45 %), лигнин (23÷38 %) и гемицеллюлоза (25÷35 %). Целлюлоза представляет собой высокорегулярную структуру (кристаллический полимер), состоящую из тысяч радикалов глюкозы, ковалентно соединенных друг с другом [4]. Гемицеллюлоза образует значительно более короткие разветвленные цепочки, состоящие

Таблица 1  
Зависимость физико-механических свойств древесного пластика от степени кристалличности матрицы при температуре 23 °С

Параметр	Значение параметра при степени кристалличности, %	
	45÷48	71÷74
Модуль упругости, ГПа:		
при растяжении	2,07÷2,16	2,73÷2,85
при изгибе	1,71÷1,82	2,2÷2,31
Твердость, МПа	6,4	11
Предел текучести, МПа	97÷105	142÷151

Таблица 2  
Результаты триботехнических испытаний образцов

Параметр	Значение параметра при степени кристалличности, %	
	45÷48	71÷74
Коэффициент трения:		
до нагрузки	0,26	0,38
после нагрузки*	0,17	0,23
Износ*, мкм:		
по глубине	0,2	0,11
по ширине	110,3	82,2

\* 1000 возвратно-поступательных циклов при нагрузке 750 мН.

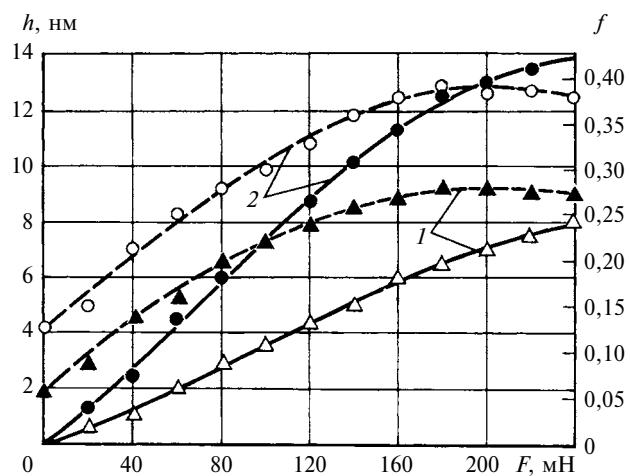


Рис. 3. Зависимости коэффициента  $f$  трения (штриховые линии) и глубины  $h$  царапины (сплошные линии) от нагрузки  $F$  для образцов древесного пластика со степенью кристалличности 73,1 (1) и 47,4 (2)

из колец сахарозы, содержащих по пять—шесть атомов углерода, который играет роль аморфных мягких наполнителей, обволакивающих целлюлозные участки. Целлюлозные волокна соединяются между собой термопластичным трехмерным сетчатым полимером — лигнином. При повышении температуры и давления лигнин пластифицируется, что обеспечивает гибкость древесных волокон и возможность их плотной упаковки при уплотнении.

Наличие в каждом элементарном звене макромолекулы целлюлозы трех реакционно-активных спиртовых гидроксильных групп объясняет чувствительность к действию окислителей, при этом ее реакционная способность тесно связана с надмолекулярной структурой, в частности с плотностью упаковки, характеризующей доступность макромолекул для окислителя. Реакция окисления (гидролиз) под действием воды и водных растворов кислот, щелочей и солей начинается с поверхности, проникая внутрь волокна. При этом постепенно разрушаются его концентрические слои: сначала окисляется аморфная часть целлюлозы, затем — плотно упакованные кристаллические участки. В результате окисления механическая прочность волокна постепенно снижается, оно становится ломким. Продукты начального окисления еще сохраняют волокнистую структуру, но после глубокого окисления целлюлоза может рассыпаться в порошок.

В связи с этим предельное уплотнение древесных частиц в структуре композита теоретически должно существенно повысить его влагостойкость и химическую устойчивость. Кроме того, в силу высокой пористости древесины при ее уплотнении должна повыситься прочность пластика при изгибе в результате увеличения количества микрофибрилл, на которые распределяется нагрузка в единице объема, и при растяжении в результате "склей-

ки" между собой стенок клеток, формирующих микрофибриллы, расплавом водостойкого лигнина. Последнее особенно важно при использовании термопластичных матриц, которые в отличие от термореактивных смол в силу своей высокой вязкости обладают слабыми пропитывающими свойствами относительно древесных частиц и не могут заполнить поры древесных клеток. При недостаточном уплотнении древесного пластика возможно образование структуры с полыми внутри клетками, существенно снижающими прочность материала.

Степень уплотнения древесного наполнителя можно регулировать снижением упругих сил сжимаемого материала (пластификация древесины) или повышением трения пресс-материала о стенки канала. Естественный предел пластификации древесного наполнителя определяется пластичностью лигнина и ограничивается жесткостью самих целлюлозных волокон. Применение дополнительных пластификаторов нецелесообразно, поскольку они в большинстве случаев снижают прочность волокон и, соответственно, готовых изделий. Поэтому при переработке композиции в длинномерные конструкции с повышенными требованиями к механической прочности предпочтительным представляется регулирование степени уплотнения древесного наполнителя изменением трения материала о стенки формующего канала. Рассмотрим уплотнение материала в канале при плунжерной экструзии.

Выделенный в произвольном сечении  $Z_1$  канала слой пресс-материала толщиной  $dz$  в ходе прессования будет сжиматься до тех пор, пока приращение  $d\sigma$  осевого давления на его верхней границе (рис. 4) не превысит напряжения от силы трения о стенки канала, действующего на поверхности неподвижного упора (объема пресс-материала от выходного отверстия канала до нижней границы слоя  $dz$ ). Далее изделие продвинется по каналу на величину подачи  $h_{\text{под}}$ , равную толщине  $h_3$  спрессованной до конечной плотности порции засыпки пресс-материала:

$$d\sigma = \int_0^{Z_1} f(z)\xi(z)\sigma(z) U dz / S, \quad (3)$$

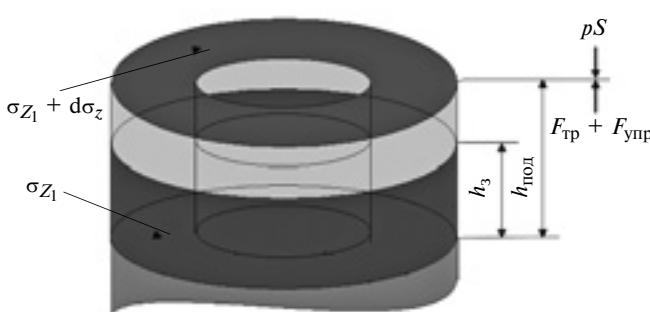


Рис. 4. Схема сжатия порции пресс-материала в канале

где  $\sigma(z)$  — осевое давление в сечении  $z$  (на нижней поверхности выделенного слоя пресс-материала), Па;  $S$  — площадь поперечного сечения прессовки,  $\text{м}^2$ ;  $U$  — периметр сечения прессовки, м.

В работе [5] показано, что для любого сечения канала произведение  $f\xi$  в первом приближении является постоянной величиной, не зависящей от давления прессования: с его ростом увеличивается коэффициент  $\xi$  бокового давления и соответственно уменьшается коэффициент  $f$  трения. Поскольку соотношение  $U/S$  также является постоянной величиной для данного канала, то выражение (3) можно переписать в виде:

$$d\sigma = \frac{f\xi U}{S} \int_0^{Z_1} \sigma(z) dz. \quad (4)$$

Из выражения (4) видно, что приращение давления и соответственно степень уплотнения пресс-материала в произвольном сечении  $z$  канала пропорциональны коэффициенту трения материала о стенки канала.

В соответствии с вышесказанным были определены зависимости физико-механических свойств древесного пластика ДПК-ТП-6 от степени уплотнения пресс-композиции, которую регулировали, изменяя в ней содержание лубриканта (комплексного барьеро-кадмивого стеарата) от 2,9 до 1,9 % с шагом 0,5 %.

Пресс-композицию дискретно загружали в канал 3 устройства (см. рис. 1), где она предварительно уплотнялась вспомогательным пуансоном 4 при давлении 30 МПа и температуре 70 °C. При достижении торцом пуансона 4 стенки формующего канала 5 осуществлялось дальнейшее прессование материала при давлении 120 МПа с последующим его продвижением вниз по каналу. Температура плавления материала в канале составляла 142 °C, скорость его движения — 50 мм/мин. Результаты исследования приведены ниже:

Степень уплотнения . . . . .	50	75	100
Конечная плотность, кг/м <sup>3</sup> . . . . .	1080	1150	1190
Твердость по Бринеллю . . . . .	7	10	12
Предел прочности, МПа, в осевом направлении:			
при изгибе . . . . .	93	130	162
при растяжении . . . . .	102	144	181

При увеличении степени уплотнения материала существенно повышались твердость изделия, а также его прочность при разрыве и изгибе. Полученные данные хорошо согласуются с теоретическим предположением о повышении физико-механических свойств изделий из пресс-композиций при увеличении степени уплотнения древесного наполнителя.

Даже для самых удачных композиционных материалов реализация всех потенциально высоких



Рис. 5. Образцы труб из армированного древесного пластика ДПК-ТП-6

показателей физико-механических свойств в готовом изделии возможна лишь при условии оптимального выбора технологии переработки и условий ее проведения. Исследования позволили определить критерии оценки и условия, при соблюдении которых при переработке пресс-композиций древесных пластиков плунжерной экструзией возможно получение конструкций с высокими параметрами качества поверхности и прочности. Так, на рис. 5 показаны трубы с наружным диаметром 159 мм и толщиной стенки 13 мм, изготовлен-

ные из ДПК-ТП-6 по способу [1], которые имеют следующие физико-механические свойства (в числителе приведены данные, полученные при температуре 20 °C, в знаменателе — при 70 °C):

Предел прочности, МПа, при изгибе в направлении:	
осевом . . . . .	162/129
окружном . . . . .	327/278
Модуль Юнга, ГПа, в направлении:	
осевом . . . . .	5,1/3,7
окружном . . . . .	8,1/6,3

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Пат. 13523 Республики Беларусь. Способ изготовления погонажного изделия из пресс-композиции на основе древесины.
2. Привалко В. П. Молекулярное строение и свойства полимеров. М.: Химия, 1986. 240 с.
3. Рабек Я. Экспериментальные методы в химии полимеров: Пер. с англ. В 2 т. М.: Мир, 1983. Т. 1. 382 с.
4. Никитин В. М., Оболенская А. В., Щеголев В. П. Химия древесины и целлюлозы. М.: Лесная промышленность, 1978. 185 с.
5. Жданович Г. М. Теория прессования металлических порошков. М.: Металлургия, 1969. 264 с.

УДК 621.855.001

С. А. МЕТИЛЬКОВ, С. Б. БЕРЕЖНОЙ, доктора технических наук (Кубанский ГТУ, г. Краснодар),  
e-mail: smetilkov@mail.ru

## Прогнозирование ресурса цепных передач

Предложен новый вероятностно-статистический метод прогнозирования ресурса цепных передач по износу приводной роликовой цепи.

**Ключевые слова:** приводная роликовая цепь, ресурс, прогнозирование, интенсивность изнашивания, средний шаг, путь трения, шарнир, давление.

The new probabilistic statistical method of forecasting of chain belts resource by wear of drive roller chain is suggested.

**Keywords:** drive roller chain, service life, forecasting, wear intensity, average pitch, friction path, hinge, pressure.

Показатели надежности цепных передач, полученные на стадиях испытаний и эксплуатации машин и обеспеченные технологией их изготовления, лишь констатируют их фактическое состояние и могут стать основой для разработки мероприятий по повышению надежности передачи в случае выявления недостаточной ее надежности.

С технико-экономической точки зрения обеспечение показателей надежности цепных передач на основе разработанных вероятностно-статистических методов расчета на стадии проектирования является предпочтительным. При этом сокращаются затраты времени и трудовых ресурсов на испы-

тания опытных образцов на надежность и предоставляется возможность управления надежностью на стадиях проектирования, изготовления и эксплуатации цепных передач.

В работах [1—3] расчет цепных передач и приводов дан на детерминированном уровне средней наработка цепной передачи в предположении, что ее определяет наработка приводной роликовой цепи по критерию износстойкости.

В работе [1] средний ресурс цепи до достижения допускаемого увеличения среднего шага  $[\Delta t]$  цепи определяется по формуле

$$T_p = \frac{1000[\Delta t]}{\zeta p_{cp} v_{ck}}, \quad (1)$$

где  $\zeta$  — коэффициент износстойкости цепи;  $p_{cp}$  и  $v_{ck}$  — среднее давление и скорость скольжения в шарнире.

Зависимость (1) не получила должного применения в инженерных расчетах, поскольку коэффициент  $\zeta$  зависит от сочетания большого числа конструкторских, технологических и эксплуатационных факторов, значения которых определяются при испытаниях цепных передач. Например, коэффициент  $\zeta$  рекомендуется определять испытаниями передачи в течение 1000 ч без учета приработки

в шарнирах в условиях, полностью имитирующих конструкцию передачи, нагружочные и скоростные режимы и условия эксплуатации.

Справочник [2] рекомендует рассчитывать средний ресурс приводной цепи по критерию износостойкости ее шарниров:

$$T_p = \Pi \frac{k_{cm} A_{op} [\Delta t]}{1000 k_p P_1} \sqrt{\frac{z_1}{m_z}} \sqrt[3]{W_t v^2}, \quad (2)$$

где  $\Pi$ ,  $k_{cm}$ ,  $k_p$  — коэффициенты: приведенный, влияния смазывания и характера нагрузки, которые выбирают по таблицам;  $A_{op}$  — площадь опорной поверхности шарнира;  $P_1$  — мощность, передаваемая цепной передачей;  $z_1$  и  $W_t$  — число зубьев ведущей звездочки и число звеньев (шагов  $t$ ) в цепном контуре передачи;  $m_z$  — число звездочек в цепной передаче;  $v$  — скорость приводной цепи.

При выводе зависимости (2) допущен некорректный подход, когда равенство произведений базового давления в шарнире цепи на базовую скорость под кубическим корнем и давление в шарнире цепи рассчитываемой передачи на заданную скорость при этом давлении ( $p_6 \sqrt[3]{v_6} = p \sqrt[3]{v}$ ) умножают на различные ресурсы (средний ресурс цепи базовой передачи  $T_{cp,b}$  и средний ресурс цепи рассчитываемой передачи  $T_{cp}$ ), сохраняя равенство  $T_{cp,b} p_6 \sqrt[3]{v_6} = T_{cp} p \sqrt[3]{v}$ , а затем, преобразовав это равенство, определяют средний ресурс приводной цепи.

В работе [3] показано, что интенсивность изнашивания шарниров цепей изменяется в зависимости от конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов в пределах от 0,0001 до 1000 мкм/м и только при изменении вида смазывания и абразивного загрязнения при одной и той же удельной нагрузке, например 10 МПа, она изменяется от 0,003 до 1 мкм/м, т. е. более чем в 300 раз.

Учитывая такие диапазоны изменения интенсивности изнашивания, нельзя рассчитывать на достоверность аналитических расчетов средней наработки приводных цепей по единой зависимости, пригодной для любых передач. С достаточной для практических целей точностью такие расчеты можно выполнить лишь по методу аналогий (подобия), согласно которому средний ресурс приводной цепи составляет

$$T_{cp} = T_{cp,a} K_a / K, \quad (3)$$

где  $T_{cp,a}$  — средний ресурс приводной цепи в передаче-аналоге;  $K$  и  $K_a$  — коэффициенты, учитывающие влияние конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов на износостойкость соответственно рассчитываемой цепи и цепи-аналога.

Расчет средней наработки цепи по формуле (3) требует наличия полных данных о цепной передаче-аналоге. Поскольку изнашивание приводных роликовых цепей представляют детерминированным процессом, то и среднюю наработку определяют как детерминированную величину. Прогнозирование ресурса цепных передач отличается от расчетов их средней наработки по формулам (1)–(3) тем, что решается вероятностная задача, в которой поведение системы в будущем определяется лишь с той или иной степенью достоверности и оценивается вероятность ее нахождения в определенном состоянии при разных условиях эксплуатации.

Разработанный метод основан на прогнозировании интенсивностей изнашивания приводных роликовых цепей в вероятностно-статистическом представлении.

Рассмотрим математические ожидания (МО) интенсивностей изнашивания приводных роликовых цепей по допускаемому увеличению среднего шага  $\bar{I}_{[\Delta t]}$  и по давлению в шарнире цепи  $\bar{I}_p$ .

Интенсивность изнашивания [4] есть отношение износа к пути трения, на котором происходит изнашивание. Представим МО интенсивности изнашивания цепи по допускаемому увеличению среднего шага цепи как отношение МО допустимого износа цепи  $[\bar{\Delta t}]$  к МО пути  $\bar{S}_{tp}$  трения изнашивания:

$$\bar{I}_{[\Delta t]} = [\bar{\Delta t}] / \bar{S}_{tp}. \quad (4)$$

МО допускаемого увеличения среднего шага цепи примет вид

$$[\bar{\Delta t}] = \Delta t_{\Pi} - \bar{\Delta t}_0 - \bar{\Delta t}_h,$$

где  $\Delta t_{\Pi} = \frac{200K}{z_{max}} \leq 3\%$  — предельное увеличение шага цепи;  $K$  — коэффициент высоты зуба [5];  $\bar{\Delta t}_0 = \Delta t_0 / 2$  — МО отклонения шага от номинального значения после сборки цепи;  $\Delta t_0$  — предельное отклонение длины отрезка от номинального значения [6];  $\bar{\Delta t}_h$  — МО дополнительного увеличения среднего шага за период приработки [7].

МО пути трения в шарнире рассчитывается по формуле

$$\bar{S}_{tp} = \frac{0,188 d_{\text{B}} n_1 (i+1) T_{cp}}{i W_t}, \quad (5)$$

где  $d_{\text{B}}$ ,  $n_1$  — диаметр валика цепи и частота вращения ведущей звездочки;  $i$  — передаточное отношение.

Подставив выражение (5) в уравнение (4), получим зависимость для определения МО интенсив-

ности изнашивания приводной роликовой цепи в зависимости от увеличения шага цепи:

$$\bar{I}_{[\Delta t]} = 5,32 \frac{[\Delta t] i W_t}{d_b n_1 (i+1) T_{cp}}. \quad (6)$$

Расчеты изнашивания деталей машин основаны, как правило, на эмпирических зависимостях [4], полученных путем анализа установившихся процессов, и связывают интенсивность изнашивания, равную высоте изношенного слоя за единицу пути трения, с нагрузкой сопряжений. Для приводных роликовых цепей зависимость МО интенсивности изнашивания от МО давления в шарнире имеет вид:

$$\bar{I}_p = \bar{I}_h \bar{K}_\vartheta p, \quad (7)$$

где  $\bar{I}_h$  — МО коэффициента пропорциональности [7], физический смысл которого — нормированная (относительно параметров базовой передачи, режимов и результатов испытаний на надежность) удельная (относительно давления в шарнире) интенсивность изнашивания цепи, учитывающего механические характеристики материалов деталей шарнира, параметры шероховатости их поверхностей, эксплуатационные факторы и конструктивные параметры базовой передачи;  $\bar{K}_\vartheta$  — МО коэффициента эксплуатации [8];  $p$  — МО давления в шарнире.

Заложенные в стандарте [6] требования к материалам деталей, методам их упрочнения (термические или химико-термические), точности собранной цепи обеспечивают в конечном счете надежность приводных роликовых цепей базовой передачи. На основании этих данных определяют

Таблица 1

Типоразмер цепи	$W_h$	$i_h$	$N$	$d_b$ , мм	$A_{op}$ , $\text{мм}^2$
ПР-15,875-23	100	2,625	49	5,08	67
ПР-19,05-31,8	110	1	49	5,94	105
ПР-25,4-60	110	1	49	7,92	179
ПР-34,75-89	100	1	47	9,53	262
ПР-38,1-127	100	1	39	11,10	394

Таблица 2

Типоразмер цепи	$n_h$ , $\text{мин}^{-1}$	$F_h$ , Н	$T_h$ , ч	$\Delta L_h$ , мм
ПР-15,875-23	1180	2200	640	3,1
ПР-19,05-31,8	1200	2000	720	1,9
ПР-25,4-60	800	4000	505	1,9
ПР-34,75-89	600	6050	440	2,4
ПР-38,1-127	450	9450	390	2,3

[8] МО нормированной удельной интенсивности изнашивания цепи:

$$\bar{I}_h = 481 \frac{W_h A_{op} i_h \bar{\Delta L}}{N T_h F_h t d_b n_h (i_h + 1)}, \quad (8)$$

где  $W_h$ ,  $i_h$  и  $N$  — число звеньев в цепном контуре, передаточное отношение базовой передачи и число звеньев в измеряемом отрезке [6];  $T_h$ ,  $F_h$ ,  $n_h$  — нормированные безотказная наработка без учета периода приработки, передаваемая нагрузка, частота вращения ведущей звездочки базовой передачи [6];  $\bar{\Delta L} = 0,7 \Delta L_p$  — МО увеличения длины  $L$  измеряемого отрезка цепи базовой передачи;  $\Delta L_p$  — предельное увеличение длины измеряемого отрезка [6].

Исходные параметры базовой передачи приведены в табл. 1, нагрузочные режимы работы базовой передачи и результаты испытаний приводной роликовой цепи — в табл. 2.

Для наиболее распространенных типоразмеров цепей расчетом по зависимости (8) получены следующие МО нормированной удельной интенсивности изнашивания:

Цепь . . . . .	ПР-15,875-23	ПР-19,05-31,8	ПР-25,4-60	ПР-34,75-89	ПР-38,1-127
$\bar{I}_h$ , $[\% / (\text{МПа} \cdot \text{м})] 10^{-7}$	9,68	4,87	5,08	6,00	7,05

По этим расчетам оценивают качество изготовления цепей на современном этапе — МО расчетной нормированной удельной интенсивности изнашивания  $\bar{I}_h$ .

На интенсивность изнашивания приводной роликовой цепи значительное влияние оказывают условия эксплуатации. В процессе эксплуатации цепных передач длина цепного контура увеличивается вследствие износа шарниров, что приводит к изменениям соотношений усилий в ведущей и ведомой ветвях передачи, изменениям расположения звеньев цепи на зубьях звездочек и повышенным вибрациям ветвей. Поэтому при проектировании цепных передач необходимо предусмотреть устройство для регулирования натяжения цепного контура. Способ регулирования также оказывает существенное влияние на интенсивность изнашивания цепи. Применение упругих звездочек для автоматического регулирования натяжения цепного контура обеспечивает повышение износостойкости цепи в 1,4÷1,6 раза [2]. С увеличением колебания нагрузки относительно номинального значения интенсивность изнашивания шарниров увеличивается. Существенное влияние на изнашивание цепи оказывают способ смазывания (табл. 3) и скорость цепи [8].

Одной из основных характеристик условий эксплуатации является среда, в которой работает цепная передача. Открытая цепная передача работает в среде запыленного воздуха с концентрацией  $q$  пы-

ли, которая имеет тот же механический состав, что и почва. По механическому составу почва делится на типы в зависимости от соотношения фракций глины и песка. Содержание песка, который является абразивом, в почве и размеры его частиц приведены в табл. 4 [9].

МО коэффициента влияния эксплуатационных факторов на интенсивность изнашивания цепи можно представить в виде произведения частных коэффициентов влияния [8]:

$$\bar{K}_{\vartheta} = K_{\text{в.н}} K_{\text{в.д}} K_{\text{в.с}} \bar{K}_{\text{в.а}},$$

где  $K_{\text{в.н}}$  — коэффициент влияния способа натяжения цепного контура [9], при автоматическом натяжении цепного контура  $K_{\text{в.н}} = 1$ , при периодическом —  $K_{\text{в.н}} = 1,25$ ;  $K_{\text{в.д}} = 1 + Lk_{\text{д}}$  — коэффициент влияния динамичности нагрузки;  $k_{\text{д}}$  — коэффициент динамичности нагрузки [9];  $K_{\text{в.с}} = 0,71 K_{\text{с.п}} \sqrt{v}$  — коэффициент влияния смазывания цепного контура [9];  $K_{\text{с.п}}$  — коэффициент способа смазывания цепи (см. табл. 3);  $\bar{K}_{\text{в.а}} = 1 + [\bar{q} (\bar{e}_{\text{п}} \bar{d}_{\text{п}})^{1/3}]$  — коэффициент воздушно-абразивной среды [9].

Таблица 3

$v$ , м/с	$t$ , мм	Рекомендуемый способ смазывания цепи	$K_{\text{сп}}$
До 6	9,525÷19,05		
До 4	25,4÷38,1		
До 2	44,45÷50,8	Масло периодически наносят кистью на шарниры	2,0
До 4	38,1÷50,8	Очищенную цепь погружают на 20÷25 мин в расплавленный смазочный материал	1,25
До 6	15,875÷38,1	Очищенную цепь погружают не менее чем на 20 мин в смазочный материал с температурой 80÷90 °C	1,0
До 6	9,525÷19,05	Капельное смазывание (5÷15 капель/мин). Масло подают между наружными и внутренними пластинами	0,8
До 4	25,4÷38,1		
До 2	44,45÷50,8		

Таблица 4

Тип почвы	Содержание песка в почве, %		Размер частиц песка	
	$e_{\text{п}}$	$MO \bar{e}_{\text{п}}$	$d_{\text{п}}$	$MO \bar{d}_{\text{п}}$
Глинистая тяжелая	10÷20	15,0	0,010÷0,050	0,030
Глинистая средняя	20÷30	25,0	0,018÷0,090	0,054
Глинистая легкая	30÷40	35,0	0,022÷0,110	0,066
Суглинистая тяжелая	40÷55	47,5	0,026÷0,168	0,097
Суглинистая средняя	55÷70	62,5	0,049÷0,222	0,137
Суглинистая легкая	70÷80	75,0	0,064÷0,285	0,174
Супесчаная	80÷90	85,0	0,075÷0,336	0,206
Песчаная	90÷95	92,5	0,094÷0,410	0,252

МО давления в шарнире определяем по зависимостям:

$$\bar{p} = 1,05 \cdot 10^3 \frac{\bar{P}_1}{v A_{\text{оп}}}.$$

Приравняв МО, определяемые зависимостями (6) и (7), после их преобразования получим зависимость для прогнозирования ресурса цепной передачи:

$$T_{\text{ср}} = 5,32 \frac{[\Delta t] i W_t}{d_{\text{в}} n_1 (i+1) \bar{I}_{\text{в}} \bar{K}_{\vartheta} \bar{p}}. \quad (9)$$

Средний ресурс цепи ПР-25,4-60 в базовой передаче (см. табл. 1), рассчитанный по нормированным режимам (см. табл. 2), составляет 9159 ч, а рассчитанный по параметрам базовой передачи и нормированным режимам по зависимостям (2) и (9), соответственно составляет 235 и 5960 ч.

Таким образом, расчеты среднего ресурса приводных роликовых цепей передач по критерию износстойкости (1)–(3) нельзя признать эффективными, поскольку они имеют существенные недостатки и выполняются на детерминированном уровне. С целью их устранения и повышения точности прогнозирования, разработан новый метод прогнозирования ресурса [зависимость (9)] цепных передач на вероятностно-статистической основе с учетом интенсивности изнашивания цепи.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Воробьев Н. В. Цепные передачи. М.: Машиностроение, 1968. 252 с.
2. Готовцев А. А., Котенок И. П. Проектирование цепных передач: Справочник. М.: Машиностроение, 1982. 336 с.
3. Ивашков И. И. Закономерности изнашивания приводных роликовых цепей и определения сроков их службы по износу деталей шарниров // Цепные передачи и приводы: Сб. науч. тр. Краснодар: Краснодарский ПИ, 1991. С. 4–19.
4. Трение, изнашивание и смазка. Справочник / Под ред. И. В. Крагельского, В. В. Алисина. М.: Машиностроение, 1978. Кн. 1. 400 с.; 1979. Кн. 2. 358 с.
5. ГОСТ 591–69. Звездочки к приводным роликовым и втулочным цепям. Методы расчета и построения профиля зуба и инструмента. Допуски. М.: Изд-во стандартов, 1987. 76 с.
6. ГОСТ 13568–97. Цепи приводные роликовые и втулочные. Общие технические условия. М.: Изд-во стандартов, 2000. 22 с.
7. Метильков С. А. Надежность цепных передач машин. Краснодар: Советская Кубань, 2000. 103 с.
8. Метильков С. А. Прогнозирование нагрузочной способности цепных передач при периодическом смазывании // Вестник машиностроения. 2002. № 10. С. 9–12.
9. Метильков С. А., Бережной С. Б., Бачалов И. А. Расчет работоспособности цепных передач // Вестник машиностроения. 2010. № 12. С. 19–23.

И. А. ЕВСЕЕНКО, канд. техн. наук (Белорусско-Российский университет, Беларусь, г. Могилев),  
e-mail: 327igor@rambler.ru

## Метод синтеза планетарных коробок передач с любым числом степеней свободы

Предложен новый универсальный метод структурного синтеза планетарных коробок передач с любыми числами степеней свободы и планетарных рядов, который можно применить для представления структуры любого трансформируемого элемента на ЭВМ.

**Ключевые слова:** структурный синтез, планетарная коробка передач, автоматизация структурного синтеза, матричное представление.

The new universal method of structural synthesis of epicyclic gearboxes with any numbers of degrees of freedom and planetary gear sets, which can be applied for computer representation of structure of any transformable element, is suggested.

**Keywords:** structural synthesis, epicyclic gearbox, structural synthesis automatization, matrix representation.

В связи с образованием единого таможенного союза между странами СНГ для предприятий автомобильной промышленности открылись новые перспективы и рынки сбыта. Поэтому в настоящее время конструкторские отделы и отделы систем автоматизированного проектирования (САПР) этих предприятий особое внимание уделяют созданию и расширению номенклатуры производимой ими техники. Создание высокоэффективных и конкурентоспособных изделий автомобилестроения в короткие сроки возможно только при применении технологий, основанных на использовании САПР.

Сегодня для таких предприятий, как БелАЗ, МЗКТ и МАЗ, особенно актуально создание большегрузных автомобилей с гидромеханическими трансмиссиями.

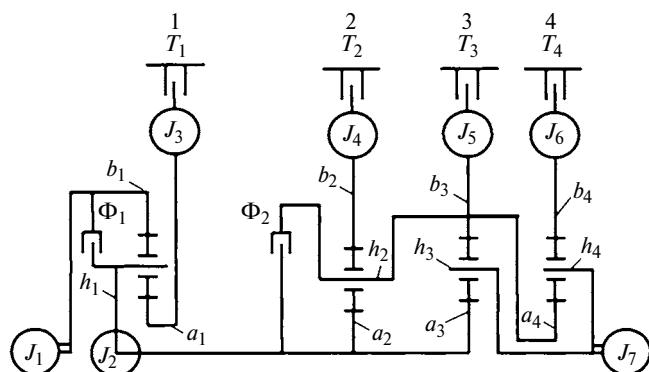


Рис. 1. Схема планетарной коробки передач БелАЗ-7516:  
1÷4 — планетарные ряды;  $J_1\div J_7$  — инерционные звенья;  $T_1\div T_4$  — тормозные муфты соответственно планетарных рядов 1÷4;  
 $\Phi_1$ ,  $\Phi_2$  — фрикционные муфты

Применение в большегрузных автомобилях планетарных коробок передач или невозможно из-за их больших габаритных размеров и сложной компоновки, или приводит к снижению надежности автомобиля из-за частых поломок таких коробок передач, вызываемых большими динамическими нагрузками. Поэтому для отделов САПР и конструкторских отделов предприятий автомобильной промышленности необходимо создание специализированных САПР для анализа и синтеза планетарных коробок передач.

Синтез планетарных коробок передач (ПКП) включает в себя структурный и параметрический синтезы. Структурный синтез позволяет генерировать все возможные варианты кинематических схем ПКП по заданному числу передач. При параметрическом синтезе поочередно перебирают варианты кинематических схем, сгенерированных при структурном синтезе, и решают задачи определения возможности реализации указанных передачных чисел для рассматриваемого варианта кинематической схемы и вычисления значений параметров элементов ПКП. При этом должны быть соблюдены принятые ограничения угловых скоростей и врачающих моментов элементов ПКП, а также удовлетворены требования к ее компоновке по соосности, сборке, размещению, габаритным размерам, массе и т. д.

Проблемы автоматизации синтеза ПКП с любым числом степеней свободы до сих пор не решены.

### Матричное представление структуры ПКП

Рассмотрим матричное представление структуры ПКП БелАЗ-7516 (рис. 1, табл. 1 и 2)<sup>1</sup>. Инциденторы (в табл. 1 —  $a_1\div a_4$ ;  $h_1\div h_4$ ;  $b_1\div b_4$ ) в матрице жестких связей принимают значение  $-1$ , если элемент планетарного ряда (ПР) расположен на входном валу планетарного редуктора как инерционное звено  $J_1$  (см. рис. 1). Стока матрицы жестких связей представляют собой сосредоточенную массу, образованную путем жесткого соединения элементов ПР, инциденторы которых не равны нулю.

В матрице переменных связей учтено направление потока энергии: значение  $-1$  соответствует

<sup>1</sup> Евсеенко И. А. Методика автоматизированного построения динамических моделей планетарных коробок передач // Автомобильная промышленность. 2010. № 6. С. 36—39.

*Таблица 1*  
**Матрица жестких связей ПКП БелАЗ-7516 (см. рис. 1)**

Инерционное звено	$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$	$a_3$	$h_3$	$b_3$	$a_4$	$h_4$	$b_4$
$J_1$	0	0	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$J_2$	0	1	0	1	0	0	1	0	0	0	0	0
$J_3$	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$J_4$	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0
$J_5$	0	0	0	0	1	0	0	0	1	1	0	0
$J_6$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1
$J_7$	0	0	0	0	0	0	1	0	0	1	0	0

*Таблица 2*  
**Матрица переменных связей ПКП БелАЗ-7516 (см. рис. 1)**

Инерционное звено	$\Phi_1$	$\Phi_2$	$T_1$	$T_2$	$T_3$	$T_4$
$J_1$	-1	0	0	0	0	0
$J_2$	1	-1	0	0	0	0
$J_3$	0	0	-1	0	0	0
$J_4$	0	0	0	-1	0	0
$J_5$	0	1	0	0	-1	0
$J_6$	0	0	0	0	0	-1
$J_7$	0	0	0	0	0	0

отводу потока энергии (ведущее звено фрикцион), значение 1 — его подводу (ведомое звено фрикциона).

Таким образом, на основе матриц жестких и переменных связей (см. табл. 1 и 2) можно осуществить перебор всех возможных структур ПКП (с заданными числами планетарных рядов и включаемых элементов управления на каждой передаче), заполняя матрицы нулями и единицами по строго определенным правилам и отбраковывая невозможные варианты.

### Структурный синтез ПКП

#### Генерирование звеньев ПКП

Рассмотрим структурный синтез ПКП, которая имеет четыре ПР. ПКП состоит из звеньев (сосредоточенных масс) и элементов управления (фрикционных муфт и тормозов). Звено ПКП представляет собой сосредоточенную массу (инерционный элемент), образованную из одного или нескольких элементов различных ПР. В табл. 1 звено ПКП описывается строкой, т. е. ПКП БелАЗ-7516 имеет 7 звеньев. Элементы матрицы, принадлежащие одной строке и отличные от нуля, показывают из каких элементов каких планетарных рядов состоит

звено. Например, звено  $J_5$  образовано путем жесткого соединения следующих элементов трех ПР:  $h_2$ ,  $b_3$ ,  $a_4$  (см. табл. 1).

Таким образом, на первом этапе генерируется набор всех возможных звеньев ПКП, из которых будут составляться варианты структур ПКП.

Общее число звеньев определяется выражением

$$N_{\text{зв}} = \sum_{i=1}^{N_{\text{пр}}} C_{n \cdot N_{\text{пр}}}^i = C_{n \cdot N_{\text{пр}}}^1 + C_{n \cdot N_{\text{пр}}}^2 + C_{n \cdot N_{\text{пр}}}^3 + \dots + C_{n \cdot N_{\text{пр}}}^{N_{\text{пр}}}, \quad (1)$$

где  $N_{\text{зв}}$  — общее число звеньев, из которых можно составить ПКП;  $N_{\text{пр}}$  — число ПР в ПКП;  $C_{n \cdot N_{\text{пр}}}^i$  — сочетание, позволяющее определить число звеньев, состоящих из  $i$  жестко соединенных элементов, находящихся в  $n$  планетарных рядах.

Для вычисления  $N_{\text{зв}}$  по формуле (1) определим числа звеньев ПКП при  $N_{\text{пр}} = 4$ ,  $n = 3$  и  $i = 1 \div 4$  (табл. 3—6):

при  $i = 1$ :

$$C_{3 \cdot N_{\text{пр}}}^1 = C_{12}^1 = 12/1 = 12;$$

при  $i = 2$ :

$$C_{3 \cdot N_{\text{пр}}}^2 = C_{12}^2 = \frac{12 \cdot 11}{1 \cdot 2} = 66;$$

при  $i = 3$ :

$$C_{3 \cdot N_{\text{пр}}}^3 = C_{12}^3 = \frac{12 \cdot 11 \cdot 10}{1 \cdot 2 \cdot 3} = 220;$$

*Таблица 3*  
**Возможные составы звеньев ПКП, образованных из одного элемента ПР**

Номер звена	$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$	$a_3$	$h_3$	$b_3$	$a_4$	$h_4$	$b_4$
1	1											
2		1										
3			1									
4				1								
5					1							
6						1						
7							1					
8								1				
9									1			
10										1		
11											1	
12												1

при  $i = 4$ :

$$C_{3 \cdot N_{\text{пп}}}^4 = C_{12}^4 = \frac{12 \cdot 11 \cdot 10 \cdot 9}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4} = 495.$$

### Отбраковка звеньев

После генерации всех звеньев (793 звена) необходимо отбраковать звенья, в состав которых входят два или три элемента, принадлежащих одному ПР. После отбраковки сведем полученную совокупность в табл. 7 ( $N_{\text{зв}} = 255$ ).

### Генерирование кинематических схем ПКП

Общее число возможных кинематических схем ПКП определяется выражением

$$N_{\text{к.с}} = \sum_{i=J_{\min}}^{J_{\max}} C_{N_{\text{зв}}}^i = C_{N_{\text{зв}}}^{j_{\min}} + \dots + C_{N_{\text{зв}}}^{j_{\max}}, \quad (2)$$

где  $C_{N_{\text{зв}}}^i$  — сочетание, позволяющее определить число кинематических схем, состоящих из  $i$  со средоточенных масс;  $J_{\min}$  и  $J_{\max}$  — минимальное

**Возможные составы звеньев ПКП, образованных из двух элементов ПР**

Номер звена		$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$	$a_3$	$h_3$	$b_3$	$a_4$	$h_4$	$b_4$	Номер звена		$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$	$a_3$	$h_3$	$b_3$	$a_4$	$h_4$	$b_4$		
п/п	суммарный													п/п	суммарный														
1	13	1	1											34	46				1				1						
2	14	1		1										35	47				1					1					
3	15	1			1									36	48				1					1					
4	16	1				1								37	49				1						1				
5	17	1					1							38	50				1							1			
6	18	1						1						39	51					1	1								
7	19	1							1					40	52					1		1							
8	20	1								1				41	53					1			1						
9	21	1									1			42	54					1				1					
10	22	1										1		43	55					1				1					
11	23	1											1	44	56					1					1				
12	24		1	1										45	57				1							1			
13	25		1		1									46	58					1	1								
14	26		1			1								47	59					1		1							
15	27		1				1							48	60					1			1						
16	28		1					1						49	61					1				1					
17	29		1						1					50	62					1					1				
18	30		1							1				51	63					1						1			
19	31		1								1			52	64						1	1							
20	32		1									1		53	65					1			1						
21	33		1										1	54	66					1				1					
22	34			1	1									55	67					1					1				
23	35			1		1								56	68					1						1			
24	36			1			1							57	69						1	1							
25	37			1				1						58	70						1		1						
26	38			1					1					59	71						1			1					
27	39			1						1				6	72						1					1			
28	40			1							1			61	73							1	1						
29	41			1								1		62	74						1			1					
30	42			1									1	63	75						1				1				
31	43				1	1								64	76							1	1						
32	44				1		1							65	77								1		1				
33	45				1			1						66	78									1	1				

*Таблица 5*  
**Возможные составы звеньев ПКП,  
образованных из трех элементов ПР**

Номер звена		<i>a</i> <sub>1</sub>	<i>h</i> <sub>1</sub>	<i>b</i> <sub>1</sub>	<i>a</i> <sub>2</sub>	<i>h</i> <sub>2</sub>	<i>b</i> <sub>2</sub>	<i>a</i> <sub>3</sub>	<i>h</i> <sub>3</sub>	<i>b</i> <sub>3</sub>	<i>a</i> <sub>4</sub>	<i>h</i> <sub>4</sub>	<i>b</i> <sub>4</sub>
п/п	суммарный												
1	79	1	1	1									
2	80	1	1		1								
3	81	1	1			1							
4	82	1	1				1						
5	83	1	1					1					
6	84	1	1						1				
7	85	1	1							1			
8	86	1	1								1		
		⋮											
110	188			1		1		1					
111	189			1		1			1				
112	190			1		1				1			
113	191			1		1					1		
114	192			1		1						1	
115	193			1		1							1
116	194			1			1	1					
117	195			1			1		1				
118	196			1			1			1			
		⋮											
220	298										1	1	1

и максимальное возможные числа инерционных звеньев, из которых состоит кинематическая схема:

$$J_{\min} = N_{\text{пр}} + 2; \quad (3)$$

$$J_{\max} = 3N_{\text{пр}} - (N_{\text{пр}} - 1) = 2N_{\text{пр}} + 1. \quad (4)$$

Число  $J_{\min}$  находим с учетом того, что каждый ПР может иметь не более двух жестких связей с соседним ПР. Число звеньев ПКП, меньшее  $J_{\min}$ , свидетельствует об избыточности жестких связей и планетарных рядов.

Число  $J_{\max}$  находим с учетом того, что каждый ПР соединен с соседним только одной жесткой связью.

Для ПКП с четырьмя планетарными рядами  $J_{\min} = 6$ ,  $J_{\max} = 9$ .

Для определения общего числа  $N_{\text{к.с}}$  кинематических схем находим:

$$C_{255}^6 = \prod_{i=1}^6 \left( \frac{N_{\text{3B}} - i + 1}{i} \right) = 359\ 895\ 314\ 625;$$

$$C_{255}^7 = \prod_{i=1}^7 \left( \frac{N_{\text{3B}} - i + 1}{i} \right) = 12\ 801\ 990\ 477\ 375;$$

$$C_{255}^8 = \prod_{i=1}^8 \left( \frac{N_{\text{3B}} - i + 1}{i} \right) = 396\ 861\ 704\ 798\ 625;$$

$$C_{255}^9 = \prod_{i=1}^9 \left( \frac{N_{\text{3B}} - i + 1}{i} \right) = 10\ 891\ 649\ 009\ 473\ 374.$$

*Таблица 6*

**Возможные составы звеньев ПКП,  
образованных из четырех элементов ПР**

Номер звена		<i>a</i> <sub>1</sub>	<i>h</i> <sub>1</sub>	<i>b</i> <sub>1</sub>	<i>a</i> <sub>2</sub>	<i>h</i> <sub>2</sub>	<i>b</i> <sub>2</sub>	<i>a</i> <sub>3</sub>	<i>h</i> <sub>3</sub>	<i>b</i> <sub>3</sub>	<i>a</i> <sub>4</sub>	<i>h</i> <sub>4</sub>	<i>b</i> <sub>4</sub>
п/п	суммарный												
1	299	1	1	1	1								
2	300	1	1	1			1						
3	301	1	1	1				1					
4	302	1	1	1					1				
5	303	1	1	1						1			
6	304	1	1	1							1		
7	305	1	1	1								1	
8	306	1	1	1									1
9	307	1	1	1									1
10	308	1	1		1	1							
11	309	1	1		1		1						
12	310	1	1		1			1					
13	311	1	1		1				1				
		⋮											
243	541		1			1			1			1	
244	542		1			1			1				1
245	543		1			1				1	1		
246	544		1			1				1		1	
247	545		1			1				1			1
248	546		1			1					1	1	
249	547		1			1					1		1
250	548		1			1						1	1
251	549		1				1	1	1				
252	550		1				1	1		1			
253	551		1				1	1			1		
254	552		1				1	1				1	
255	553		1				1	1					1
256	554		1				1		1	1			
257	555		1				1		1		1		
258	556		1				1		1			1	
259	557		1				1		1				1
260	558		1				1			1	1		
261	559		1				1			1		1	
		⋮											
491	789									1	1	1	1
492	790									1	1	1	1
493	791									1	1		1
494	792									1		1	1
495	793									1	1	1	1

Таблица 7

## Возможные составы звеньев ПКП после отбраковки

Номер звена	$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$	$a_3$	$h_3$	$b_3$	$a_4$	$h_4$	$b_4$
1	1											
2		1										
3			1									
4				1								
5					1							
6						1						
7							1					
8								1				
⋮												
124				1	1					1		
125				1	1						1	
126				1	1							1
127				1		1		1				
128				1		1			1			
129				1		1				1		
130				1		1				1		
131				1		1					1	
132				1		1						1
133				1			1	1				
134				1			1	1				
135				1			1		1			
136				1			1			1		
⋮												
252				1		1		1				1
253				1		1			1	1		
254				1			1			1		
255				1			1				1	

Согласно формуле (2)  $N_{\text{к.с}} = C_{255}^6 + C_{255}^7 + C_{255}^8 + C_{255}^9 = 11\ 301\ 672\ 600\ 064\ 000$ .

Рассмотрим пример составления кинематических схем ПКП с двумя ПР. Данные о звеньях ПКП приведены в табл. 3 и 4.

Определим число звеньев, образованных из одного элемента ПР (табл. 8).

$$C_{3 \cdot N_{\text{пп}}}^1 = C_6^1 = 6/1 = 6.$$

Определим число звеньев, образованных из двух элементов ПР (табл. 9):

$$C_{3 \cdot N_{\text{пп}}}^2 = C_6^2 = \frac{6 \cdot 5}{1 \cdot 2} = 15.$$

После отбраковки получим совокупность звеньев (табл. 10).

Таблица 8

## Возможные составы звеньев ПКП, образованных из одного элемента ПР

Номер звена	$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$
1	1					
2			1			
3					1	
4						1
5						1
6				1	1	
7		1				
8		1				1
9		1				1
10				1	1	
11				1		1
12				1		1
13					1	1
14					1	
15						1

Таблица 9

## Возможные составы звеньев ПКП, образованных из двух элементов ПР

Номер звена	$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$
1	7	1	1			
2	8	1		1		
3	9	1				1
4	10	1				1
5	11	1				1
6	12		1	1		
7	13		1		1	
8	14		1			1
9	15		1			1
10	16			1	1	
11	17			1		1
12	18			1		
13	19				1	1
14	20				1	
15	21					1

Таблица 10

## Возможные составы звеньев ПКП после отбраковки

Номер звена	$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$
1	1					
2			1			
3					1	
4						1
5						1
6						1
7	1				1	
8	1					1
9	1					1
10			1	1		
11			1			1
12			1			1
13				1	1	
14				1		1
15				1		1

Таблица 11

## Возможные составы кинематических схем ПКП из двух ПР и четырех инерционных звеньев

Номер схемы	Инерционное звено				Номер схемы	Инерционное звено				Номер схемы	Инерционное звено			
	1-е	2-е	3-е	4-е		1-е	2-е	3-е	4-е		1-е	2-е	3-е	4-е
1	1	2	3	4	457	2	4	7	15	913	4	5	13	14
2	1	2	3	5	458	2	4	8	9	914	4	5	13	15
3	1	2	3	6	459	2	4	8	10	915	4	5	14	15
4	1	2	3	7	460	2	4	8	11	916	4	6	7	8
5	1	2	3	8	461	2	4	8	12	917	4	6	7	9
⋮					⋮					⋮				
22	1	2	4	14	478	2	4	11	14	934	4	6	9	13
⋮					⋮					⋮				
224	1	5	9	10	680	3	4	8	11	1136	5	10	11	12
225	1	5	9	11	681	3	4	8	12	1137	5	10	11	13
226	1	5	9	12	682	3	4	8	13	1138	5	10	11	14
227	1	5	9	13	683	3	4	8	14	1139	5	10	11	15
228	1	5	9	14	684	3	4	8	15	1140	5	10	12	13
229	1	5	9	15	685	3	4	9	10	1141	5	10	12	14
230	1	5	10	11	686	3	4	9	11	1142	5	10	12	15
231	1	5	10	12	687	3	4	9	12	1143	5	10	13	14
232	1	5	10	13	688	3	4	9	13	1144	5	10	13	15
233	1	5	10	14	689	3	4	9	14	1145	5	10	14	15
⋮					⋮					⋮				
250	1	6	7	13	706	3	5	6	7	1162	6	7	8	15
⋮					⋮					⋮				
452	2	4	7	10	908	4	5	11	14	1364	11	13	14	15
453	2	4	7	11	909	4	5	11	15	1365	12	13	14	15
454	2	4	7	12	910	4	5	12	13					
455	2	4	7	13	911	4	5	12	14					
456	2	4	7	14	912	4	5	12	15					

Таким образом, для ПКП, состоящей из двух планетарных рядов с  $N_{3B} = 15$ , согласно формулам (3) и (4)  $J_{min} = 4$ ,  $J_{max} = 5$ .

Определим общее число возможных вариантов кинематических схем ПКП, состоящих из двух ПР:

$$N_{k.c} = C_{15}^4 + C_{15}^5 = 1365 + 3003 = 4368.$$

Данные кинематических схем ПКП, состоящих из двух ПР с четырьмя инерционными звеньями  $J_1 \div J_7$ , приведены в табл. 11.

#### Отбраковка кинематических схем ПКП

Рассмотрим схему 22 (см. табл. 11). Данные о звеньях берем из табл. 9. Структура схемы 22 приведена в табл. 12. Эта кинематическая схема ПКП не реализуема, так как звено  $b_2$  отсутствует.

Таким образом, после генерирования кинематических схем ПКП, необходимо провести отбраковку по следующим правилам:

- Сумма элементов каждого столбца должна быть равна единице, т. е. каждый элемент ПР дол-

Таблица 12  
Состав кинематической схемы 22 ПКП

Номер звена	$a_1$	$h_1$	$b_1$	$a_2$	$h_2$	$b_2$
1	1					
2		1				
4				1		
14			1			1

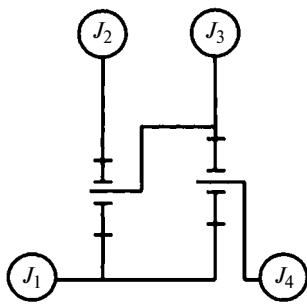


Рис. 2. Схема планетарной коробки передач из двух ПР и четырех инерционных звеньев  $J_1 \div J_4$

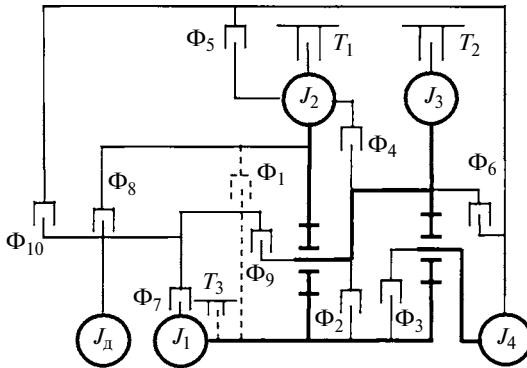


Рис. 3. Схема планетарной коробки передач после установки всех возможных элементов управления

жен только один раз входить в состав инерционного звена. Если сумма элементов столбца превышает единицу, то элемент ПР входит в состав нескольких инерционных звеньев. Если сумма элементов столбца равна нулю, то элемент ПР не входит в состав звеньев ПКП.

2. Планетарные ряды не должны быть разъединены между собой, т. е. для каждого ПР должна быть хотя бы одна строка, сумма элементов которой для двух ПР должна быть больше единицы. Все ПР должны быть рассмотрены попарно.

#### Генерирование тормозных механизмов

На этом этапе поочередно рассматриваются кинематические схемы ПКП, полученные на предыдущем этапе.

Рассматриваемая кинематическая схема ПКП дорабатывается установкой тормозных механизмов. Число  $N_t$  тормозных механизмов определяется выражением  $N_t = N_j - 2$ , где  $N_j$  — число инерционных звеньев ПКП.

Тормозные механизмы предусматриваются на всех инерционных звеньях ПКП, кроме входного и выходного.

#### Генерирование фрикционных муфт

На этом этапе поочередно рассматриваются полученные на предыдущем этапе кинематические схемы ПКП с установленными тормозными механизмами.

Рассматриваемую кинематическую схему ПКП дополняют фрикционными муфтами, число которых определяется выражением  $N_\Phi = C_{N_j}^2 + N_j$ , учитывающим кроме сочетания из всех инерционных элементов ПКП по два (первое слагаемое) возможность установки фрикционных муфт между двигателем и каждым из инерционных звеньев (второе слагаемое).

Рассмотрим ПКП, состоящую из двух ПР и четырех инерционных звеньев (рис. 2).

Определим числа тормозных механизмов и фрикционных муфт:

$$N_t = N_j - 2 = 4 - 2 = 2;$$

$$N_\Phi = C_{N_j}^2 + N_j = 6 + 4 = 10.$$

Возможные варианты расположения фрикционных муфт приведены в табл. 13. В результате получим схему, представленную на рис. 3.

Очевидно, что большая часть фрикционных муфт служит для получения прямой передачи ПКП. Однако для этого достаточно одной муфты. Выбором фрикционной муфты достигают снижения динамических нагрузок, материалоемкости, габаритных размеров и отсутствия длинных или трубчатых валов для соединения ведущего и ведомого дисков фрикциона, т. е. муфта должна находиться по возможности ближе к входу ПКП и соединять зубчатые колеса (a) внешнего зацепления с водилами (h). Кроме того, некоторые фрикционные муфты нель-

Таблица 13  
Возможные варианты расположения фрикционных муфт

Номер п/п	Обозначение	Звенья фрикциона	
1	$\Phi_1$	1	2
2	$\Phi_2$	1	3
3	$\Phi_3$	1	4
4	$\Phi_4$	2	3
5	$\Phi_5$	2	4
6	$\Phi_6$	3	4
7	$\Phi_7$	Двигатель	1
8	$\Phi_8$	Двигатель	2
9	$\Phi_9$	Двигатель	3
10	$\Phi_{10}$	Двигатель	4

зя установить, так как они охватывают тормозной механизм или одна из муфт мешает установке другой (на рис. 3 показаны штриховыми линиями).

В связи с добавлением инерционного звена  $J_d$  появляется возможность установки дополнительного тормозного механизма  $T_3$  на звено  $J_1$ , так как оно не является входным звеном ПКП. Однако тормозной механизм  $T_3$ , расположенный внутри контура, образованного фрикционной муфтой  $\Phi_8$  или  $\Phi_9$  будет препятствовать передаче потока мощности. Поэтому исключим тормозной механизм  $T_3$  из рассмотрения.

### **Генерирование комбинаций включаемых элементов управления (ЭУ) на передачах**

Число инерционных звеньев ПКП и число включаемых ЭУ на каждой передаче взаимосвязаны и определяются числом степеней свободы ПКП: число степеней свободы на единицу больше числа включаемых ЭУ на передаче.

Минимальное число включаемых ЭУ для рассматриваемой схемы на каждой передаче  $N_{\text{ЭУ min}} = 1$  при отсутствии инерционного звена двигателя  $J_d$ , так как имеется жесткая связь между  $J_d$  и одним из звеньев ПКП —  $J_1$ ,  $J_2$  или  $J_3$ , и  $N_{\text{ЭУ min}} = 2$  в противном случае. Максимальное число включаемых ЭУ на каждой передаче определяется выражением  $N_{\text{ЭУ max}} = N_j - N_{\text{пр}} - 1$ .

Очевидно, что при числе включаемых ЭУ на каждой передаче, меньшем  $N_{\text{ЭУ max}}$ , ПКП будет работать как дифференциал.

Рассмотрим составление возможных комбинаций включения ЭУ для ПКП, представленной на рис. 3. Для этой ПКП  $N_{\text{ЭУ max}} = 2$ .

Число возможных комбинаций включаемых ЭУ для каждой схемы ПКП определяется формулой

$$N_{\text{ком}} = C_{N_{\Phi} + N_{\text{T}}}^{N_{\text{ЭУ}}} = 66.$$

Возможные комбинации включения ЭУ приведены в табл. 14.

После генерирования возможных комбинаций включаемых ЭУ необходимо провести их отбраковку. Очевидно, что при использовании звена "двигатель" необходимо, чтобы в комбинации включаемых ЭУ участвовал фрикцион, связанный с "двигателем", иначе не будет осуществлен подвод энергии к ПКП. Кроме того, недопустимо, чтобы комбинация состояла из фрикционов, связанных с двигателем, так как в этом случае получится прямая передача.

Включение фрикциона  $\Phi_{10}$  приводит к получению прямой передачи вне зависимости от второго

включаемого элемента, так как этот фрикцион соединяет вход и выход ПКП. Поэтому комбинации включаемых ЭУ с использованием этого фрикциона можно исключить. После отбраковки получим совокупность, представленную в табл. 15.

### **Построение кинематической схемы ПКП**

Предварительно необходимо разработать элементную базу для представления кинематической схемы ПКП и алгоритма автоматизированного построения с возможностью определения нереализуемых кинематических схем или невозможности установки ЭУ.

Таблица 14  
Возможные комбинации включаемых ЭУ

Номер п/п	Включаемые ЭУ		Номер п/п	Включаемые ЭУ	
1	$\Phi_1$	$\Phi_2$	34	$\Phi_4$	$\Phi_8$
2	$\Phi_1$	$\Phi_3$	35	$\Phi_4$	$\Phi_9$
3	$\Phi_1$	$\Phi_4$	36	$\Phi_4$	$\Phi_{10}$
4	$\Phi_1$	$\Phi_5$	37	$\Phi_4$	$T_1$
5	$\Phi_1$	$\Phi_6$	38	$\Phi_4$	$T_2$
6	$\Phi_1$	$\Phi_7$	39	$\Phi_5$	$\Phi_6$
7	$\Phi_1$	$\Phi_8$	40	$\Phi_5$	$\Phi_7$
8	$\Phi_1$	$\Phi_9$	41	$\Phi_5$	$\Phi_8$
9	$\Phi_1$	$\Phi_{10}$	42	$\Phi_5$	$\Phi_9$
10	$\Phi_1$	$T_1$	43	$\Phi_5$	$\Phi_{10}$
11	$\Phi_1$	$T_2$	44	$\Phi_5$	$T_1$
12	$\Phi_2$	$\Phi_3$	45	$\Phi_5$	$T_2$
13	$\Phi_2$	$\Phi_4$	46	$\Phi_6$	$\Phi_7$
14	$\Phi_2$	$\Phi_5$	47	$\Phi_6$	$\Phi_8$
15	$\Phi_2$	$\Phi_6$	48	$\Phi_6$	$\Phi_9$
16	$\Phi_2$	$\Phi_7$	49	$\Phi_6$	$\Phi_{10}$
17	$\Phi_2$	$\Phi_8$	50	$\Phi_6$	$T_1$
18	$\Phi_2$	$\Phi_9$	51	$\Phi_6$	$T_2$
19	$\Phi_2$	$\Phi_{10}$	52	$\Phi_7$	$\Phi_8$
20	$\Phi_2$	$T_1$	53	$\Phi_7$	$\Phi_9$
21	$\Phi_2$	$T_2$	54	$\Phi_7$	$\Phi_{10}$
22	$\Phi_3$	$\Phi_4$	55	$\Phi_7$	$T_1$
23	$\Phi_3$	$\Phi_5$	56	$\Phi_7$	$T_2$
24	$\Phi_3$	$\Phi_6$	57	$\Phi_8$	$\Phi_9$
25	$\Phi_3$	$\Phi_7$	58	$\Phi_8$	$\Phi_{10}$
26	$\Phi_3$	$\Phi_8$	59	$\Phi_8$	$T_1$
27	$\Phi_3$	$\Phi_9$	60	$\Phi_8$	$T_2$
28	$\Phi_3$	$\Phi_{10}$	61	$\Phi_9$	$\Phi_{10}$
29	$\Phi_3$	$T_1$	62	$\Phi_9$	$T_1$
30	$\Phi_3$	$T_2$	63	$\Phi_9$	$T_2$
31	$\Phi_4$	$\Phi_5$	64	$\Phi_{10}$	$T_1$
32	$\Phi_4$	$\Phi_6$	65	$\Phi_{10}$	$T_2$
33	$\Phi_4$	$\Phi_7$	66	$T_1$	$T_2$

Таблица 15

## Комбинации включаемых ЭУ после отбраковки

## Параметрический синтез

Параметрический синтез ПКП проводится по известной ее структуре и заданным значениям передаточных чисел.

На первом этапе параметрического синтеза определяются ЭУ, включаемые на каждой конкретной передаче. Для решения этой задачи необходимо найти зависимости передаточных чисел коробки передач при включении различных ЭУ:

$$u_k = f_k(p_1, p_2, \dots, p_{N_{\text{пр}}}). \quad (5)$$

Принимая приблизительно средние значения кинематических параметров возможного диапазона, можно получить ряд передаточных чисел для соответствующих комбинаций включенных ЭУ. Анализ этой информации позволяет выбрать необходимые комбинации включаемых ЭУ для соответствующей передачи и отбраковать невозможные комбинации.

На втором этапе определяются значения кинематических параметров путем решения системы уравнений (5) относительно  $p_1, p_2, \dots, p_{N_{\text{пр}}}$  при заданных значениях передаточных чисел.

На третьем этапе происходит выбор чисел зубьев зубчатых зацеплений для полученных значений кинематических параметров при выполнении условий соосности, сборки и размещения планетарных рядов.

Заключительный этап синтеза включает в себя кинематический и силовой анализы ПКП для проверки допустимых значений угловых скоростей и нагрузок в звеньях ПКП.

Таким образом, предложен новый универсальный метод структурного синтеза планетарных коробок передач с любыми числами степеней свободы и планетарных рядов, который может быть применен для редукторов любой сложности и конфигурации.

Новизна предлагаемого метода заключается в применении специфического матричного представления структуры трансформируемых элементов сложной конфигурации, позволяющего не только отразить в удобной форме постоянные и переменные связи между элементами ПКП, но и осуществить последовательный перебор всех возможных структур ПКП и накладываемых связей.

Преимуществом метода является универсальность — возможность применения для представления на ЭВМ структуры любого трансформируемого элемента. Метод позволяет автоматизировать формирование структуры трехмерных моделей трансформируемых элементов при решении задач компоновки ПКП.

Номер комбинации	Включаемые элементы управления	
1	$\Phi_7$	$T_1$
2	$\Phi_7$	$T_2$
3	$\Phi_7$	$\Phi_1$
4	$\Phi_7$	$\Phi_2$
5	$\Phi_7$	$\Phi_3$
6	$\Phi_7$	$\Phi_4$
7	$\Phi_7$	$\Phi_5$
8	$\Phi_7$	$\Phi_6$
9	$\Phi_8$	$T_1$
10	$\Phi_8$	$T_2$
11	$\Phi_8$	$\Phi_1$
12	$\Phi_8$	$\Phi_2$
13	$\Phi_8$	$\Phi_3$
14	$\Phi_8$	$\Phi_4$
15	$\Phi_8$	$\Phi_5$
16	$\Phi_8$	$\Phi_6$
17	$\Phi_9$	$T_1$
18	$\Phi_9$	$T_2$
19	$\Phi_9$	$\Phi_1$
20	$\Phi_9$	$\Phi_2$
21	$\Phi_9$	$\Phi_3$
22	$\Phi_9$	$\Phi_4$
23	$\Phi_9$	$\Phi_5$
24	$\Phi_9$	$\Phi_6$

На этом этапе осуществляется упорядочение ПР и исключение ЭУ, которые невозможно включить в рассматриваемую кинематическую схему ПКП. Расстановка планетарных рядов позволяет определить ПР, элементы которого связаны с выходом ПКП, т. е. крайний правый ряд.

Имеется возможность зеркального отражения кинематической схемы ПКП. В результате крайний правый ПР, связанный с выходными звеньями ПКП, станет крайним левым, связанным с двигателем, и наоборот, элементы бывшего крайнего левого ПР будут связаны с выходом ПКП.

Число анализируемых кинематических схем будет увеличено в 3 раза:  $N_{\text{а.к.с}} = 3N_{\text{к.с}}$ . Поочередно привязываем выход ПКП к каждому из трех элементов крайнего правого ряда. При этом число кинематических схем вновь увеличивается в 3 раза, т. е.  $N_{\text{а.к.с}} = 3N_{\text{к.с}}$ .

## Цикл статей

**"Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"**  
(под общей редакцией академика Российской инженерной академии  
и академии космонавтики, д-ра техн. наук Ю. Н. Дроздова)

УДК 621.039.181:620.191

П. В. АЛЕКСЕЕВ (НИЦ "Курчатовский институт", г. Москва), e-mail: snegok1604@yandex.ru

### Моделирование повреждаемости и оценка вероятности выхода из строя коллектора парогенератора ПГВ-1000

Описываются методики оценки вероятности возникновения течи коллектора парогенератора, моделирования зарождения и роста дефектов. Данна схема работы программного комплекса на основе рассмотренной методики. Приведены верифициационные результаты на основании данных о выходе из строя в результате течи теплоносителя первого контура парогенераторов ПГВ-1000 за 1978—1991 гг.

**Ключевые слова:** атомная станция, парогенератор, течь, вероятность возникновения, моделирование, повреждаемость.

The methods of assessment of leakage probability in steam generator collector, modeling of initiation and growth of defects are described. The system flowchart of the software based on the described methods is given. The verification results based on service data of failures due to heat carrier leakage of primary circuit of "ПГВ-1000" steam generators for the period of 1978—1991 are presented.

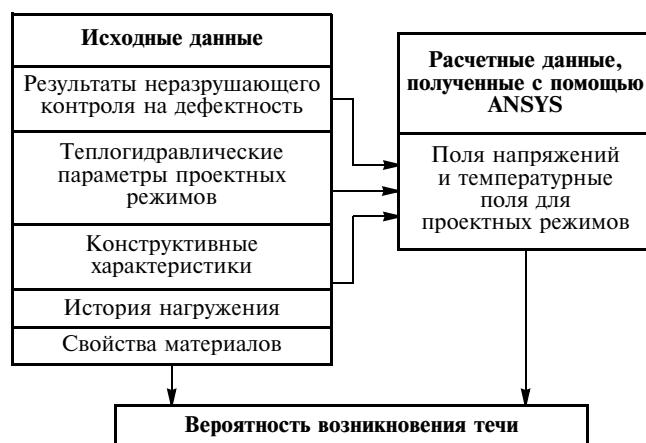
**Keywords:** atomic power station, steam generator, leakage, probability of initiation, modeling, damageability.

Сегодня безопасность эксплуатации ядерных энергетических установок является актуальным вопросом, поэтому постоянно ведутся работы по усовершенствованию действующих руководящих документов — корректировка и разработка новых требований к элементам конструкции атомных реакторов и сопутствующих элементов на этапах их проектирования, ввода в эксплуатацию, эксплуатации и вывода из эксплуатации. Одним из требований нормативного документа верхнего уровня "Общие положения обеспечения безопасности атомных станций" является обоснование вероятности безотказной работы каждого блока на уровне, не превышающем  $10^{-7}$  1/год, что обуславливает актуальность оценки вероятности выхода из строя элементов реакторных установок.

В данной статье описывается методика программного комплекса для вычисления вероятности возникновения течи или крупномасштабного разрушения корпуса коллектора парогенератора ядерной

энергетической установки с реактором ВВЭР-1000. Значимость этого вопроса связана с тем, что в случае возникновения крупномасштабной течи теплоносителя первого контура произойдет заброс большого объема воды во второй контур, что, в свою очередь, может вызвать обратную волну, которая забросит воду второго контура в первый. Таким образом, в первом контуре может частично оказаться обычная вода, в то время как для обеспечения ядерной безопасности в реакторе должна находиться вода, содержащая бор. Последствия такого смешивания теплоносителей первого и второго контура плохо предсказуемы, поэтому возникновение подобной ситуации с точки зрения безопасности должно носить гипотетический характер.

Методика и комплекс расчета вероятности разрушения коллектора ВВЭР создавались с учетом актуальных на сегодня нормативных документов и методических рекомендаций по оценке прочности оборудования ядерных энергетических установок [1]. Общий подход к расчетной оценке вероятности возникновения течи, реализованный в программном комплексе, показан на рисунке. Вычис-



Алгоритм вычисления вероятности возникновения течи и разрыва

ление вероятности возникновения течи происходит в два этапа. На первом этапе вычисляют поля напряжений и температур. Он выполняется с использованием известных отечественных и зарубежных универсальных программ по пространственным прочностным расчетам конструкций (УЗОР, ANSYS, MARK и др.). На втором этапе выполняется раздельное вычисление вероятностей возникновения течей с различными условными диаметрами. В результате формируется текстовый файл, содержащий данные о том, как изменяется вероятность возникновения течи в зависимости от срока эксплуатации реакторной установки и размера течи.

### **Методика расчета вероятности возникновения течей и крупномасштабного разрушения**

В основе расчетного комплекса лежит моделирование процессов накопления повреждений в металле. Расчетному анализу подвергается коллектор теплоносителя первого контура, представляющий собой толстостенный цилиндр с отверстиями, в котором завальцованы теплообменные трубы. Перфорированная зона включает в себя 11 000 отверстий. По результатам моделирования вычисляется возникновение течи по методу перекрытия статистических распределений [2]. Данный метод уже применялся в программах МАВР-1.1 — МАВР-3.1, однако первые версии этих программ были созданы более 25 лет назад и морально устарели. Это обусловило создание нового расчетного комплекса, отвечающего требованиям современных нормативных и руководящих документов.

Согласно методу перекрытия статистических величин вероятность возникновения одной сквозной трещины длиной  $l$ , изменяющейся в диапазоне от  $C_1$  до  $C_2$ , вычисляется как пересечение распределений двух случайных независимых величин:

$$P_{fl}(C) = \int_{C_i}^{C_{i+1}h} \int_{0}^h P_x(x, C) F_{xkp}(x, C) dx dC, \quad (1)$$

где  $P_x(x, C)$  — плотность вероятности распределения размеров трещины по направлению в глубину (параметр  $x$ ) стенки коллектора и вдоль стенки (параметр  $C$ );  $F_{xkp}(x, C)$  — вероятность события, при котором критический размер дефекта в глубину  $x_{kp}$  при заданной длине  $C$  окажется меньше, чем  $x$ .

Под критическим понимается дефект с размерами  $x_{kp}$  и  $C$ , при которых происходит неконтролируемое увеличение трещины на всю толщину стенки без лавинного роста вдоль стенки. Формула (1) вероятности возникновения течи соответствует случаю, когда в рассматриваемом объеме металла коллектора только одна трещина, размеры которой

характеризуются случайным двумерным статистическим распределением с плотностью вероятности  $P_x(x, C)$ . На самом деле трещины могут зарождаться в различных перемычках независимо. Если по результатам неразрушающего контроля трещин окажется больше, например  $n$ , то в соответствии с концепцией слабейшего звена вероятность разрушения будет иметь вид:

$$P_{fn}(C, n) = 1 - [1 - P_{fl}(C)]^n.$$

Поскольку число трещин в рассматриваемом объеме также является величиной случайной, заданной дискретным распределением  $P_n(n)$ , то полную вероятность возникновения течи можно записать как

$$P_{fn}^S(C) = \sum_{i=1}^{\infty} \left\{ \left[ 1 - [1 - P_{fl}(C)]^{n_i} \right] P_n(n_i) \right\},$$

где  $P_n(n_i)$  описывается законом Пуассона.

### **Модель накопления повреждений**

Модель накопления рассеянных повреждений и зарождения макротрещин предусматривает три возможных механизма повреждаемости:

накопление неупругих деформаций до предельного уровня, определяемого деформационной способностью материала при длительном нагружении;

термически активированное коррозионное распространение;

коррозионно-усталостное повреждение.

Рассмотрим подробнее механизмы зарождения трещин. Согласно модели накопления повреждений в результате накопления неупругих деформаций в течение длительного времени условие разрушения:  $\omega_e \geq 1$ . При этом  $\omega_e$  на рассматриваемом промежутке времени  $\tau$  определяется как интеграл по времени от отношения суммарной деформации (пластичности и ползучести) к предельно допустимой деформации:

$$\omega_e = \int_0^{\tau} \frac{(\varepsilon_l^p + \varepsilon_l^v) d\tau}{\varepsilon_{lim}},$$

где  $\varepsilon_l^p$  и  $\varepsilon_l^v$  — скорости деформаций пластичности и ползучести соответственно;  $\tau$  — рассматриваемый временной интервал;  $\varepsilon_{lim}$  — предельно допустимая деформация (экспериментально определяемая функция, зависящая от температуры, химического состава среды теплоносителя, средней скорости деформации и времени).

Для рассматриваемой модели используется базовая температурная зависимость предельной неупругой деформации  $\varepsilon_{lim0}(t)$ , справедливая для материала в воздушной среде для некоторой базовой

скорости деформирования. Учет влияния остальных факторов осуществляется соответствующими функциями:

$$\varepsilon_{\text{lim}} = \varepsilon_{\text{lim}0}(t)B_1(\varepsilon_q)B_2(\text{Cl})B_3(\text{O}_2)B_4(\text{H}_2),$$

где  $B_1(\varepsilon_q)$  — функция учета влияния средней скорости неупругого деформирования на предельную деформацию;  $B_2(\text{Cl})$ ,  $B_3(\text{O}_2)$  и  $B_4(\text{H}_2)$  — функции, учитывающие влияние химического состава коррозионной среды (ионов хлора, кислорода, водорода). Для экономии вычислительных ресурсов функции  $B_1$ ,  $B_2$ ,  $B_3$  и  $B_4$  аппроксимируются в программе участками линейных зависимостей.

При вычислении функции повреждений термоактивированного коррозионного растрескивания следует принять во внимание, что влияние внешней среды на термоактивационные процессы разрушения в значительной степени контролируется скоростью диффузионного проникновения химических элементов в глубинные слои материала. Для перфорированной зоны коллектора парогенератора наиболее неблагоприятной областью с точки зрения коррозионной среды является щелевой зазор в зоне запрессовки теплообменных трубок. В связи с этим диффузия химических элементов идет в глубину металла преимущественно в направлении нормали к оси щелевого зазора и по лучам, исходящим из точки на конце щелевого зазора. Это позволяет в инженерном приближении рассматривать пространственное распределение физико-механических характеристик как функцию только одной координаты  $L$ , являющейся кратчайшим расстоянием от рассматриваемой точки до щелевого зазора.

Если при этом дополнительно предположить, что после достижения в некоторой локальной области пороговой концентрации химических элементов скорость накопления повреждений скачкообразно возрастает на много порядков так, что время термоактивированного коррозионного разрушения становится пренебрежимо мало по сравнению с временем диффузионного проникновения в металл химических элементов, то долговечность отдельной перемычки будет иметь вид:  $\tau_k = L_{cr}/v_{dif}$ , где  $L_{cr}$  — характерный средний размер до наиболее удаленной от щелевого зазора точки в перемычке;  $v_{dif}$  — средняя скорость продвижения химических элементов в глубину металла, зависящая в нашем случае от концентрации этих элементов в щелевом зазоре:

$$v_{dif} = A(K_{\text{Cl}} C_{\text{Cl}})^{f_1} (K_{\text{O}_2} C_{\text{O}_2})^{f_2},$$

где  $A$  — площадь раскрытия трещины.

Подставив  $v_{dif}$  в выражение для  $\tau_k$  и прологарифмировав, получим формулу, приведенную в от-

раслевой нормативной методике уточненного расчета прочности и ресурса коллекторов парогенераторов ПГВ-1000:

$$\tau_k = \exp \left[ C + \ln 2 + \ln(L_{cr}/2) - f_1 \ln(K_{\text{Cl}} C_{\text{Cl}}) - f_2 \ln(K_{\text{O}_2} C_{\text{O}_2}) \right], \quad (2)$$

где  $C = -\ln(A)$ .

При этом для оценки времени развития зоны разрушения вдоль запрессованной теплообменной трубы величину  $L_{cr}$  следует принимать равной толщине стенки коллектора, а для оценки времени развития зоны разрушения на нагруженной поверхности коллектора — половине толщины перемычки в перфорированной зоне.

Данный механизм разрушения характерен для коллекторов, изготовленных из коррозионно-стойких сталей. В этом случае  $f_1 = 0,5$ ;  $f_2 = 0,5$ ;  $K_{\text{Cl}} = 25$  (в случае подкипания в зонах кольцевых щелей, заполненных отложениями);  $K_{\text{Cl}} = 10$  (в случае кипения в пористой структуре отложений);  $K_{\text{Cl}} = 2$  (в случае кипения на свободной от отложений поверхности).

Коэффициент  $C$  слабо зависит от температуры и уровня напряжений и принимает значения в диапазоне от 8 до 8,6 при  $t = 300^{\circ}\text{C}$  и от 8,6 до 9,1 при  $t = 80^{\circ}\text{C}$ .

Если в формулу (2) вместо  $L_{cr}/2$  подставить  $L$  (расстояние от щелевого зазора или поверхности кипения до заданной точки), то можно определить время, необходимое для достижения коррозионной трещиной заданного размера, как по толщине стенки коллектора, так и по толщине перемычки.

На основании полученных расчетных значений  $\tau_k$  можно вычислить функцию повреждений для термоактивированного коррозионного повреждения в любой точке перемычки:

$$\omega_k = \int_0^\tau \frac{d\tau}{\tau_k(C_{\text{Cl}}, C_{\text{O}_2}, \dots)}.$$

Циклическая повреждаемость учитывается в соответствии с нормативами расчета на прочность оборудования и трубопроводов АЭУ [3].

Выражение для функции циклической повреждаемости записывается в соответствии с принципом линейного суммирования повреждений:

$$\omega_c = \sum_{i=1}^k N_i / N_{0i},$$

где  $N_i$  — число циклов  $i$ -го типа с одинаковой амплитудой напряжений, асимметрией цикла и температурой;  $k$  — общее число различных типов цик-

лов;  $N_{0i}$  — число циклов  $i$ -го типа, необходимое для разрушения материала.

Допустимая степень усталости материала характеризуется двумя величинами  $[\sigma_{aF}]$  и  $[N_0]$  — предельно допустимыми значениями амплитуды условно-упругих напряжений и допускаемым числом циклов нагружения соответственно. Для сталей с отношением  $R_{p0,2}^T / R_m^T \leq 0,7$  ( $R_{p0,2}^T$  — минимальный предел текучести,  $R_m^T$  — минимальное временное сопротивление) и  $[N_0] \leq 10^{12}$  допустимое соотношение этих величин описывается выражением

$$[\sigma_{aF}] = \frac{E_T e_c^T}{n_\sigma (4[N_0])^m} + \frac{R_c^T}{(4[N_0])^{m_e} + \frac{1+r}{1-r}}.$$

Здесь  $E_T$  — модуль упругости при расчетной температуре;  $m$ ,  $m_e$  — характеристики материала, вычисляемые по таблицам, приведенным в руководстве [3];  $r$  — коэффициент асимметрии цикла напряжений:

$$r = \begin{cases} r & \text{при } -1 < r < 1; \\ -1 & \text{при } r < -1 \text{ или } r > 1; \end{cases}$$

$R_c^T = R_m^T (1 + 1,4 \cdot 10^{-2} Z_T)$  — характеристика прочности;  $e_c^T$  — характеристика пластичности, зависящая от  $Z_c^T$  и типа используемых в расчете данных о материале:

$$e_c^T = 1,15 \lg \frac{100}{100 - Z_c^T} - \frac{(\sigma_F^*)_{\max} - R_{p0,2}^T}{2E_T}$$

при  $(\sigma_F^*)_{\max} > R_{p0,2}^T$ ,

или

$$e_c^T = 1,15 \lg \frac{100}{100 - Z_c^T} \text{ при } (\sigma_F^*)_{\max} < R_{p0,2}^T;$$

$$Z_c^T = \begin{cases} Z^T & \text{при } Z^T \leq 50\%; \\ 50\% & \text{при } Z^T \geq 50\%; \end{cases}$$

$Z_c^T$  принимается равной 50 % или относительному сужению поперечного сечения образца при статическом разрушении при растяжении  $Z^T$  в зависимости от значения последнего;  $(\sigma_F^*)_{\max}$  — максимальное условно-упругое напряжение.

Условно-упругие напряжения определяются на основании предварительного упрогопластического

расчета коллектора с использованием расчетной конечно-элементной (или суперэлементной) программы (УЗОР, ANSYS и т. д.). Для расчета используется детальная конечно-элементная модель, учитывающая концентрацию напряжений во всех зонах конструкции.

По рассчитанным для различных моментов времени компонентам тензора деформаций  $\varepsilon_x$ ,  $\varepsilon_y$ ,  $\varepsilon_z$ ,  $\gamma_{xy}$ ,  $\gamma_{yz}$ ,  $\gamma_{xz}$  с помощью зависимостей, приведенных ниже, определяют условно-упругие напряжения:

$$\sigma_x = \frac{E_T}{(1+\mu)(1-2\mu)} [(1-\mu)\varepsilon_x + \mu\varepsilon_y + \mu\varepsilon_z - (1-\mu)2^T T];$$

$$\sigma_y = \frac{E_T}{(1+\mu)(1-2\mu)} [(1-\mu)\varepsilon_y + \mu\varepsilon_x + \mu\varepsilon_z - (1-\mu)2^T T];$$

$$\sigma_z = \frac{E_T}{(1+\mu)(1-2\mu)} [(1-\mu)\varepsilon_z + \mu\varepsilon_x + \mu\varepsilon_y - (1-\mu)2^T T];$$

$$\tau_{xy} = \frac{E_T}{2(1+\mu)} \gamma_{xy};$$

$$\tau_{yz} = \frac{E_T}{2(1+\mu)} \gamma_{yz};$$

$$\tau_{xz} = \frac{E_T}{2(1+\mu)} \gamma_{xz},$$

где  $\mu$  — коэффициент Пуассона;  $\gamma$  — коэффициент температурного расширения;  $T$  — расчетная температура.

По шести компонентам тензора условно-упругих напряжений определяют главные условно-упругие напряжения.

Для моментов времени  $t_1$ ,  $t_2$ , ...,  $t_m$ , за которое увеличение (уменьшение) абсолютного значения любого из главных напряжений сменяется его уменьшением (увеличением), находим приведенные условно-упругие напряжения (три компонента):

$$\left. \begin{aligned} (\sigma_F)_{ijl} &= \sigma_{il} - \sigma_{jl}; \\ (\sigma_F)_{jkl} &= \sigma_{jl} - \sigma_{kl}; \\ (\sigma_F)_{ikl} &= \sigma_{il} - \sigma_{kl}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Индекс "l" обозначает значение переменных величин в момент времени  $t$ .

Максимальное из трех, полученных по формуле (3), приведенных напряжений описывает критерий прочности для сложнодействующего состояния, известный как критерий Треска.

Для приведенных напряжений строят графики их изменения во времени. Каждый график представляет собой последовательный набор полуциклов изменения напряжений в период времени  $t_1 - t_m$ . В каждом полуцикле напряжение должно меняться монотонно.

Амплитуду напряжений  $\sigma_{aF}$  определяют по графикам изменения приведенных напряжений по формуле:

$$[\sigma_{aF}]_i = \max \begin{cases} (\sigma_F)_{ij\max} - (\sigma_F)_{ij\min} \\ (\sigma_F)_{jk\max} - (\sigma_F)_{jk\min} \\ (\sigma_F)_{ik\max} - (\sigma_F)_{ik\min}, \end{cases}$$

где  $(\sigma_F)_{ij\max}$ ,  $(\sigma_F)_{jk\max}$ ,  $(\sigma_F)_{ik\max}$  — алгебраически максимальные, а  $(\sigma_F)_{ij\min}$ ,  $(\sigma_F)_{jk\min}$ ,  $(\sigma_F)_{ik\min}$  — алгебраически минимальные условно-упругие приведенные напряжения.

Поскольку циклическое нагружение в коллекторе парогенератора носит нерегулярный характер, расчет циклической повреждаемости ведется с использованием набора цепочек различных режимов путем суммирования повреждений на базе каждого полуцикла.

Формирование расчетных циклов (полуциклов) напряжений для расчета на циклическую прочность ведется методом теней [4]. По трем графикам местных приведенных напряжений устанавливают наибольшее по абсолютному значению условно-упругое напряжение  $(\sigma_F^*)_{\max}$  для всей цепочки режимов в процессе эксплуатации или для графика изменения напряжений в пределах одного отдельно рассматриваемого режима, например технологического деформирования при изготовлении, или для какой-либо конкретной аварийной ситуации.

Каждый раз при формировании очередного полуцикла из участков трех графиков изменения напряжений  $(\sigma_F)_{ij}$ ,  $(\sigma_F)_{jk}$ ,  $(\sigma_F)_{ik}$  должна быть получена максимально возможная амплитуда местного приведенного напряжения  $[\sigma_{aF}]_i$ . При этом для формирования расчетных циклов (полуциклов) напряжений каждый из графиков  $(\sigma_F)_{ij}$ ,  $(\sigma_F)_{jk}$ ,  $(\sigma_F)_{ik}$  во временному диапазоне заданной цепочки режимов должен быть замкнут, т. е. в нем должны совпадать начальные и конечные значения напряжений. В противном случае указанные графики следует замкнуть искусственно, введя в них соответствующие фиктивные участки изменения напряжений.

Фиктивные участки истории изменения напряжений вносят дополнительное увеличение функции усталостных повреждений, что делает расчет циклической прочности консервативным. При необходимости результат расчета можно уточнить вычитанием из функции повреждаемости величины ее возрастания на фиктивных участках.

Условие зарождения трещины на текущем интервале времени в рассматриваемой точке имеет вид:  $\omega = 1$ .

Функцию повреждения  $\omega$  вычисляют нелинейным суммированием функций повреждения от воздействия каждого из трех механизмов зарождения трещины:  $\omega_e$ ,  $\omega_k$  и  $\omega_c$  — повреждения соответственно в результате неупругих деформаций, термически активированного коррозионного повреждения и коррозионно-усталостных повреждений:

$$\omega = \left( \omega_e^{m_1} + \omega_k^{m_2} + \omega_c^{m_3} \right)^{m_4}. \quad (4)$$

Коэффициенты  $m_1 - m_4$  подбираются при математической обработке экспериментальных данных; в случае их равенства единице формула (4) отражает линейный закон суммирования повреждений.

Как и большинство исходных данных для описываемой методики характеристики материала и концентрации хлора и кислорода задаются не фиксированным значением, а распределением значений (как правило, нормальным). Описанная процедура зарождения повреждений выполняется для каждой из множества точек сетки, полученной путем перебора различных соотношений данных в пределах допустимых отклонений с установленным шагом. Таким образом, результирующая вероятность разрушения в рассматриваемой точке перемычки будет меньше единицы, так как неминуемо будут иметь место соотношения значений параметров, при которых  $\omega < 1$ , т. е. разрушение не происходит. Эта результирующая вероятность разрушения в рассматриваемой точке вычисляется как многомерный интеграл по сетке случайных параметров:

$$P_m = \int_{R_{P0,2}} \int_{R_m} \dots \int_{C_{O_2}} Y_{tr}(R_{P0,2}, R_m, \dots, C_{O_2}) \times P_{R_{P0,2}} P_{R_m} \dots P_{C_{O_2}} dR_{P0,2} dR_m \dots dC_{O_2},$$

где  $Y_{tr}$  — функция-флажок, которая принимает значение 1, если функция повреждения  $\omega \geq 1$ , в противном случае  $Y_{tr} = 0$ ;  $R_{P0,2}$ ,  $R_m$ , ...,  $C_{O_2}$  — механические характеристики материала и концентрации ионов хлора и кислорода,  $P_{R_{P0,2}}$ ,  $P_{R_m}$ , ...,  $P_{C_{O_2}}$  — вероятности того, что реальные соответствующие характеристики будут равны заявленным.

После определения вероятностей зарождения трещины в различных точках, вычисляют вероятности образования макротрещин различной длины и глубины, учитывая возможность слияния нескольких трещин и трещин, образовавшихся ранее.

## Модель развития трещины

Образовавшаяся магистральная трещина, как правило, имеет тенденцию к росту и развитию. Модель предусматривает, что такая трещина может или расти (докритический подрост), или переходит в критическую фазу (коэффициент интенсивности напряжений достигает критического значения), или развиваться по другим сценариям.

До тех пор пока коэффициент интенсивности напряжений на фронте трещины не достиг критического значения, трещина растет ввиду воздействия циклической усталости, межкристаллитной коррозии, коррозионного растрескивания под напряжением, коррозионной усталости и т. д. Моделирование данного процесса осуществляется на основании уравнения Париса:

$$\dot{x} = C_0(\Delta K_{eff})^m \dot{N},$$

где  $C_0$ ,  $m$  — характеристики материала, зависящие от условий нагружения;

$$\Delta K_{eff} = \frac{\Delta K_I}{\sqrt[4]{1-R}},$$

где  $\Delta K_I$  — размах коэффициента интенсивности напряжений;  $R = K_{min}/K_{max}$  — коэффициент асимметрии цикла изменения напряжений.

Приводить подробное описание модели на основании уравнения Париса не будем, так как данная модель широко распространена и подробно описана для разных случаев во многих публикациях, в частности в работе [5].

В процессе докритического роста трещина может прорости на всю толщину стенки, т. е. образуется течь. Для вычисления вероятности этого события вводится функция-флажок  $\psi$ , которая равна единице, если при заданных исходных данных трещина глубиной  $a$  успевает вырасти на оставшуюся глубину стенки коллектора за время  $\Delta t$ . Вероятность образования течи в этом случае вычисляется как трехмерный интеграл:

$$P_{\text{докр}} = \int_{c_i}^{\infty} \int_0^h \int_0^{\infty} \sum_i \sum_j P_A(A) P_c(c) P_a(a) \psi dA da dc,$$

где  $h$  — толщина стенки;  $A$  — коэффициент в формуле докритического роста трещин;  $a$  и  $c$  — глубина и длина трещины.

Если все-таки в точке, принадлежащей фронту трещины, вязкость разрушения оказалась выше критического значения прежде, чем образовалась течь, то происходит интенсивный неконтролируемый рост трещины. Однако это не означает, что крупномасштабное разрушение конструкции или образование течи обязательно произойдет. Данное

явление описано на примере хрупкого механизма разрушения в работе [6]. Возможны следующие варианты: трещина растет в глубину или в длину, рост трещины останавливается (с образованием течи, если она выросла на всю толщину стенки, или без нее) или происходит крупномасштабное разрушение. Развитие в большей степени определяется коэффициентом интенсивности напряжений, а точнее, его распределением по фронту трещины. Хрупкая трещина может остановиться, попав в более вязкую область или область более низких напряжений при существенной неоднородности напряжений по толщине стенки, например при удалении вершины от сильно наклепанной и потерявшей пластичность зоны вальцовки. В этом случае даже лавинный старт трещины не приведет к течи. Здесь критерием трещиностойкости служит вязкость разрушения (критический коэффициент интенсивности напряжений). Математическое условие крупномасштабного разрушения запишем в виде неравенства

$$\frac{1}{B_p} \int_0^{B_p} \left( \frac{K_I(L) - K_{min}}{K_{JC}^*(L) - K_{min}} \right)^4 dL < 1,$$

где  $B_p$  — протяженность фронта расчетного дефекта;  $K_I(L)$  — распределение ( $K_I$ ) по фронту  $L$  расчетного (полуэллиптического) дефекта;  $K_{JC}^*(L)$  — распределение вязкости разрушения по фронту  $L$  трещины;  $K_{min} = \sqrt{JE/(1-v^2)}$ , где  $J$  — параметр механики разрушения ( $J$ -интеграл), определяемый численным методом при решении упруго-пластической задачи [7] или с использованием нормативных инженерных формул [8]:

$$[K_{JC}^*] = \begin{cases} K_{JC}^{B_p} & \text{при } a_p > 0,15S; \\ K_C^{B_p} & \text{при } a_p \leq 0,15S, \end{cases}$$

где  $a_p$  — глубина расчетного дефекта;  $S$  — толщина стенки коллектора;  $K_{JC}^{B_p}$  — вязкость разрушения, отвечающая длине фронта расчетного дефекта  $B_p$ ;

$$K_{JC}^{B_p} = \left( \frac{\bar{B}}{B_p} \right)^{0,25} (\bar{K}_{JC} - K_{min}) + K_{min}$$

при  $a_p > 0,15S$ ;

$$K_{JC}^{B_p} = \omega \omega_B \left( \frac{\bar{B}}{B_p} \right)^{0,25} (\bar{K}_{JC} - K_{min}) + K_{min}$$

при  $a_p \leq 0,15S$ ;

$K_{JC}$  — расчетные значения вязкости разрушения, определяемые в соответствии с нормами расчета прочности [3];  $\bar{B} = 150$  мм — референсная длина фронта расчетного дефекта;  $\omega$ ,  $\omega_B$  — коэффициенты, учитывающие влияние эффекта коротких трещин и двуосного нагружения на вязкость разрушения, определяемые в соответствии с методиками расчета на сопротивление хрупкому разрушению сосудов давления АЭС с ВВЭР-1000.

### Расчет условного диаметра течи

Расчет условного диаметра течи основан на определении площади раскрытия трещины. Наиболее точно оценить площадь раскрытия трещины позволяют методики на основании метода конечных элементов с использованием диаграмм деформирования материала. Однако ввиду отсутствия сертификатных диаграмм деформирования для многих отечественных сталей методика, реализованная в программе, использует аналитические выражения оценки площади  $A$  раскрытия трещины, в основе которых лежат классические уравнения для пластины с трещиной:  $A = \alpha(\lambda)\gamma(s)A_0$ . Здесь  $A_0 = 2\pi\sigma c^2/E'$ , где  $A_0$  — упругая составляющая площади раскрытия трещины для бесконечной пластины с центральной трещиной длиной  $2c$  под действием名义ального напряжения  $\sigma$ ;  $\alpha(\lambda)$  — поправка на кривизну оболочки ( $\lambda$  — параметр оболочки);  $\gamma(s)$  — поправка на размер пластической зоны;  $E' = E$  и  $E' = E(1 - v^2)$  — соответственно при плосконапряженном состоянии (тонкостенные сосуды) и плоской деформации.

Использование аналитических выражений существенно снижает потребность в вычислительных ресурсах, но при этом точность оценки оказывается удовлетворительной, т. е. не оказывает существенного влияния на оценку вероятности возникновения течей, так как вероятностные оценки, как правило, проводятся с точностью до порядка.

### Верификация методики моделирования повреждаемости

Для верификации разработанной методики и программы проводили сравнение расчетной наработки на отказ парогенераторов с эксплуатационными данными (относительный отказ, связанный с повреждением коллекторов первого контура). В качестве эксплуатационных взяты данные за 1978—1991 гг. о выходе из строя 24-х парогенераторов ПГВ-1000 из-за возникновения минимально регистрируемой течи теплоносителя (таблица).

Сопоставление эксплуатационных и расчетных данных о выходе из строя коллекторов парогенераторов

Продолжительность работы, лет	Расчетные относительные отказы, %			Эксплуатационные относительные отказы, %	
	средний	минимальный <sup>1</sup>	максимальный <sup>1</sup>	от 24-х коллекторов	от всех коллекторов
До 2	12,52	9,29	61,10	41,69	15,63
От 2 до 4	9,04	7,45	44,12	33,33	12,50
От 4 до 6	6,32	5,19	30,84	8,33	3,12
От 4 до 8	5,18	4,16	25,28	16,67	6,25
8 и больше	38,32	21,56	100	—	62,50

<sup>1</sup> С учетом погрешности исходных данных и особенностей компьютерных вычислений.

Высокий показатель отказов характерен для устаревших моделей парогенераторов, в которых применялась вальцовка теплообменных трубок взрывом. В настоящее время используется гидровальцовка, что практически исключило отказы. Поэтому для современных парогенераторов не предоставляется возможность для аналогичных исследований. Однако анализ данных, приведенных в таблице, показал, что расчетные и эксплуатационные данные достаточно близки, что подтверждает высокую достоверность применяемых моделей.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Тутнова А. В. Методика расчета вероятности разрушения трубопроводов и сосудов давления // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Материаловедение и новые материалы. 1990. Вып. 1 (35). С. 13—30.
2. ПНАЭ Г-7-002—86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. М.: Энергоатомиздат, 1989. 525 с.
3. РД ЭО 0330—01. Руководство по расчету на прочность оборудования и трубопроводов реакторных установок РБМК и ВВЭР на стадии эксплуатации. М.: НИКИЭТ, 2001.
4. Болотин В. В. Прогнозирование ресурса машин и конструкций. М.: Машиностроение, 1984. 312 с.
5. Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения. М.: Наука, 1974. 640 с.
6. Киселев Ан. С., Киселев Ал. С., Даничев В. В. Аннотация программы UZOR\_1 // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика ядерных реакторов. 1999. Вып. 1. С. 109—113.
7. МР 125-02—95. Правила составления расчетных схем и определения параметров нагруженности элементов конструкций с выявленными дефектами. М.: НПО "ЦНИИТМАШ", НИКИЭТ, 1995. 52 с.

УДК 621.778.1.073:669.018.25:666.3

В. В. КУЗИН, С. Н. ГРИГОРЬЕВ, доктора технических наук,  
В. Н. ЕРМОЛИН (МГТУ "Станкин"), e-mail: kuzena@post.ru

## Микроструктурное моделирование деформационных процессов в волоке из спеченных структурно-неоднородных материалов

Приведен алгоритм построения микроструктурной модели для исследования деформационных процессов в волоке из неоднородных материалов. Определено влияние различных факторов на деформационные процессы в керамической волоке.

**Ключевые слова:** волока, неоднородный материал, деформационный процесс, микроструктурная модель.

The algorithm of construction of microstructural model for investigation of deformation processes in drawing die from heterogeneous materials is presented. The influence of various factors on deformation processes in ceramic drawing die is determined.

**Keywords:** drawing die, heterogeneous material, deformation process, microstructural model.

При разработке технологий изготовления проволоки встает вопрос об эффективном инструменте, в частности о создании волок, обеспечивающих высокую производительность и надежность процесса волочения [1, 2]. При реализации данных требований решается двойная задача: во-первых, определяется взаимосвязь продолжительных силовых и тепловых нагрузок с деформацией волоки; во-вторых, оценивается связь между деформированием волок и интенсивностью их изнашивания с учетом условий их эксплуатации. По полученным зависимостям можно рассчитать оптимальные параметры волок для заданных условий эксплуатации. Для этого необходима модель деформационных процессов в волоке, учитывающая структуру инструментального материала, на основе которой можно прогно-

зировать поведение инструмента при различных внешних нагрузках [3–5].

Сегодня при решении прикладных задач все чаще экспериментальные и аналитические методы заменяются компьютерным моделированием [6]. Точность моделирования зависит от множества факторов, в частности от адекватности описания структуры инструментального материала и детализации геометрии структурных элементов [7].

При исследовании тел из структурно-неоднородных материалов использовали два подхода [8]. В первом случае тело рассматривали как однородную среду с определенными физико-механическими свойствами. Такая модель волоки приведена в работе [9]. Она не учитывает неоднородность инструментального материала и границы в его структу-

ре. Во втором случае при изучении деформационных процессов в тела из структурно-неоднородного материала учитывали свойства и взаимодействия его структурных элементов, что более информативно. Учет существующих границ между структурными элементами позволяет получить подробное физическое описание деформационных процессов [10].

Основа для микроструктурного моделирования деформационных процессов получена анализом эксплуатации волок из твердых сплавов и керамики. Особое внимание уделили исследованию изнашивания волок из твердого сплава ВК8 при изготовлении проволоки из разных материалов. Изменение геометрических параметров рабочего канала и морфологии рабочих поверхностей волок изучали с помощью микроскопов ИМЦ100-50А и SEM JSM-6480LV (фирма JEOL).

Установлено, что наиболее типичными очагами изнашивания рабочего канала волок являются: 1) кольцо износа на рабочем участке; 2) абразивные риски и локальные разрушения на калибрующей части; 3) локальные выкрашивания на границе калибрующей цилиндрической зоны и выходного конуса [11]. Данные износы изменяют геометрию рабочего канала волоки, ухудшают качество проволоки и увеличивают нагрузку на инструмент. Механизм их образования обусловлен совокупностью физических и химических процессов, в результате которых изменяется морфология поверхностного слоя рабочего канала волоки.

Особое значение при эксплуатации твердосплавных волок имеют интенсивные адгезионные процессы [12]. На поверхности рабочего канала волоки наблюдались многочисленные участки налипания обрабатываемого материала (ОМ) различных форм, размеров и структур (рис. 1, а). Распределение налипшего ОМ по поверхности волоки имеет стохастический характер. На поверхности твердого сплава, свободной от ОМ, обнаружено множество дефектов, определяющих образование очагов изнашивания волоки. К этим дефектам можно отнести и продольное разрушение 1 поверхности, а также поперечные трещины 2, развивающиеся в перпендикулярном относительно оси волоки направлении.

При исследовании морфологии поверхностного слоя рабочего канала волоки из твердого сплава ВК8 обнаружены следующие микроструктурные дефекты (рис. 1, б):

пустоты 3 между соседними поверхностными зернами карбida вольфрама (WC), которые должны быть заполнены кобальтовой связкой (Co);

многочисленные продольные микротрещины на поверхности и целых зерен WC (поз. 4), и разрушенных (поз. 5). Микротрещины этого вида развиваются, как правило, по направлению перемещения ОМ в пределах одного зерна WC;

поперечные микротрещины 6, развивающиеся перпендикулярно к продольным микротрещинам, их длина также ограничена размерами зерен WC. Развитие этих трещин приводит к транскристаллитному разрушению зерен WC.

Данный механизм разрушения наблюдается в локальной области 7. Зерно WC распадается на мелкие фрагменты, часть из них вываливается из твердосплавного каркаса и смещается из этой области перемещающимся ОМ,

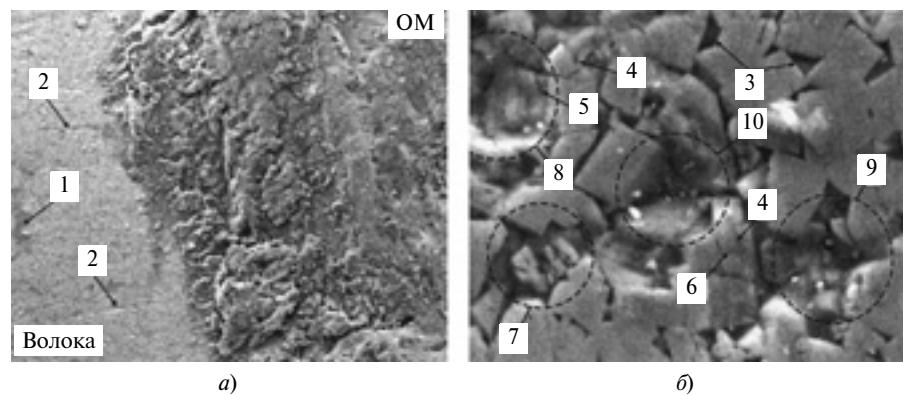


Рис. 1. Морфология поверхности волоки из твердого сплава ВК8 с элементами разрушений

другие остаются на месте ввиду прочной связи с подповерхностными зернами. Окончательное разрушение зерна зависит от его взаимодействия с соседними зернами. Так, при разрушении зерна в области 8, его нижний фрагмент остался на месте в результате удержания кобальтовой связкой его опорной поверхности. В области 9 имеются фрагменты разрушенного зерна WC, удерживаемые боковыми поверхностями соседних зерен.

Особое внимание заслуживает область 10. На поверхности твердого сплава эта пустота образовалась в результате отделения целого зерна WC. В данном случае нарушение связей с соседними зернами WC произошло по кобальтовой связке. На боковых поверхностях зерен отсутствуют трещины и какие-либо другие микродефекты.

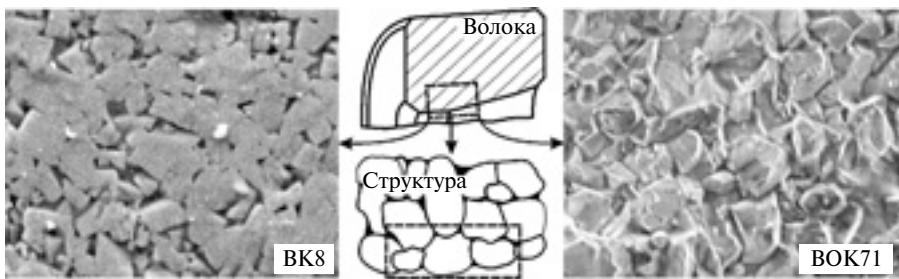
При исследовании волок из оксидной керамики систем:  $\text{Al}_2\text{O}_3-\text{TiC}$ ;  $\text{Al}_2\text{O}_3-(\text{W}, \text{Ti})\text{C}$ ;  $\text{Al}_2\text{O}_3-\text{Ti}(\text{C}, \text{N})$ , получены данные о фрикционных характеристиках и изнашивании [13]. Установлено, что абразивные и адгезионные процессы оказывают значительное влияние на изнашивание волок из оксидной керамики. На поверхности керамических волок выявлены микротрещины и локальные разрушения.

Результаты исследований показали, что высокие локальные

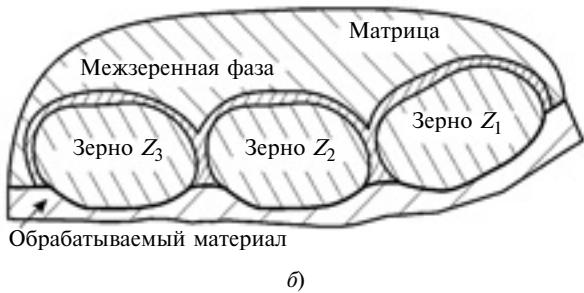
напряжения являются основной причиной удаления и разрушения зерен и, соответственно, появления эксплуатационных дефектов в поверхностном слое рабочего канала волоки. Поэтому при создании волок следует минимизировать напряжения в зернах и межзеренных границах, что необходимо учитывать при формулировании требований к микроструктурной модели волоки из спеченного структурно-неоднородного материала. Выделим элементарный фрагмент неоднородного материала, состоящий из основных элементов его структуры и определяющий их расположение, форму и размеры [14] (рис. 2).

Исследования структур различных твердых сплавов и керамических материалов показали, что они имеют близкую структуру, которую можно представить как систему плотно упакованных зерен 1 (основная и упрочняющая фазы) произвольной формы, между которыми равномерно распределена межзеренная фаза 2. В реальных спеченных неоднородных материалах имеются поры и трещины, учет которых значительно усложнит модель [2], поэтому принимаем допущение: материал не имеет дефектов и трещины не являются элементами его структуры.

Тогда элементарный фрагмент волоки включает в себя три



*a)*



*б)*

Рис. 2. Алгоритм выделения (*a*) элементарного фрагмента волоки (*б*)

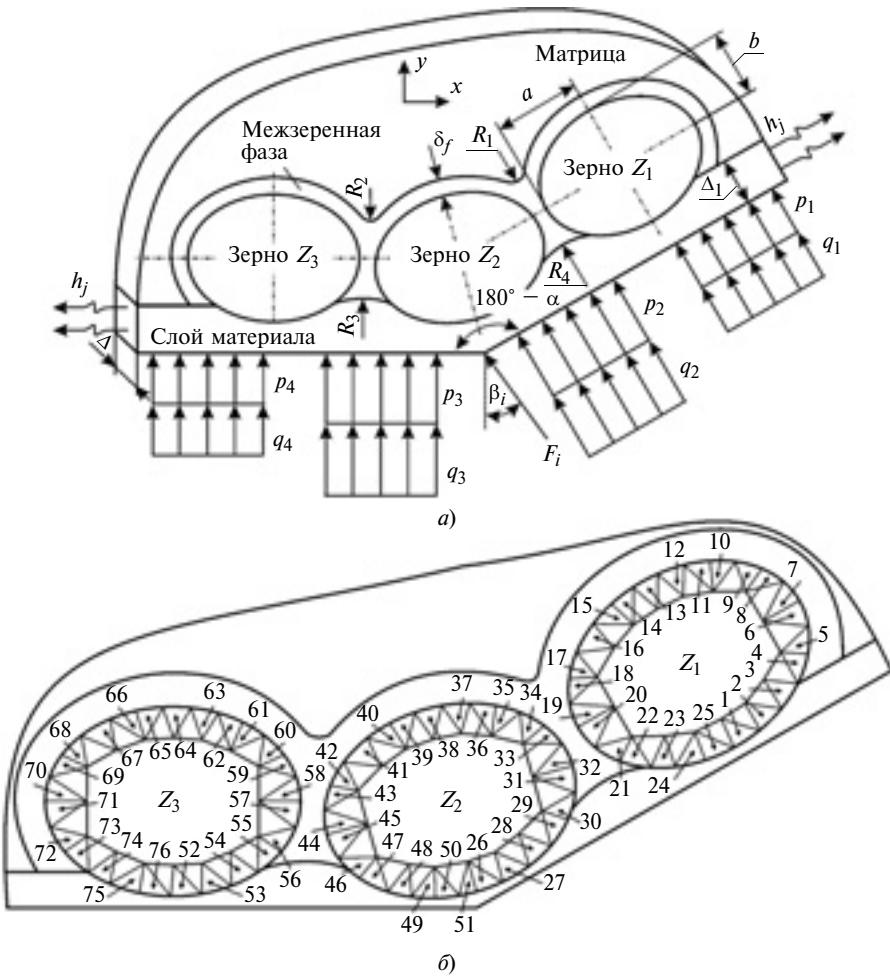


Рис. 3. Расчетная схема (*а*) и пример расположения КТ (*б*)

зерна ( $Z_1-Z_3$ ), расположенные на поверхности рабочего канала (рис. 2, *б*), между которыми находится межзеренная фаза. Зерна жестко заделаны в матрицу, сформированную основной фазой. Для учета влияния проволоки на напряженно-деформированное состояние (НДС) структурных элементов волоки в схему системы ввели слой ОМ.

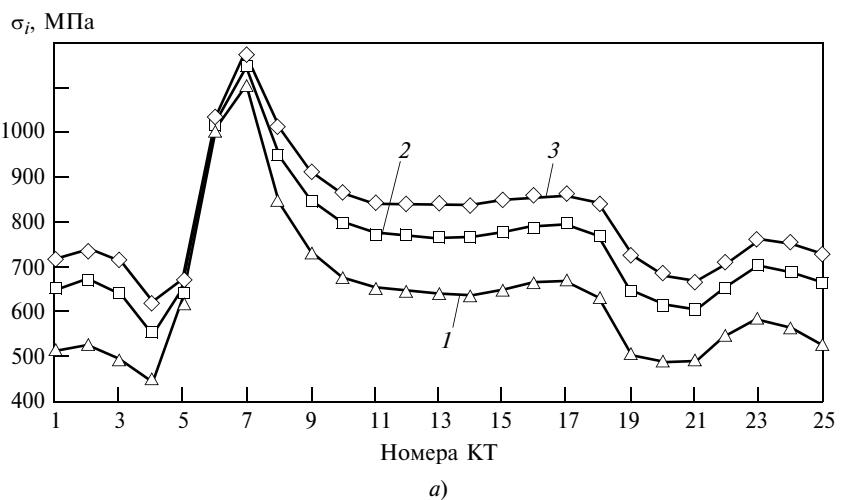
На основании полученной системы был разработан метод микроструктурного моделирования деформационных процессов в волоке из спеченных структурно-неоднородных материалов, ориентированный на реализацию в модуле Simulation программного комплекса SolidWorks. Расчетную схему строили для конструкции толщиной  $\Delta$ , соответствующей элементарному фрагменту волоки на участке перехода рабочей зоны в калибрующую (рис. 3, *а*), представляющему собой три зерна ( $Z_1$ ,  $Z_2$  и  $Z_3$ ) эллипсной формы и одинаковых размеров с геометрическими параметрами  $a$  и  $b$ . Зерна заделаны в матрицу через межзеренную фазу толщиной  $\delta_f$ . Зерно  $Z_1$  располагается горизонтально (по оси  $x$ ), положение зерна  $Z_3$  определяется углом  $\alpha$  наклона рабочей зоны относительно калибрующей. Центр зерна  $Z_2$  — пересечение прямых, параллельных участкам рабочих поверхностей волоки и проходящих через центры соседних зерен. Переходы межзеренной фазы имеют радиусы сопряжения ( $R_1-R_4$ ). На внешней стороне зерен, межзеренной фазы и матрицы имеется слой ОМ толщиной  $\Delta_1$ . Показатели физических свойств структурных элементов твердого сплава и керамики: модуль упругости, коэффициент Пуассона, плотность, температурный коэффициент линейного расширения, коэффициент теплопроводности. Решение задачи направлено на выбор материала структурных элементов

системы, которые могут быть как из разных, так и из одинаковых материалов.

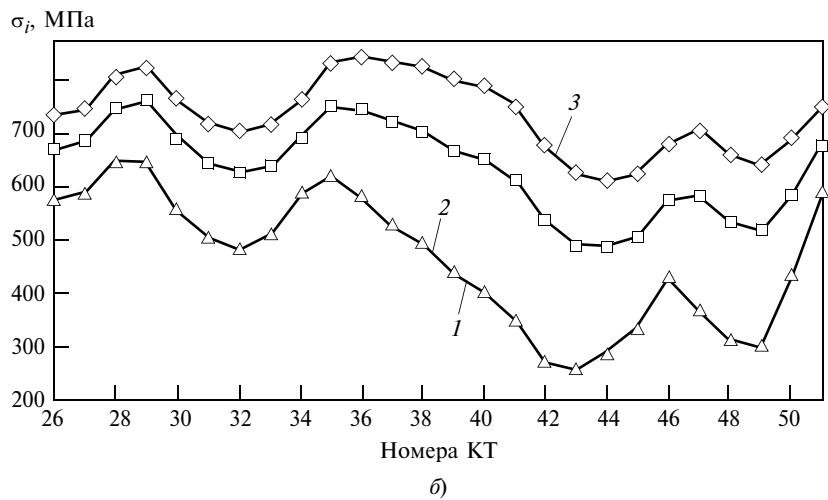
В расчете учитывались следующие нагрузки: тепловые, сосредоточенные и распределенные силы. По нагруженности рабочей и калибрующей частей у волок были выделены четыре участка, обусловленных разными комбинациями силовых ( $p_1-p_4$ ) и тепловых ( $q_1-q_4$ ) нагрузок, приложенных к свободной поверхности слоя ОМ. Сосредоточенные силы  $F_i$  могут быть приложены под углами  $\beta_i$  в любых точках свободной поверхности слоя ОМ. С торцевых поверхностей ОМ осуществляется отвод теплоты (коэффициент теплоотвода  $h_j$ ).

На основании расчетной схемы построена 3D-модель, которую собирали в модуле "Сборка" из предварительно созданных деталей. Для имитации механической связи между деталями "Матрица", "Межзеренная фаза" и "Зерно" был создан компонент касания — "Связанный", обеспечивающий неразрывность их контакта. Далее была сформирована глобальную взаимосвязь "Нет проникновения" для всех деталей. К свободной поверхности матрицы применили крепление "жесткая заделка", что обеспечило неподвижность конструкции в пространстве. На все торцевые поверхности конструкции назначены крепления "ролик—ползун", которые имитировали продолжение ее объема в пространстве. Свойства структурных элементов задавали в библиотеке материалов SolidWorks. Для разбивки моделей на конечные элементы (КЭ) создали сетку и по рекомендациям SolidWorks назначили их рациональные размеры.

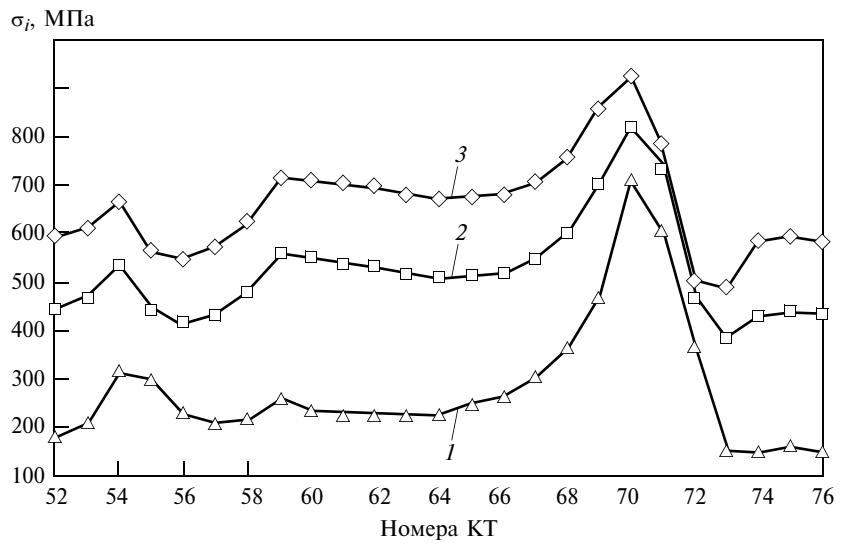
Для оценки температур и напряжений в волоке использовали контрольные точки (КТ) — фиксированные КЭ конструкции (рис. 3, б). Расчетом получали



а)



б)



в)

Рис. 5. Зависимости изменения напряжений в КТ внешнего контура зерен  $Z_1$  (а),  $Z_2$  (б) и  $Z_3$  (в) волоки из керамики системы  $\text{ZrO}_2-\text{MgO}$  от расположения КТ при  $q_1 = q_2 = 600 \text{ МДж/м}^2$ ;  $q_3 = q_4 = 200 \text{ МДж/м}^2$ ; ОМ — медь:  
1 —  $p_1 = p_2 = 0,005 \text{ Н}$ ;  $p_3 = p_4 = 0,01 \text{ Н}$ ; 2 —  $p_1 = p_2 = 0,01 \text{ Н}$ ;  $p_3 = p_4 = 0,02 \text{ Н}$ ;  
3 —  $p_1 = p_2 = 0,02 \text{ Н}$ ;  $p_3 = p_4 = 0,04 \text{ Н}$

значения температур и напряжений  $\sigma_i$  для каждой КТ.

Микроструктурное моделирование деформационных процессов в волоке из спеченных структурно-неоднородных материалов заключается в следующем. Первый этап — исследование влияния сосредоточенных и распределенных силовых нагрузок на НДС структурных элементов волоки. Второй этап — исследование влияния тепловых потоков на деформационные процессы в волоке. Третий этап — исследование одновременного воздействия силовых и тепловых нагрузок на состояние структурных элементов. Данная методика позволяет оценить как раздельное, так и совместное влияние внешних нагрузок на деформационные процессы в волоке.

В исследованиях использовали волоку из керамики системы  $ZrO_2-MgO$ : зерна  $Z_1$ ,  $Z_2$  и  $Z_3$  — из оксида циркония; межзеренная фаза — из оксида магния; ОМ — из меди. Пример графического отображения расчетных напряжений  $\sigma_i$  в волоке из керамики  $ZrO_2$  при воздействии силовых ( $p_1 = p_2 = 0,005$  Н;  $p_3 = p_4 = 0,01$  Н) и тепловых ( $q_1 = q_2 = 600$  МДж/м<sup>2</sup>;  $q_3 = q_4 = 200$  МДж/м<sup>2</sup>) нагрузок показан на рис. 4 (см. обложку). Установлено, что наибольшие напряжения возникают в межзеренной фазе керамики на некотором удалении от поверхности волоки, а напряжения в зернах имеют сложный характер.

Для НДС поверхностного слоя зерен  $Z_1$ ,  $Z_2$  и  $Z_3$  построены схемы влияния расположения КТ (см. рис. 3, б) на напряжения  $\sigma_i$  (рис. 5), анализ которых показал асимметричность напряжений во внешнем контуре КТ. При наименьшей распределенной силе в зерне  $Z_1$  напряжение  $\sigma_i$  изменя-

ется от 447 (КТ 4) до 1095 МПа (КТ 7); в зерне  $Z_2$  — от 250 (КТ 43) до 643 МПа (КТ 29), в зерне  $Z_2$  — от 46 (КТ 73) до 706 МПа (КТ 70).

Перепад напряжений будем оценивать параметром  $K = \sigma_{i \max} / \sigma_{i \min}$ , высокие значения которого для локальных областей поверхности зерен ( $Z_1 - K = 2,44$ ;  $Z_2 - K = 2,57$ ;  $Z_3 - K = 15,34$ ) означают формирование в волоке структурных концентраторов напряжений. Можно предположить, что именно они обуславливают возникновение дефектов в поверхности рабочего канала волоки и определяют механизм их изнашивания.

Таким образом, представив поверхность рабочего канала волоки из неоднородного материала в виде элементарного фрагмента, получили микроструктурную объемную модель для исследования деформационных процессов. Выполнены численные эксперименты, установлено влияние различных факторов на НДС поверхности зерен.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Кузин В. В. Эффективное применение высокоплотной керамики для изготовления режущих и деформирующих инструментов // Новые огнеупоры. 2010. № 12. С. 13—19.
2. Кузин В. В. Методологический подход к повышению работоспособности керамических инструментов // Вестник машиностроения. 2006. № 9. С. 87, 88.
3. Design of ceramic tools with consideration of their stress-strain state under work / V. Kuzin, A. Batako, D. Burton, S. Grigoriev // 10<sup>th</sup> CMCEE International Symposium on Ceramic Materials and Components for Energy and Environmental Applications. 2012. May 20—23. Dresden. P. 55.
4. Влияние силовых нагрузок на напряженно-деформированное состояние режущих пластин из оксид-
- ной керамики / С. Н. Григорьев, В. В. Кузин, Д. Буртон, А. Батако // Вестник машиностроения. 2012. № 1. С. 67—71.
5. Влияние тепловых нагрузок на напряженно-деформированное состояние режущих пластин из керамики на основе оксида алюминия / С. Н. Григорьев, В. В. Кузин, Д. Буртон, А. Батако // Вестник машиностроения. 2012. № 5. С. 68—71.
6. Компьютерное материаловедение химических соединений для прогнозирования их свойств / В. Д. Васильева, И. В. Гермашев, Е. В. Дербишер и др. // Ползуновский альманах. 2007. № 1, 2. С. 34—37.
7. Шермергор Т. Д. Теория упругости микронеоднородных сред. М.: Наука, 1977. 400 с.
8. Ванин Г. А. Микромеханика композиционных материалов. Киев: Наукова думка, 1985. 301 с.
9. Модель эксплуатации волоки при изготовлении проволоки / В. В. Кузин, С. Н. Григорьев, С. Ю. Федоров, В. Н. Ермолин // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 2. С. 24—28.
10. Видельман В. Э., Соколкин Ю. В., Ташкинов А. А. Механика неупругого деформирования и разрушения композиционных материалов / Под ред. Ю. В. Соколкина. М.: Наука, Физматлит, 1997. 288 с.
11. Кузин В. В., Ермолин В. Н. Особенности изнашивания волок из твердого сплава при изготовлении медной проволоки // Всероссийская науч.-образов. конф. "Машиностроение — традиции и инновации — 2011". М.: МГТУ "Станкин", 2011. С. 227—229.
12. Юхвец И. А. Волочильное производство. М.: Металлургия, 1965. 236 с.
13. Wear properties and microstructures of alumina matrix composite ceramics used for drawing dies / Y. Xuefeng, Z. Xiang-bo, W. Hong-yan, W. Hui // 35<sup>th</sup> Ceramics International. 2009. Р. 3495—3502.
14. Кузин В. В. Микроструктурная модель керамической режущей пластины // Вестник машиностроения. 2011. № 5. С. 72—76.

Д. А. КРИНИЦЫН, А. Г. ДЕРЕВЯНЧЕНКО, д-р техн. наук (Одесский национальный политехнический университет, Украина), e-mail: dmitry.krinitsyn@gmail.com

## Формирование признаков состояний зон износа для прогнозирования остаточного ресурса инструмента прецизионной обработки

Получены новые признаки состояний зон изнашивания режущих инструментов для прецизионной обработки по результатам периодического контроля с помощью системы технического зрения, которые отображают такие дефекты режущей части инструмента, как концентрированное изнашивание и локальное выкрашивание.

**Ключевые слова:** режущий инструмент, износ, контур, распознавание, состояние, признак, концентрированный износ, выкрашивание.

The new flags of wear zones of cutting tools for precision machining are obtained based on results of periodic inspections with the help of vision system, which shows such defects on cutting head as concentrated wear and local chipping.

**Keywords:** cutting tool, wear, contour, identification, state, symptom, concentrated wear, chipping.

Современные станки характеризуются высокими скоростями, что обуславливает необходимость автоматизации распознавания состояния режущего инструмента (РИ). Создание интеллектуальных систем для данных целей невозможно без информативных признаков зон изнашивания или разрушений режущей части инструмента (РЧИ).

Результаты исследований различных признаков состояний РИ приведены в работах [1–4]. Формируемые по результатам косвенного контроля РИ признаки не позволяют распознавать такие дефекты инструментов прецизионной обработки (например, резцов для тонкого точения и растачивания), как концентрированное изнашивание, выкрашивание вдоль режущей кромки и пр.

В работах по теории распознавания образов [5–11] отмечается, что качество распознавания состояний объектов в значительной степени определяется правильным выбором признаков. Поэтому для инструментов прецизионной обработки необходимо определить новые признаки износов по результатам периодического контроля с применением системы технического зрения (СТЗ), которую устанавливают в зоне инструментального магазина станка. Они будут исходной информацией для классификаторов форм износов, по которым можно распознавать макродефекты, дефекты и микродефекты РЧИ [4].

На рис. 1 приведена структурная схема модуля интеллектуальной системы распознавания состояний инструментов — классификатора форм (КФ) зон изнашивания и выкрашивания РЧИ.

В состав КФ входят модули, реализующие известные и модифицированные методы сокращения размерности пространства признаков и распознавания образов [2, 5–11]: метод полного перебора (МПП), метод сокращенного перебора (МСП), метод комплексного перебора (МКП) признаков; а также классификаторы, реализующие известные методы распознавания: метод максимального правдоподобия (КММП), комплексный модифицированный (ККМ), классификатор нейросетевой (КНС), классификатор нейросетевой нечеткий (КННС). С их использованием формируются правила, обеспечивающие распознавание формы (РФ) дефектов РЧИ различного уровня и распознавания текстур (РТ) зон дефектов, которые накапливаются в соответствующей базе знаний (БЗ). Результаты периодического распознавания состояний РЧИ передаются в базу данных расширенных динамических образов режущей части (БДРДОРЧ) для дальнейшей обработки.

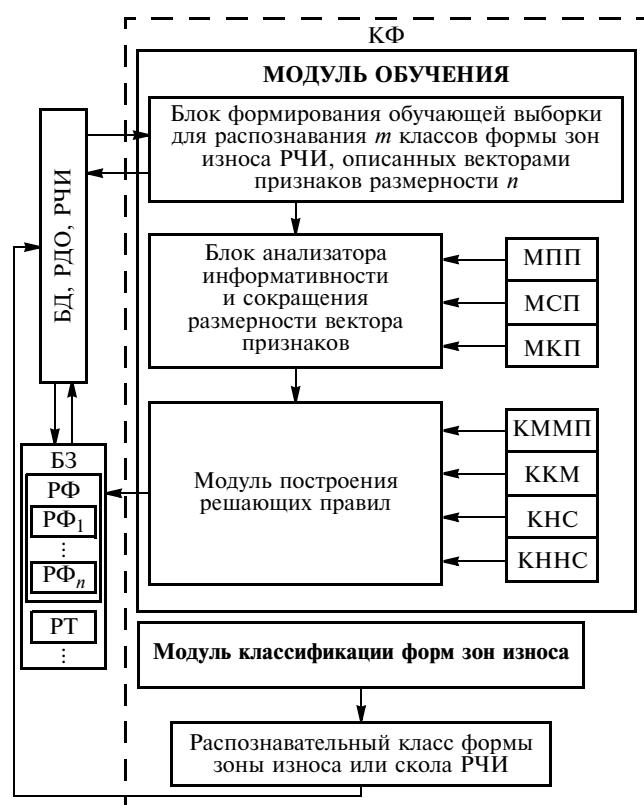


Рис. 1. Структурная схема модуля интеллектуальной системы диагностирования состояний режущей части инструмента

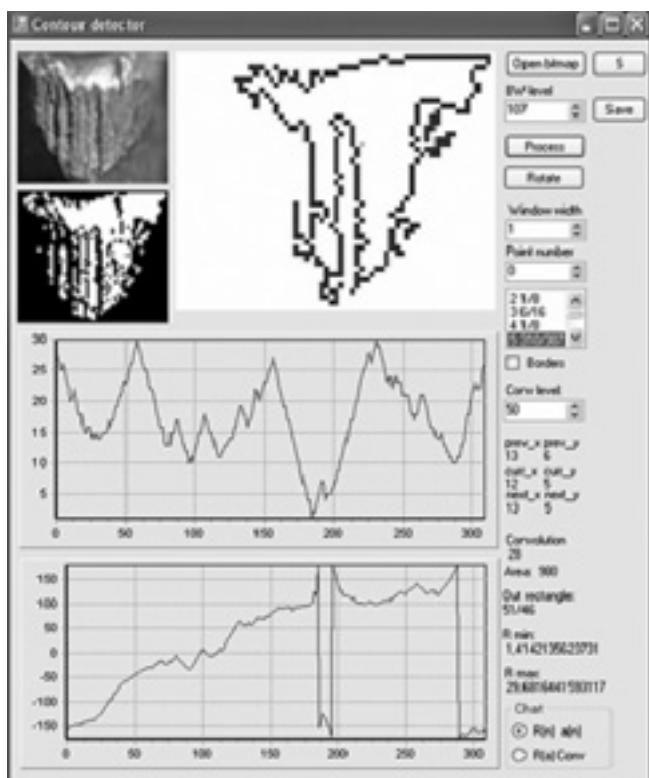


Рис. 2. Рабочая панель для обработки контуров износов и определения новых признаков состояний инструмента

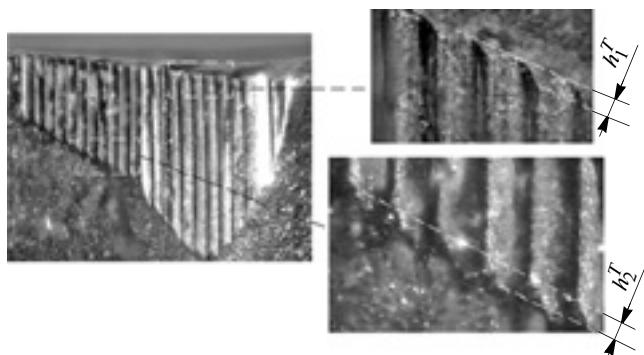


Рис. 3. Изображения локальных нарушений гладкости контура износа задней поверхности резца в результате выхода следов концентрированного износа на режущую кромку (признак  $h_1^T$ ) и границу износа задней поверхности (признак  $h_2^T$ )

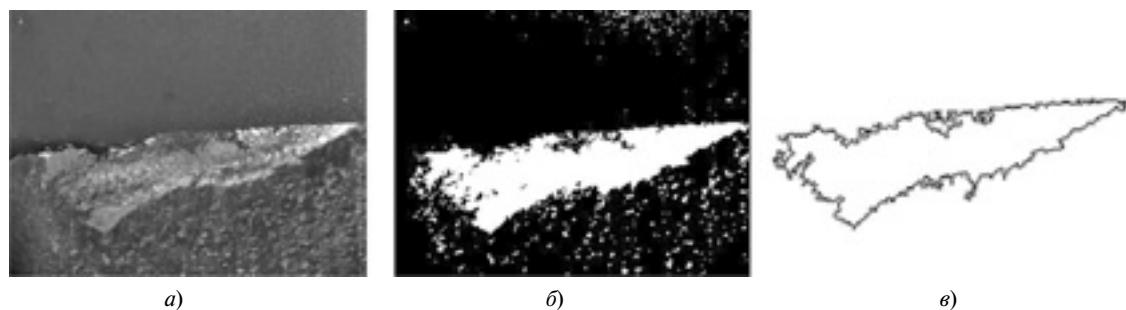


Рис. 4. Исходное (а) и бинарное (б) изображения изношенной задней поверхности резца и контур износа (в)

На рис. 2 представлена рабочая панель для обработки контуров износов и определения новых признаков состояний РИ, в верхней части которой находятся три окна, последовательно отображающие образы износа (в данном случае образы износа задних поверхностей резца для тонкого точения): 1) исходное изображение обобщенного износа задних поверхностей; 2) его бинарное изображение; 3) контур обобщенной зоны износа.

Характерная особенность данного состояния резца — следы концентрированного износа, т. е. канавки, расстояние между которыми определяется продольной подачей. Выход канавок на формообразующий участок режущей кромки резца приводит к копированию канавок на обработанной поверхности, т. е. наступает состояние отказа РИ по качеству обработки. Поэтому важно своевременно выявлять такие дефекты и прогнозировать скорость их распространения по изнашиваемой задней поверхности инструмента. Следовательно, необходим признак, индицирующий наличие концентрированного износа.

В средней части рабочей панели формируется график — нормированное радиус-векторное представление контура распознаваемого изображения режущей части резца в полярных координатах, где по оси ординат откладывается радиус-вектор текущей точки контура, а по оси абсцисс — ее номер.

Нижний график на рис. 2 отображает степень гладкости локальных участков контура. Скачки указывают на наличие дефектов, возникающих в результате различных процессов изнашивания.

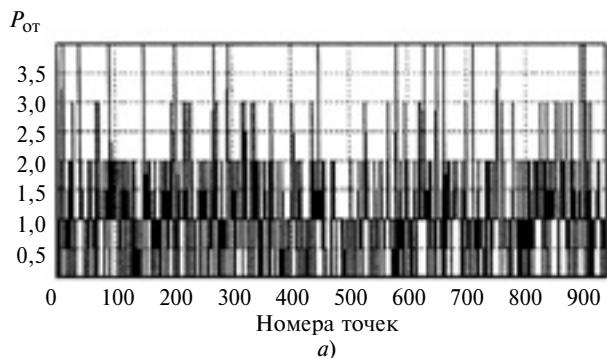
Исследования показали, что появление канавок приводит к периодическим локальным нарушениям участков нижней границы контура (рис. 3). Признаки  $h_1^T$  и  $h_2^T$  — усредненные высоты неровностей контура износа соответственно в области режущей кромки и на нижней границе зоны изнашивания.

На рис. 4 показаны изображения зоны износа задней поверхности резца, где нарушение гладкости контура вызвано микровыкрашиваниями вдоль режущей кромки.

Для выявления рассматриваемых дефектов предлагается следующее. Для каждой точки контура износа строится модель положения относитель-



Рис. 5. Пример анализа окрестностей текущей точки контура износа для оценки гладкости



a)



б)

**Рис. 6. Относительная гладкость (степень гладкости) (а) и интегральная гладкость (аппроксимация) (б) в разных точках контура износа задней поверхности резца**

но соседних точек (рис. 5), анализ которой позволяет перейти к формированию массива  $p$  данных. Каждый элемент массива представляет собой характеристику положения точки контура относительно соседних точек и определяется целочисленным значением от 0 до 4:  $p = [p_1, p_2, \dots, p_k]$ . Однако данная характеристика не является представительной и требует дополнительного преобразования, т. е. сглаживания.

Интегральную шероховатость (сглаженную извилистость) можно получить методом скользящего окна, используя формулу

$$P_{\text{ин}} = \frac{1}{w} \sum_{i=n-w/2}^{n+w/2} p(i),$$

где  $w = 1; 3; 5; \dots$  — ширина скользящего окна;  $n = [w/2, k - w/2]$  — текущая точка контура.

На этой основе строится график интегральной шероховатости контура износа (рис. 6).

По полученным данным можно выделить участки контура с большей или меньшей шероховатостью. Несложно определить координаты границ этих участков и сопоставить их положение с формообразующим участком режущей кромки и ее вершиной, что позволит оценить влияние дефекта на работоспособность инструмента и его ресурс.

Важным показателем состояния РЧИ является объем инструментального материала, изношенного за единицу времени, т. е. скорость изнашивания.

Введем обозначения:  $S_1$  и  $S_2$  — начальная и конечная площади зоны износа задней поверхности для рассматриваемого интервала периода стойкости резца;  $N$  — усредненное радиальное смещение площадки износа задней поверхности;  $dS = (S_1 - S_2)/N$  — приращение площади зоны износа в зависимости от радиального смещения.

Тогда объем изношенного инструментального материала за единицу времени на задней поверхности резца определяется выражением

$$V = \sum_{i=0}^N S_1 + i dS.$$

Таким образом, получены новые признаки состояний зон износа РЧИ для прецизионной обработки: интегральная шероховатость контура износа РИ и высота следа дефекта на контуре, которые отображают такие дефекты РЧИ, как концентрированный износ и локальное выкрашивание режущей кромки. Для повышения достоверности предложено использовать нормированные усредненные высоты неровностей контура износа на режущей кромке и нижней границе зоны износа. В качестве признака динамики изменения состояния РЧИ предлагается объем инструментального материала за торт диагностирования.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Подураев В. Н., Барзов А. А., Горелов В. А. Технологическая диагностика резания методом акустической эмиссии. М.: Машиностроение, 1988. 56 с.
2. Деревянченко А. Г., Павленко В. Д., Андреев А. В. Диагностирование состояний режущих инструментов при прецизионной обработке. Одесса: Астропринт, 1999. 184 с.
3. Сидоров А. С. Мониторинг и прогнозирование износа режущего инструмента в мехатронных станочных системах / Дис. ... канд. техн. наук. Уфа. 2007. 16 с.
4. Деревянченко А. Г., Криницын Д. А. Интеллектуальная система диагностирования отказов и прогнозирования ресурса режущих инструментов. Одесса: Астропринт. 2012. 200 с.
5. Цыпкин Я. З. Адаптация и обучение в автоматических системах. М.: Наука, 1968. 399 с.
6. Вапник В. Н., Червоненкис А. Я. Теория распознавания образов (статистические проблемы обучения). М.: Наука, 1974. 415 с.
7. Анисимов Б. В., Курганов В. Д., Злобин В. К. Распознавание и цифровая обработка изображений. М.: Высшая школа, 1983. 295 с.
8. Горелик А. Л., Скрипкин В. А. Методы распознавания. М.: Высшая школа, 1984. 208 с.
9. Прикладная статистика. Классификация и снижение размерностей / С. А. Айвазян, В. М. Бухштабер, И. С. Енюков, Л. Д. Мешалкин. М.: Финансы и статистика, 1989. 607 с.
10. Ту Дж., Гонсалес Р. Принципы распознавания образов / Пер. с англ. под. ред. Ю. И. Журавлева. М.: Мир, 1978. 411 с.
11. Фукунага К. Введение в статистическую теорию распознавания образов. М.: Наука, 1970. 368 с.

И. Б. КОВШ, д-р физ.-мат. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), В. И. ЮГОВ, д-р техн. наук (ООО "Центр лазерных технологий", г. Владимир), e-mail: yugov\_laser@bk.ru, las@tsr.ru

## Однородная лазерная закалка локальных участков поверхностного слоя изделия

Рассматривается получение однородной по ширине и глубине упрочненной дорожки на поверхности изделия при движении лазерного луча по произвольной траектории. Разработан универсальный лазерный станок для локального поверхностного упрочнения металлических изделий произвольной формы, в том числе нежестких и разнотолщинных.

**Ключевые слова:** поверхностный слой, лазерное упрочнение, произвольная траектория, локальные участки.

The obtaining of uniformly edgeways and in depth hardened path on part surface at laser beam movement along arbitrary definite trajectory is considered. The universal laser machining system for local surface hardening of metallic parts of arbitrary shapes, including non-rigid parts and parts with non-uniform thickness, is developed.

**Keywords:** surface layer, laser quenching, arbitrary definite trajectory, local zones.

Повышение износостойкости поверхностей, а следовательно, и ресурса деталей остается и сейчас актуальным и для производителей техники, и для ее пользователей. В большинстве случаев выход из строя механизмов и машин обусловлен износом трущихся поверхностей сопрягаемых деталей на глубину  $0,3 \div 0,5$  мм. Площадь трения чаще всего составляет небольшую часть от общей поверхности детали, поэтому для повышения ее ресурса достаточно повысить износостойкость только этой части поверхности путем локального упрочнения поверхностного слоя готовой детали. Такой подход минимизирует энергозатраты и расход дорогостоящих материалов. При этом важно, чтобы упрочнение не приводило к деформированию изделия, особенно имеющего сложную форму, разнотолщинность и т. п. Иначе потребуется сложная механическая обработка упрочненной детали для обеспечения заданного размера. Кроме того, упрочненный слой поверхности должен иметь прочную связь с основным металлом в отличие, например, от слоев, полученных напылением и гальваникой. Ни один из традиционных способов повышения ресурса металлоизделий — объемная закалка в печи, общее поверхностное упрочнение с использованием ТВЧ, электродуговая наплавка и др., не удовлетворяет необходимым требованиям [1].

Появление мощных лазеров позволило создать оборудование и технологию для локального упрочнения, которые не имеют недостатков традицион-

ных способов. Фокусировка лазерного луча обеспечивает локальный подвод тепловой энергии к поверхностному слою детали, а возможность управлять интенсивностью излучения и скоростью движения пятна нагрева по поверхности позволяет управлять процессом.

Первые работы по лазерной закалке сталей были выполнены с использованием лазеров, обеспечивающих характерное осесимметричное распределение мощности излучения по сечению луча с максимумом в центре — гауссово распределение для одномодового лазера (рис. 1). При движении такого луча по поверхности металла распределение температуры по ширине дорожки упрочнения оказывается неравномерным, упрочненный слой в поперечном сечении имеет вид сегмента или капли с весьма неоднородным распределением твердости (рис. 2). Поэтому по мере изнашивания площадь упрочненной зоны быстро уменьшается, а интенсивность изнашивания возрастает.

Нанесение нескольких параллельных неперекрывающихся дорожек упрочнения не меняет кар-

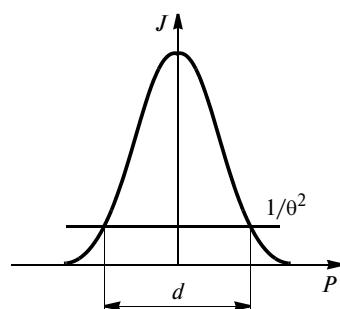


Рис. 1. Типичное распределение интенсивности излучения в круглом выходном луче мощного технологического лазера

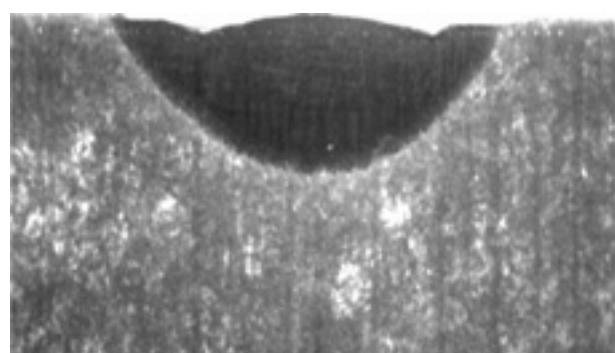


Рис. 2. Структура дорожки упрочнения, полученная за один проход сфокусированного лазерного луча

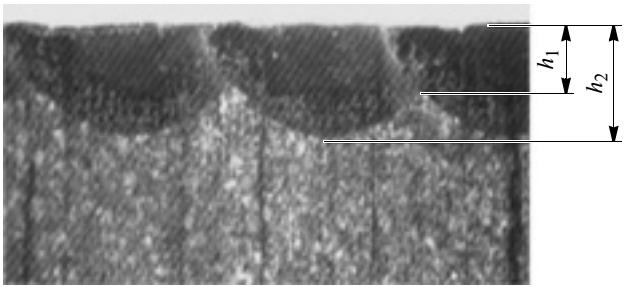


Рис. 3. Структура зоны упрочнения, полученная при многократных проходах лазерного луча с частичным перекрытием соседних дорожек

тину изнашивания каждой из дорожек. При сплошном упрочнении больших (по сравнению с диаметром фокального пятна) поверхностей обработку ведут последовательным наложением нескольких дорожек (рис. 3). Для получения однородного по толщине упрочненного слоя надо увеличивать перекрытие дорожек упрочнения, т. е. число проходов луча по той же площади. Это приводит к увеличению трудоемкости обработки, т. е. снижению ее производительности и, соответственно, повышению стоимости. При этом упрочнение остается неоднородным, так как вдоль границы зоны перекрытия соседних дорожек происходит отпуск закаленного металла.

Применение квадратного или прямоугольного пятна нагрева с расширенным центральным максимумом распределения интенсивности излучения по сечению принципиально не меняет результаты упрочнения как за один проход, так и сканирующим лучом (с перекрытием дорожек).

Для того чтобы глубина упрочнения и твердость были максимально равномерными по ширине дорожки, необходимо обеспечить максимально однородное распределение температуры по всей ширине [2]. Так как скорость теплоотвода с краев дорожки выше, чем из центральной ее части (если ширина дорожки много меньше ширины детали), то края следует нагревать интенсивнее, чем середину. Для этого необходимо обеспечить неравномерное распределение интенсивности лазерного излучения в пятне его действия.

В работе [3] предложено использовать именно такую схему для лазерного поверхностного термоупрочнения. Эксперименты [4], в которых необходимое распределение интенсивности излучения CO<sub>2</sub>-лазера обеспечивалось с помощью дифракционных отражателей, фокусирующих лазерное излучение, полностью подтвердили правильность данного подхода. Площадь поверхности образцов из стали 45, упрочняемая за единицу времени полосковым пучком с максимальной интенсивностью на торцах полоски при достаточной для практики глубине упрочненного слоя в 0,5÷0,7 мм, была в 4 раза

больше, чем при обработке круглым гауссовым пучком такой же общей мощности ( $\approx 3$  кВт), а однородность упрочнения по глубине выше в 6÷10 раз. Однако предложенная схема [3, 4] не нашла дальнейшего применения ввиду больших затрат и сложности формирования требуемого распределения интенсивности излучения в фокальном пятне определенного размера с помощью дифракционных отражателей.

Не получила заметного распространения и такая схема упрочнения, как сканирование обрабатываемой дорожки поперечным лучом, которая применима для упрочнения по прямым линиям, но не подходит для обработки по сложным траекториям, особенно с переменным радиусом кривизны (представляющих наибольший практический интерес), так как термические циклы на противоположных сторонах дорожки упрочнения и, следовательно, структуры зон нагрева существенно отличаются. Соответственно, будет значительно отличаться и упрочнение этих зон. Схема лазерного упрочнения поверхности сканированием лучом приведена на рис. 4.

Несмотря на очевидные достоинства лазерное локальное упрочнение поверхностного слоя металлических изделий в течение длительного времени проводилось лабораторно, в лучшем случае — опытно-промышленным способом, не имевшим широкого применения. Для реализации технико-экономического потенциала данного метода упрочнения необходимо создать лазерные станки, которые обеспечивали бы оптимальное распределение интенсивности излучения в пятне нагрева поверхности лучом мощного лазера и его сохранение при движении пятна по любой траектории вдоль упрочняемой поверхности. Долгое время не удавалось обеспечить управление таким лучом.

Появление многоканальных (многолучевых) лазеров, в которых мощный выходной луч формируется большим числом лучей малого диаметра и относительно малой мощности, позволило решить эту задачу.

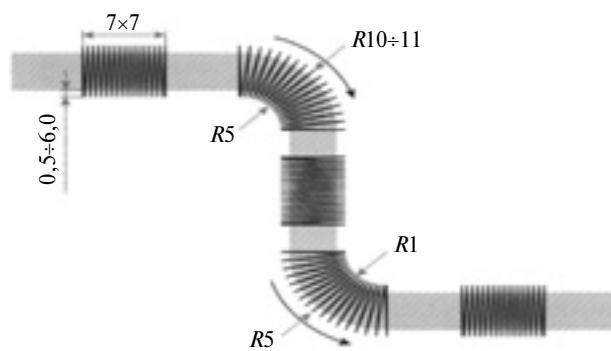


Рис. 4. Упрочнение поверхности при поперечном сканировании лазерным лучом

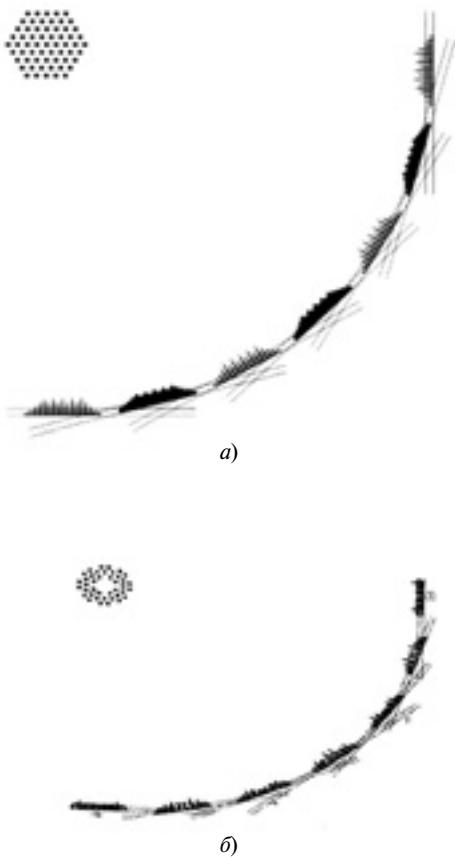


Рис. 5. Компоновки разрядных трубок и поперечные распределения интенсивности излучения, соответствующие разным направлениям движения луча, в лазерах МКТЛ-2 (а) и МКТЛ-3 (б)

Первые отечественные лазеры этого типа — МКТЛ-2, имели однородное заполнение шестигранной рабочей зоны пучком газоразрядных CO<sub>2</sub>-лазеров, помещенным в общий резонатор. При мощности лазера  $\approx 2$  кВт имело место равномерное распределение интенсивности излучения по сечению, близкое к П-образному, но при разных направлениях перемещения пятна по обрабатываемой поверхности распределение мощности нагрева по перек дорожки упрочнения оказывалось разным (рис. 5, а), хотя и более применимым для однородного упрочнения, чем, например, упрочнение гауссовым лучом.

В результате исследований был найден вариант компоновки разрядных трубок, обеспечивающий наиболее однородный нагрев дорожки упрочнения практически при отсутствии зависимости нагрева от направления движения пятна (рис. 5, б). На основе CO<sub>2</sub>-лазера с такой компоновкой разрядных трубок создан специализированный лазерный станок для локального упрочнения поверхностного слоя металлических изделий. Макроструктура сечения дорожки упрочнения, нанесенной таким лазером (рис. 6), значительно отличается от структуры, полученной при упрочнении гауссовым лучом той же мощности (см. рис. 2).

Совершенствование компоновки трубок и повышение суммарной мощности излучения позволило обеспечить предложенное в работе [3] оптимизированное распределение интенсивности излучения в сечении луча (рис. 7) и повысить однородность упрочнения при любых траекториях луча. Приведем примеры применения лазерного упрочнения:

Закалка кромки спирального паза подвижного упора (рис. 8, а, см. обложку) из сталей 40Х и 45 к пусковой предохранительной муфте МПП-2. Производители узла отказались от объемной закалки, наплавки и упрочнения ТВЧ из-за значительных деформаций детали после упрочнения. Лазерная обработка оптимизированным лучом обеспечила твердость кромки 59÷62 HRC без изменения размеров детали и шероховатости поверхности.

Закалка основания компрессорной лопатки (рис. 8, б, см. обложку) из титанового сплава позволила получить глубину упрочнения 30÷60 мкм и твердость не менее 50 HRC. Лазерная обработка оптимизированным лучом обеспечила твердость 54 HRC и глубину упрочнения заданной зоны 40÷44 мкм.

Лазерное термоупрочнение стального кольца Ø1152 мм без оплавления поверхностного слоя обеспечило твердость 59÷61 HRC по всей окружности на глубину 0,9 мм. Упрочнение этой нежесткой детали было осуществлено без деформации, при сохранении шероховатости поверхности и размеров.

Износостойкость кромок чугунных полуформ (рис. 8, в, см. обложку) для литья стеклотары традиционно повышают дорогостоящей и трудоемкой наплавкой, при которой формообразующие поверхности остаются неупрочненными. Лазерная технология позволяет за 15 мин упрочнить и кромки, и формообразующие поверхности полуформ из разных чугунов на глубину 0,8÷1,0 мм до твердости 50 HRC.



Рис. 6. Структура дорожки упрочнения, полученная сфокусированным лучом лазера МКТЛ-3

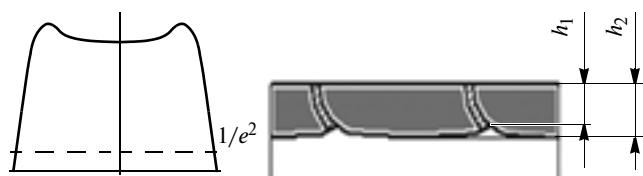


Рис. 7. Оптимизированное распределение интенсивности излучения в сфокусированном луче многотрубчатого CO<sub>2</sub>-лазера

Лазерное термоупрочнение зубьев стального зубчатого колеса (рис. 8, г, см. обложку) позволяет повысить твердость до 61 HRC только их рабочих поверхностей на глубину 1÷1,2 мм, при этом середины зубьев не упрочняются. В отличие от традиционной закалки ТВЧ при таком упрочнении исключается перегрев колес, который может привести к сколам, деформации и изменению размеров.

При упрочнении наружной и внутренней поверхности стыкового фланца крупногабаритного стального ротора (рис. 8, д, см. обложку) ( $\varnothing 600$  мм, длина 2088 мм, масса 2500 кг), составляющих небольшую часть поверхности изделия, недопустима деформация. Упрочнение оптимизированным лазерным лучом обеспечило твердость наружной поверхности 55÷59 HRC и внутренней 40÷45 HRC (при этом луч попадает на поверхность под углом).

Практика показала, что разработанную технологию можно эффективно использовать во всех отраслях промышленности, на транспорте, в ремонтно-восстановительных службах. Применение оптимизированного лазерного луча для однородного нагрева с распределением интенсивности, которая сохраняется при любом направлении движения луча, позволяет автоматизировать процесс обработки.

УДК 669.295

А. И. ХОРЕВ, д-р техн. наук (ФГУП "ВИАМ"), e-mail: tokage@rambler.ru

## Комплексно-легированный титановый сплав ВТ43 нового поколения

На основе комплексного легирования, термической и термомеханической обработок разработан высокопрочный титановый сплав ВТ43 для монолитных, сварных и паяных конструкций. Приведены его механические свойства и эксплуатационные показатели.

**Ключевые слова:** высокопрочный титановый сплав, комплексное легирование, эксплуатационные показатели.

The "BT43" high-strength titanium alloy is developed based on complex alloying, heat and thermomechanical treatments for monolithic, welded and soldered structures. Its mechanical properties and service characteristics are presented.

**Keywords:** high-strength titanium alloy, complex alloying, operating characteristics.

Основные требования, предъявляемые к изделиям авиационной, ракетной и космической техники нового поколения, — высокие прочность, ресурс и надежность их конструкций, которые может обеспечить новый комплексно-легированный свариваемый высокопрочный восьмикомпонентный ( $\alpha + \beta$ )-титановый сплав ВТ43 универсального применения.

На основе многолучевых СО<sub>2</sub>-лазеров мощностью 1,8 и 3 кВт разработан и выпускается НПО "Техника" (г. Владимир) ряд комплексов с разными размерами зон обработки.

Данная технология позволяет использовать лазеры других типов, например, диодные или волоконные.

Авторы статьи выражают благодарность А. Ф. Пылькину, В. Н. Черноусу, А. Д. Власенкову и их сотрудникам за содействие в реализации проекта автоматизированного комплекса для упрочнения.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Методы и средства упрочнения поверхностей деталей машины концентрированными потоками энергии / А. П. Семенов, И. М. Петрова и др. М.: Наука, 1992. 404 с.
2. Григорьянц А. Г., Шиганов И. Н., Мисюров А. И. Технологические процессы лазерной обработки. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2006. 664 с.
3. А. с. 1680781 СССР. Способ поверхностной лучевой термообработки.
4. Поверхностная закалка сталей полосковым лучом мощного СО<sub>2</sub>-лазера / П. Е. Дубовский, И. Б. Ковш, М. С. Стрекалова, И. Н. Сисакян // Квантовая электроника. 1994. Т. 21. № 12. С. 1183—1185.

Разработаны усовершенствованные технологии изготовления полуфабрикатов, в том числе крупногабаритных поковок толщиной до 400 мм, монолитных, сварных и паяных конструкций, а также режимы термической обработки сплава с получением прочности от 1100 до 2100 МПа. Сплав ВТ43 обеспечивает высокую весовую эффективность конструкций благодаря высокой удельной прочности ( $\sigma_b/\gamma$ ). Рациональное легирование позволяет снизить стоимость сплава. Применение новых процессов термомеханической обработки (ТМО, ВТМО, ПТМО) сплава ВТ43 позволило в 2—3 раза снизить энергозатраты. Снижены трудоемкость механической обработки сплава ВТ43 по сравнению с  $\beta$ -сплавами ВТ22 и Ti—10V—2Fe—3Al (США) и расход режущего инструмента. Сравнительные характеристики титановых сплавов приведены в табл. 1.

Сплав ВТ43, созданный на основе комплексного легирования, имеет повышенные и равные прочности  $\alpha$ - и  $\beta$ -твердых растворов. Легирование  $\beta$ -стабилизирующими элементами противоположного распределения обеспечивает их постоянное суммарное количество в разных зонах дендритов. Сплав ВТ43 легируется также изоморфными и эв-

тектоидообразующими элементами в соотношении от 2:1 до 1:1 в эквивалентных молибдену величинах.

Сплав BT43 — ( $\alpha + \beta$ )-сплав мартенситного типа системы Ti—Al—Mo—V—Nb—Cr—Fe—Zr. При использовании титановой губки невысокой прочности сплав целесообразнее дополнительно легировать медью — до 0,4 %, а не кислородом. Легирование сплава комплексом  $\alpha$ -стабилизирующих (Al),  $\beta$ -стабилизирующих (Mo, V, Nb, Cr, Fe) и нейтрального (Zr) элементов обеспечивает эффективное упрочнение  $\alpha$ - и  $\beta$ -твердых растворов при равной прочности  $\alpha$ - и  $\beta$ -фаз и одинаковом нагружении. Это — важное достижение комплексного легирования. Легирование  $\beta$ -стабилизирующим элементом Nb в пределах растворимости его в  $\alpha$ -фазе способствует большему ее упрочнению, чем  $\beta$ -фазы.

При дендритной ликвации легирующие элементы Mo и Nb с коэффициентом распределения больше единицы концентрируются в основном в областях, примыкающих к осям дендритов, элементы Cr и Fe с коэффициентом распределения меньше единицы — в межосных объемах, а элементы Al, V и Zr распределяются практически равномерно. Суммарные количества  $\beta$ -стабилизирующих элементов в сплаве BT43, выраженные в эквивалентных молибдену величинах, в осях и межосных объемах дендритов структуры слитка, металла шва и наследственно в деформированном металле полуфабрикатов равны. Это также важнейший фактор комплексного легирования. Легирование Nb с коэффициентом распределения больше единицы обеспечивает сплаву BT43 по сравнению со сплавами BT23 и BT23M большую однородность распределения суммарного количества  $\beta$ -стабилизаторов в разных зонах, а следовательно, постоянную температуру полиморфного превращения и стабильность механических свойств. Цирконий модифицирует структуру и снижает концентрацию кислорода на границах зерен (раскисляет приграничные объемы сплава), а также эффективно упрочняет  $\alpha$ - и  $\beta$ -твердые растворы.

Следует отметить, что при производстве полуфабрикатов и изделий сплав BT43 не охрупчивает-

ся (нет резкого уменьшения пластичности). Это связано с тем, что при охлаждении в воде и на воздухе фиксируется пластичная мартенситная  $\alpha''$ -фаза. В отечественных и зарубежных сплавах, в которых фиксируются  $\alpha'$ - или  $\omega$ -фазы, наблюдается резкое снижение пластичности вплоть до хрупкого состояния при образовании  $\omega$ -фазы в  $\beta$ -сплавах.

Введение в сплав BT43 дополнительных легирующих элементов, повышающих его прочность и жаростойкость, обеспечивает служебные характеристики, значительно превосходящие характеристики лучших отечественных и зарубежных титановых сплавов аналогичного применения.

Сплав BT43 можно применять в отожженном и термически упрочненном состоянии. Термической и термомеханической обработками можно получить высокую и сверхвысокую прочность:

$\sigma_b \geq 1100$  МПа — в отожженном состоянии и после BTMO (горячедеформированное состояние + старение) при размерах поперечного сечения до 150 мм;

$\sigma_b \geq 1200 \div 1300$  МПа — после закалки на воздухе или в воде (после черновой механической обработки) и последующего старения;

$\sigma_b \geq 1500$  МПа — после закалки в воде и низкотемпературного старения, обеспечивающих многофазное упрочнение в небольших поперечных сечениях при кратковременной эксплуатации;

можно получить прочность  $\sigma_b \geq 2100$  МПа.

Сплав BT43 рекомендуется для изготовления гидроаккумуляторов, силовых конструкций самолетов, космических аппаратов и ракет, а также ряда перспективных изделий. Сплав предназначен для работы при температурах от  $-196$  до  $500$  °C. В табл. 2 приведены механические свойства сплава BT43 при разных температурах.

Сплав BT43 имеет высокие механические свойства и экономические характеристики, особенно по сравнению с  $\beta$ -сплавами. Так, удельная прочность сварных соединений из ( $\alpha + \beta$ )-сплава BT43 выше, чем из ( $\alpha + \beta$ )-сплава BT23 на 16,6 %, чем из  $\beta$ -сплава BT22 — на 20,5 %, чем из  $\beta$ -сплава Ti—10V—2Fe—3Al (США) — на 25 %. Стоимость шихты

Сравнительные характеристики титановых сплавов

Таблица 1

Сплав	$\sigma_b$ о.м., МПа	$\sigma_b$ св.с., МПа	$\sigma_b$ св.с./ $\sigma_b$ о.м.	$\gamma$ , кг/м <sup>3</sup>	Удельная прочность $\sigma_b$ св.с./ $\gamma$ , км	Превосходство BT43 по $\sigma_b$ св.с./ $\gamma$ , %
BT43	1200	1150	0,95	4544	25,3	—
BT22	1080	972	0,90	4620	21,0	20,5
BT23	1100	990	0,90	4570	21,7	16,6
Ti—10V—2Fe—3Al (США)	1150	940	0,82	4650	20,2	25,0

Примечание. Нижние индексы у параметра  $\sigma_b$  означают: о.м — основной металл, св. с — сварное соединение.

Механические свойства сплава ВТ43 при разных температурах

Параметр	20 °C	300 °C	400 °C	500 °C	-70 °C
Модуль упругости при растяжении, ГПа	113÷117	—	—	—	—
Предел пропорциональности, МПа	1120÷1210	609÷614	557÷570	542÷550	1374÷1380
Предел текучести, МПа	1170÷1270	925÷934	855÷864	748÷760	1424÷1429
Предел прочности, МПа	1210÷1310	1015÷1048	1012÷1025	875÷892	1480÷1500
Относительное удлинение, %	12,0÷13,5	9,4÷10,5	9,6÷10,8	16,6÷17,5	4,5÷6,3
Относительное сужение, %	21,0÷33,0	17,0÷18,2	24,2÷27,6	58,4÷60,4	10,5÷13,6

сплава ВТ43 меньше стоимости шихты сплава ВТ22 на 20 % и сплава Ti—10V—2Fe—3Al — на 30 %. Расход электроэнергии при термообработке сплава ВТ43 меньше, чем сплава ВТ23 на 20 %, чем сплава ВТ22 — на 60 % и в 2 раза меньше, чем сплава Ti—10V—2Fe—3Al. Трудоемкость обработки сплава ВТ43 давлением по сравнению со сплавами ВТ22 и Ti—10V—2Fe—3Al меньше на 20 и 30 % соответственно, а обработки резанием — на 25 и 35 % соответственно. Комплексно-легированный сплав ВТ43 имеет следующий химический состав, мас. %: 4÷6,3 Al; 1,5÷2,5 Mo; 4÷5 V; 0,8÷1,2 Cr; 0,8÷1,5 Nb; 0,8÷1,5 Zr, 0,4÷0,8 Fe; 0,001÷0,4 Cu. Содержание примесей, мас. %: C ≤ 0,10; Si ≤ 0,15; O ≤ 0,15; N ≤ 0,05; H ≤ 0,015. Суммарное количество примесей должно быть  $\Sigma_{\text{пр}} \leq 0,3$ .

Сплав ВТ43 обеспечивает требуемую прочность и основного металла, и сварных соединений при сохранении высоких пластичности и трещиностойкости. Из сплава можно изготавливать как монолитные, так и сварные и паяные силовые детали и узлы для таких перспективных самолетов, как МС-21, а также марок Ту, Су, Бе, Як и др., космических аппаратов и ракет. Приведем эксплуатационные характеристики сплава ВТ43 при температуре 20 °C: удельная работа разрушения образца с трещиной при ударном изгибе  $KCT = 0,21 \div 0,24 \text{ МДж}/\text{м}^2$ ; ударная вязкость  $KCU = 0,37 \div 40 \text{ МДж}/\text{м}^2$ ; критический коэффициент интенсивности напряжений в условиях плоской деформации  $K_{Ic} \geq 120$  для основного металла и  $K_{Ic} = 73 \div 79$  для сварного соединения; статическая чувствительность к надрезу при  $K_t = 2,6 - \sigma_B^H / \sigma_B^{GL} = 1,33 \div 1,35$ ; малоцикловая усталость образцов с надрезом при  $10^5$  циклах нагружения и  $K_t = 2,2 - \sigma_{\max} = 500 \text{ МПа}$ ; скорость развития усталостной трещины при  $\Delta K = 31 - dI/dN = 0,85 \text{ мм}/10^3 \text{ циклов}$ .

Применение ( $\alpha + \beta$ )-сплава ВТ43 в конструкциях авиационной техники позволяет: на 40÷50 % повысить коэффициент использования материала благодаря применению полуфабрикатов и сварки; в 2 раза снизить трудоемкость изготовления изде-

лий, так как сплав лучше обрабатывается, чем отечественные и зарубежные  $\beta$ -сплавы, и не налипает на резец. Кроме того, сплав имеет большую прочность и меньшую плотность по сравнению с отечественными и зарубежными  $\beta$ -сплавами, что позволяет на 15÷20 % повысить весовую эффективность конструкций и, следовательно, полезную нагрузку самолетов, ракет и космических аппаратов, т. е. обеспечить их высокую конкурентоспособность [1—11].

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

- Хорев А. И. Комплексное легирование и термомеханическая обработка титановых сплавов. М.: Машиностроение, 1979. 228 с.
- Хорев А. И. Современные методы повышения конструкционной прочности титановых сплавов. М.: Воениздат, 1979. 256 с.
- Хорев А. И. Опыт применения титановых сплавов в народном хозяйстве. М.: ЦНИИТЭМС, 1977. 37 с.
- Металловедение титана и его сплавов / С. П. Белов, А. И. Хорев, М. А. Хорев и др. М.: Металлургия, 1992. 352 с.
- Хорев А. И. Результаты фундаментальных и прикладных работ по титановым сплавам и перспективы их развития // Вестник машиностроения. 2012. № 5. С. 47—49.
- Хорев М. А., Хорев А. И. Титановые сплавы, их применение и перспективы развития // Материаловедение. 2005. № 7. С. 25—34.
- Хорев А. И. Титан — это авиація больших скоростей и космонавтика // Технология легких сплавов. 2002. № 4. С. 92—97.
- Хорев А. И. Механические свойства сварных соединений ( $\alpha + \beta$ )- и  $\beta$ -титановых сплавов // Цветные металлы. 2006. № 1. С. 77—83.
- Хорев А. И. Титановый сплав ВТ23 и его сравнение с лучшими зарубежными сплавами // Титан. 2006. № 1 (18). С. 47—52.
- Хорев М. А. Структурно-фазовое состояние и надежность сварных соединений титановых сплавов. М.: НПО ВИАМ, 1991. 107 с.
- Хорев А. И. Создание титанового  $\beta$ -сплава ВТ19 на основе комплексного легирования // Вестник машиностроения. 2012. № 7. С. 69—71.

**Цикл статей**  
**"Проблемы теории механической обработки"**

УДК 621.9.04.001.24

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: mt13@bmstu.ru

**Теоретическое обеспечение технологической механики.**  
**9. Степень деформации и накопленная деформация.**  
**Часть 1.\***

*Любая, даже самая сложная проблема обязательно имеет простое, легкое для понимания, неправильное решение.*

*Генри Менкен*

*Испытание на разрыв легко и быстро осуществить, но оно не дает все-объемлющей информации, поскольку остается неизвестным происходящий процесс. Деформирование металлов является более сложным процессом, чем ход карманных часов, и надеяться получить информацию о его механизме на основании двух или трех измерений, проведенных в процессе испытаний, так же оптимистично, как попытаться изучить ход карманных часов, определяя их прочность на сжатие.*

*Егон Орован*

Рассмотрены проблемы определения деформированного состояния заготовки и учета упрочнения методами прикладной теории пластичности. Изложены новые решения задач определения деформированного состояния заготовки в процессах осадки и вдавливания в полупространство.

**Ключевые слова:** деформированное состояние, степень деформации, накопленная деформация, упрочнение, осадка, вдавливание.

The problems of definition of workpiece strain state and accounting of strengthening by methods of applied theory of plasticity are considered. New solutions of problems of definition of workpiece strain state at shortening and indentation into half-space processes are presented.

**Keywords:** strain state, deformation ratio, cumulative deformation, strengthening, shortening, indentation.

В предыдущих статьях цикла были рассмотрены задачи идеальной пластичности, т. е. возможное упрочнение деформируемого материала не учитывалось. Кроме того, поскольку для решения применялись уравнения теории пластического течения, включающие скорости деформаций, то не рассматривалась величина самих деформаций, получаемых материалом в результате его пластической обработки. Между тем знать величину полученных деформаций важно не только для оценки упрочнения, но

и для прогнозирования возможности разрушения заготовки в процессе формоизменения. Это дает возможность технологу уже на стадии разработки технологического процесса обоснованно выбрать необходимое число переходов и число промежуточных отжигов, которые проводятся для снятия деформационного упрочнения и уменьшения хрупкости (т. е. для восстановления пластичности).

Математический аппарат для решения задач теории пластического течения тел, обладающих свойствами деформационного упрочнения, наиболее сложен. В этом случае к полной системе из 17 уравнений, приведенной в работе [1], необходимо добавить еще два уравнения:

$$\frac{\partial e_i}{\partial t} + v_x \frac{\partial e_i}{\partial x} + v_y \frac{\partial e_i}{\partial y} + v_z \frac{\partial e_i}{\partial z} = \xi_i, \quad (1)$$

$$\sigma_i = \Phi(e_i), \quad (2)$$

где  $e_i$  — накопленная деформация (степень деформации) в рассматриваемой точке тела;  $\Phi(e_i)$  — функция зависимости напряжения  $\sigma_i$  текучести конкретного материала (напомним, что  $\sigma_i = \sigma_s$ ) от накопленной деформации, считающаяся вполне определенной из опытов на простое растяжение или сжатие. Подробное пояснение уравнения (1) будет дано далее.

Таким образом, полная система уравнений теории пластического течения упрочняющихся тел включает в себя 19 уравнений, которые содержат 19 неизвестных (новые неизвестные —  $e_i$  и  $\sigma_i$ ).

\* Продолжение цикла. Начало — см. "Вестник машиностроения" № 1–12 за 2013 г., № 1, 2 за 2014 г., продолжение — № 4 за 2014 г.

В предыдущих статьях цикла показано, что даже без учета упрочнения и с принятием дополнительных упрощений при решении конкретных задач плоской или осесимметричной деформации аналитические решения задач механики деформируемого твердого тела представляют очень большую сложность.

В работе [2, с. 88] справедливо замечено, что "в самом общем виде задача пластического течения даже в тех случаях, когда практически допустимо считать вещество идеально пластичным или идеально вязким, математически настолько сложна, что даже в классической теории пластичности до сих пор не удалось установить какие-либо общие методы ее решения".

Конечно, те, кто для расчетов используют компьютер и метод конечных элементов (МКЭ), могут считать, что способны легко учесть и упрочнение, и что-то еще, однако восхищение вызывает вовсе не их умение пользоваться компьютером, а современные возможности компьютера, позволяющие получить конкретный численный результат, который, правда, далеко не всегда соответствует экспериментальным данным. И поскольку данный цикл статей посвящен истинному развитию теории, определяемому полученными аналитическими решениями, выявляющими существующие физические законы, а не использованию вычислительной техники для выполнения частных расчетов, то перейдем к рассмотрению подходов, позволяющих теоретические задачи, учитывающие упрочнение, делать решаемыми с достаточной для практики точностью.

Согласно первому подходу, реализованному в теории пластичности В. В. Соколовским, вместо уравнений теории пластического течения, используемых для решения задачи идеальной пластичности [3, с. 467—471], при решении той же задачи с учетом упрочнения следует использовать уравнения деформационной теории (теории малых пластических деформаций) [3, с. 471—478], дополненные наиболее простым и удобным для решения степенным условием пластичности:

$$\sigma_i = k \varepsilon_i^n, \quad (3)$$

где  $k$  и  $n$  — постоянные материала;  $\varepsilon_i$  — интенсивность малых деформаций.

Используя такой подход, В. В. Соколовский свел к численному решению плоскую и осесимметричную задачи течения упрочняющегося материала в клиновой и конический каналы.

Однако такой подход имеет пять существенных недостатков: 1) трудно реализуем математически для большинства практических задач обработки давлением; 2) не позволяет получить окончательные расчетные формулы, удобные для практичес-

кого применения; 3) неправомерное использование уравнения малых деформаций для описания больших (конечных) деформаций; 4) некорректность связи упрочнения, т. е. увеличения напряжения текучести не с накопленной деформацией  $e_i$ , а с интенсивностью  $\varepsilon_i$  малых деформаций; 5) использование степенного условия (3), грубо искажающего реальные зависимости, описываемые экспериментальными кривыми упрочнения [4, с. 101].

Второй возможный подход к учету упрочнения сохраняет преимущества теории пластического течения, существенную разницу между которой и деформационной теорией применительно к конечным деформациям хорошо охарактеризовал В. Прагер:

1. "В рассмотренных до сих пор приложениях деформационной теории пластичности пластические деформации считались малыми. Таким образом, например, условия равновесия могли составляться для недеформированной системы. Однако, когда хотят исследовать такие технические процессы формоизменения, как, например, прессование или прокатка, то это ограничение, очевидно, не должно иметь места.

В то время как в деформационной теории пластичности учет конечных деформаций значительно усложняет математический аппарат, исследование подобных деформаций в теории течения идеально пластического материала не составляет больших трудностей по сравнению с теорией вязкой жидкости, где даже самые простейшие задачи, например пуазейлевское течение в круглой трубе, включают конечные пластические деформации. Это замечательное различие основано на том, что в деформационной теории пластичности напряжения связаны с деформациями, тогда как в теории течения идеально пластического материала и в теории вязкой жидкости напряжения связаны со скоростями деформаций. Для того чтобы определить деформацию тела, нужно сравнить мгновенное его очертание с возможно дальше отстоящим от него по времени прежним его очертанием; с другой стороны, для определения скорости деформации нужно сравнить мгновенное очертание с другими, бесконечно близкими к нему. Таким образом, конечность деформации совершенно не проявляется в дифференциальных уравнениях течения идеально пластического материала или вязкой жидкости, тогда как на деформационные дифференциальные уравнения тела она оказывает значительное влияние" [5, с. 97].

2. "Допущение о бесконечно малых деформациях должно быть отброшено при рассмотрении технологических процессов формовки, таких, как прокатка или продавливание. Так как даже в теории упругости вопрос о конечных деформациях связан с преодолением значительных математических трудностей, то очевидно, что теория конечных уп-

ругопластических деформаций не окажется полезной для рассмотрения этих процессов формовки.

Подобно ньютоновской вязкой жидкости, жесткое идеально пластическое тело характеризуется законом напряжений — деформаций, который связывает напряжения со скоростями деформации и не содержит деформаций. Поэтому рассмотрение конечных деформаций в жестком идеально пластическом теле не встретит математических затруднений, больших, чем в теории вязкой жидкости, где даже простейшие элементарные задачи, как, например, течение Пуазейля через трубу круглого сечения, связаны с конечными деформациями. В связи с этим большинство работ по большим пластическим деформациям основано на модели жесткого идеально пластического тела" [6, с. 364, 365].

Выдержки из работ выдающегося ученого-механика свидетельствуют, что для полезного учета упрочнения целесообразно сохранить преимущества как теории пластического течения, так и модели идеального жестко-пластического тела. Для этого при теоретическом исследовании деформации упрочняющегося материала полагают, что материал идеально пластичен, но при этом используют усредненное по объему пластической области значение напряжения  $\sigma_s$  текучести, которое определяется путем отдельного исследования накопленных деформаций. Как пишет по этому поводу Р. Хилл, "обычная практика состоит в решении задачи о произвольно выбранной средней величине предела текучести. Предположение о том, что упрочнение отсутствует, не уменьшает практического значения теории настолько, как это можно предположить. Как показывает опыт, для многих технологических формирующих процессов (прокатка, волочение, ковка) допущение о жестко-пластическом материале не ведет к каким-либо значительным ошибкам" [7, с. 56, 155, 156].

Необходимость введения соответствующих математических упрощений хорошо понимали и другие крупнейшие ученые-механики. Приведем некоторые высказывания по этому вопросу:

В. Прагер: "Попытка учесть различные механические свойства пластических твердых тел в одной математической модели, вероятно, не приведет к успеху, но даже если такая модель будет построена, она окажется чересчур сложной, чтобы служить основой для исследования технологических задач. Необходимость математических упрощений зачастую требует далеко идущей идеализации в математическом описании механических свойств, которые должны быть учтены в модели" [6, с. 331];

А. А. Ильюшин: "Трудность решения таких задач заставляет пользоваться и даже искать наиболее простую теорию пластичности, может быть, и не отражающую всех тонкостей игры пластических деформаций, но более или менее правильно

характеризующую распределение возникающих на границе области пластичности напряжений" [8, с. 84, 85];

Л. М. Качанов: "Механические свойства реальных тел весьма сложны. Не следует, однако, стремиться к формулировке уравнений состояния, описывающих все детали механического поведения тела при воздействии нагрузок. Наоборот, целесообразно выбрать простейшую механическую модель, которая отражала бы лишь самые существенные свойства. Тогда возможно развить достаточно общую и обозримую математическую теорию. Такие простые модели составляют основу и для последующих уточнений. Этим объясняется большое значение, которое заняли в механике и ее приложениях модели идеального тела и идеальной жидкости" [9, с. 32];

У. Джонсон: "При выдавливании заготовки из упрочняемого материала ее части упрочняются в разной степени, поскольку процесс связан с неоднородной деформацией, и нельзя составить простое уравнение, учитывающее это. Различие в упрочнении учитывается при использовании среднего значения напряжения текучести" [10, с. 307].

Очевидно, что выбор среднего значения напряжения текучести требует знания какого-то характерного параметра, т. е. меры упрочнения, в качестве которой применительно к описанию процессов обработки давлением чаще всего принимают достигнутую в ходе формообразования деформацию, которую сейчас стали преимущественно называть накопленной деформацией (что такой параметр вовсе не является единственным, было показано в статье [11]).

Для оценки достигнутой в ходе формообразования деформации при обработке металлов давлением (ОМД) придумано немало условных показателей [12], в большинстве своем не имеющих никакого отношения к накопленной деформации в ее строгом научном понимании. Например, В. Я. Шехтер в справочнике [13, с. 52] приводит 6 различных деформационных показателей. Причины этого объяснил Г. А. Смирнов-Аляев: "На предприятиях применяются различные формулы для вычисления общей для всего технологического процесса степени деформации и для разбивки ее по отдельным операциям, между которыми рекомендуется проводить отжиг полуфабрикатов. Такое положение дел объясняется отсутствием четкого определения понятия степени деформации. В практике расчета процессов холодной обработки давлением термины "степень деформации" и "степень наклена" до самого последнего времени не имели научно обоснованного определения. Поэтому разные авторы зачастую вычисляли значения этих величин, пользуясь разными формулами" [2, с. 137, 50].

Для того чтобы понять истоки придумывания различных формул для "оценки" степени деформации и, соответственно, истоки описываемых далее грубейших ошибок, связанных с применением подобных "формул" для оценки конечных деформаций заготовки при реальных процессах обработки давлением, следует вспомнить, что первое представление о математическом описании деформации будущие ученые получают на студенческой скамье при изучении курса сопротивления материалов; при этом конечные деформации изучаются на основе испытания цилиндрического образца на простое растяжение, для которого в случае линейного напряженно-деформированного состояния (НДС), т. е. до образования местного сужения, называемого шейкой, вводится простая условная мера деформации [14, с. 64]:

$$e = \frac{l - l_0}{l_0}, \quad (4)$$

где  $l_0$  и  $l$  — начальная и текущая длины испытуемого образца.

Для обозначения этой меры деформации автор данной статьи использовал  $e$ , а не  $\varepsilon_i$  или  $e_i$ , чтобы не смешивать эту условную деформацию с интенсивностью  $\varepsilon_i$  деформаций или накопленной деформацией  $e_i$ .

Иногда (например, при определении условной деформации в наименьшем сечении шейки) более удобным представляется использование не длин, а площадей поперечного сечения, в связи с чем заменой длин на основе принятия условия постоянства объема вводится и другой условный показатель [14, с. 65]:

$$e = \frac{V/S - V/S_0}{V/S_0} = \frac{S_0 - S}{S}, \quad (5)$$

где  $V$  — объем;  $S_0$  и  $S$  — начальная и текущая площади поперечного сечения испытуемого образца.

Понятно, что меры деформации (4) и (5) эквивалентны друг другу, и та и другая при растяжении теоретически могут изменяться от 0 до  $\infty$ .

Но в дальнейшем при изучении курса теории ОМД студент сталкивается с первой "вольностью", заключающейся в замене без всяких обоснований меры деформации (5) на [15, с. 43]

$$\psi = \frac{S_0 - S}{S_0}, \quad (6)$$

где изменение площади отнесено уже не к текущей площади  $S$ , а к первоначальной площади  $S_0$ . Эта мера деформаций при растяжении может изменяться лишь от 0 до 1, т. е. значительно отличается от меры (5).

В принципе меру (4), называемую также конечной деформацией Грина, можно с той же степенью обоснованности заменить на

$$e = \frac{l - l_0}{l}, \quad (7)$$

т. е. на конечную деформацию Альманси.

При больших деформациях одни их меры значительно завышают, а другие, наоборот, занижают расчетное значение деформации. Поэтому первый их существенный недостаток — спорность того, относительно чего следует рассчитывать изменение исходной длины или площади; второй недостаток — отсутствие свойства аддитивности (суммирования); третий — невозможность использования для записи известного условия несжимаемости (постоянства объема):

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0. \quad (8)$$

Четвертым недостатком является непригодность таких мер деформации для описания гипотезы "единой кривой", т. е. гипотезы о том, что кривая упрочнения не зависит от типа напряженного состояния. Между тем эта гипотеза используется во многих конкретных исследованиях реальных технологических процессов с помощью теории пластичности, поскольку нередко (например, при выдавливании стаканов) в одной части очага пластической деформации превалируют деформации сжатия, в другой — деформации растяжения.

Указанные недостатки устраняет введенная в теории пластичности логарифмическая мера деформации (иногда называемая истинной деформацией) [4, с. 35]:

$$\varepsilon = \left| \ln \frac{l}{l_0} \right| = \left| \ln \frac{S_0}{S} \right|. \quad (9)$$

Знак модуля в формуле (9) учитывает, что если деформация по отдельным направлениям может быть как положительной, так и отрицательной, то деформация, служащая обобщенной мерой полученного искажения или упрочнения (интенсивность деформации, степень деформации, накопленная деформация), должна быть всегда положительной.

При использовании логарифмической меры деформации нет предмета для спора даже по поводу того, следует ли делить начальную длину (или площадь) на конечную, или конечную на начальную, так как результат будет одним и тем же.

Интересно, что одним из критериев, позволяющих считать деформацию малой, является приблизительное равенство деформаций Грина (4) и Альманси (7). Как указывает Г. А. Смирнов-Аляев [2, с. 82], "деформацию называют малой, если пред-

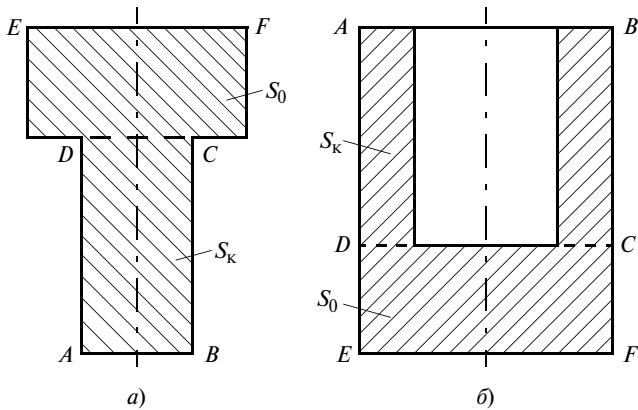


Рис. 1. Изменение формы цилиндрических заготовок при прессовании прутка (а) и обратном выдавливании стакана (б)

полагается практически безразличным, отнести ли приращение расстояния  $l - l_0$  между заданной парой материальных точек к первоначальному расстоянию  $l_0$  между ними или же к значению  $l$  этого расстояния после деформации:

$$\frac{l - l_0}{l_0} \approx \frac{l - l_0}{l} . \quad (10)$$

Приблизительное равенство считается соблюденным, если расхождение не превышает ожидаемой погрешности определения деформаций.

Однако по поводу всех без исключения перечисленных мер деформации важно помнить: эти меры можно считать в определенной степени корректными лишь применительно к простейшему линейному напряженно-деформированному состоянию.

Ученые, которые несколько десятилетий назад были заняты поисками приемлемых математических описаний тех или иных процессов обработки давлением, хотели получить возможно более про-

стые зависимости, не считаясь при этом с требованиями их применимости. Логика была очень простой: если, например, изменение площади характеризует деформацию, полученную материалом при элементарном линейном растяжении, то почему бы не характеризовать этим же изменением и деформацию, получаемую, допустим, при сложнейшем процессе выдавливания?

В результате для прессования или выдавливания в качестве характеристики степени деформации и по сей день, как правило, применяют совпадающую с мерой деформации (6) величину, называя ее *обжатием*:

$$e = \frac{S_0 - S_k}{S_0}, \quad (11)$$

где  $S_0$  и  $S_k$  — площади поперечного сечения заготовки до и после прессования.

Величину обжатия используют и для учета упрочнения, и для оценки механических свойств материала, получаемых в результате холодного прессования или выдавливания.

В соответствии с формулой (11) в областях *ABCD* (рис. 1, а, б) деформации по всей высоте постоянны, поскольку постоянны площади  $S_k$  поперечных сечений, а в областях *CDEF* никаких деформаций и вовсе нет, поскольку не изменились начальные площади  $S_0$  поперечных сечений.

Однако в действительности искажения делительных сеток с первоначально квадратными ячейками при прессовании (рис. 2) или выдавливании (рис. 3) наглядно демонстрируют совершенно иную картину (рис. 2, а—в взяты из работы [15, с. 294, рис. 7.33], рис. 2, г — из работы [16, с. 411, рис. XVI.4]; рис. 3 — из работы [17, с. 190, рис. 4.25]). Искажения сеток по высоте выдавленных частей непрерывно изменяются, т. е. деформации не ос-

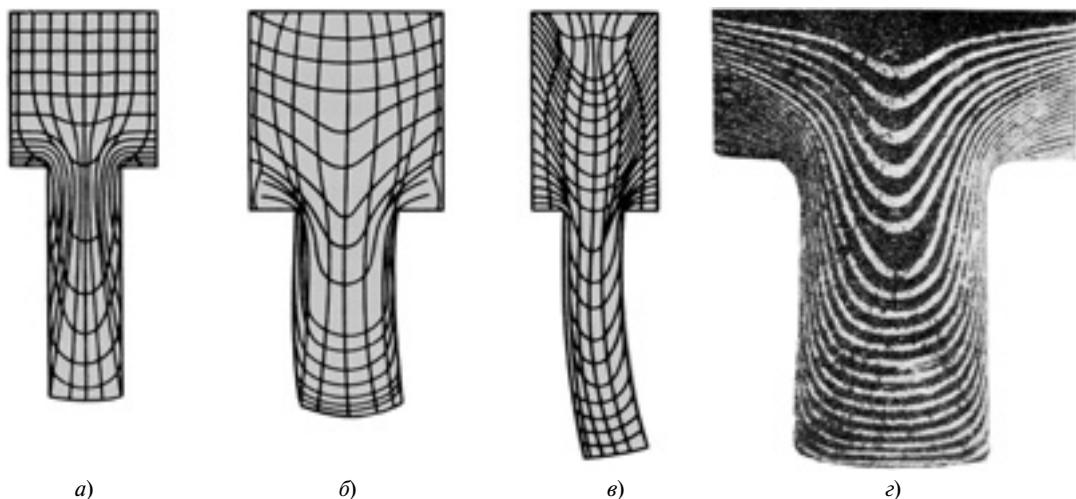


Рис. 2. Искажение делительных сеток при прессовании с малым (а), средним (б, г) и большим (в) контактным трением



Рис. 3. Искажение делительных сеток при обратном выдавливании цилиндрического стакана

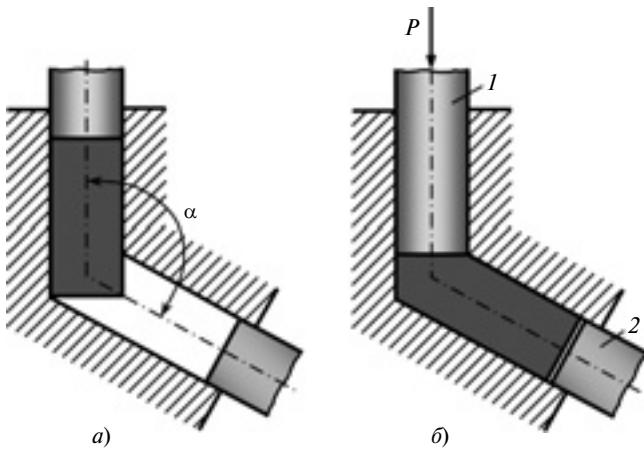


Рис. 4. Схемы равноканального углового прессования:  
а — при исходном положении заготовки и инструмента; б — в процессе прессования (1 и 2 — пуансоны)

таются постоянными несмотря на постоянство площади  $S_K$ . На рис. 2,  $\varepsilon$  хорошо видно, что верхние концы координатных линий при любом ходе прессования остаются в неотпрессованной части заготовки, т. е. все линии по ходу прессования продолжают растигаться и, следовательно, деформации в выдавленной части не остаются постоянными, а будут непрерывно нарастать. Значительно искажаются и ячейки сетки, расположенные в части с исходной площадью  $S_0$  поперечного сечения, в которой согласно формуле (11) деформации должны быть равны нулю. Более того, из рис. 3 следует, что деформации ячеек сетки, расположенных в якобы недеформированном согласно формуле (11) дне стакана, могут намного превосходить деформации ячеек, расположенных в выдавленной стенке.

В настоящее время для производства наноматериалов начинают широко использовать равноканальное угловое прессование (рис. 4,  $a$ ,  $\varepsilon$ ), в частности с  $\alpha = 90^\circ$ . Так как при таком прессовании  $S_0 = S_K$ , то в соответствии с формулой (11) степень

деформации характеризуется обжатием  $e = 0$ , т. е. пластическая деформация материала якобы отсутствует. Но на самом деле материальные частицы заготовки получают при таком прессовании большую пластическую деформацию, приводящую к их измельчению и значительному упрочнению. Попутно прессуя материал заготовки сначала пuhanсоном 1 (см. рис. 4,  $b$ ), а затем пuhanсоном 2 в обратном направлении, после определенного числа прессований можно добиться требуемой степени пластической проработки материала с получением нужных нанотехнологических свойств.

Все это свидетельствует об ошибочности использования показателей, применимых лишь к линейному НДС, для характеристики более сложных состояний обрабатываемого материала. Далее будут приведены дополнительные разъяснения ошибочности почти векового и ставшего традиционным заблуждения.

Действительную характеристику деформации материала дает накопленная деформация  $e_i$ . Точное определение понятия "накопленная деформация" приведем немного позже, а для начала ограничимся качественным определением: **накопленная деформация** — это суммарная пластическая деформация, полученная частицей материала при ее движении в очаге пластической деформации во время формоизменения. При прочих равных условиях накопленная деформация тем больше, чем больший путь проходит материальная частица в очаге пластической деформации.

Рассмотрим материальные частицы, которые при прессовании (рис. 5) движутся по одной траектории. Пусть частица 1 в начальный момент прессования (рис. 5,  $a$ ) находится на нижней границе показанного темным цветом очага пластической

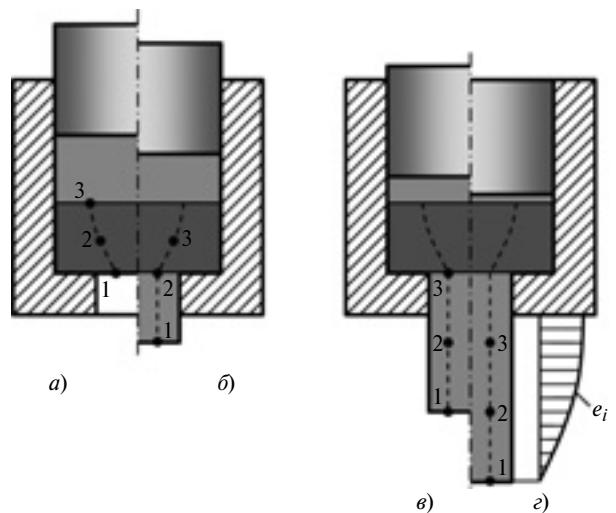


Рис. 5. Траектории движения материальных частиц 1—3 заготовки в начальный момент прессования (а), на первой (б), второй (в), третьей (г) стадиях прессования и эпюра накопленной деформации  $e_i$  (г)

деформации, частица 2 — посередине высоты очага пластической деформации, частица 3 — на его верхней границе. При надавливании пуансона на заготовку частица 1 сразу же выйдет за пределы очага пластической деформации и накопить деформацию не успеет, т. е. ее накопленная деформация  $e_{i1} = 0$  (строго говоря, с учетом образующегося в реальности на конце прутка мениска небольшая деформация у данной частицы будет). При продолжении прессования на границу выхода из очага пластической деформации попадет уже частица 2 (рис. 5, б), которая пройдет в очаге определенный путь и, соответственно, накопит определенную деформацию  $e_{i2} > 0$ . В следующее мгновение частица 2 выйдет из очага пластической деформации и деформироваться перестанет. Согласно формуле (11) степень деформации материальных частиц 1 и 2 должна быть одинаковой, поскольку они находятся в отпрессованной части заготовки, имеющей одинаковую площадь  $S_k$  поперечного сечения. Однако очевидно, что на самом деле это не так, поскольку частица 1 сразу же вышла из очага и не успела существенно деформироваться, а частица 2 деформировалась в течение всего времени движения в очаге пластической деформации. Из формулы (11) также следует, что в рассматриваемый момент прессования степень деформации частицы 3 должна равняться нулю, поскольку эта частица находится в части заготовки, площадь поперечного сечения которой не изменилась, т. е. равна  $S_0$ . Однако согласно рис. 5, б частица 3, двигаясь вслед за частицей 2, успела пройти в очаге пластической деформации значительный путь, приобретя соответствующую деформацию. Таким образом, формула (11) грубо искажает реальную картину деформации материала в процессе прессования.

При дальнейшем прессовании из очага пластической деформации выйдет уже частица 3 (рис. 5, в). Так как от начала движения (см. рис. 5, а) до выхода из очага деформации частица 3 пройдет значительно больший путь, чем частица 2, то и накопленная деформация  $e_{i3}$  будет существенно больше, чем  $e_{i2}$ . Реальное распределение при дальнейшем прессовании накопленных деформаций  $e_i$  наглядно демонстрирует эпюра на рис. 5, г.

Таким образом, вопреки ошибочному представлению на основе формулы (11) о том, что накопленные деформации по всей длине отпрессованной части заготовки одинаковы, на самом деле они распределены неравномерно, увеличиваясь в направлении от нижнего конца заготовки к ее верхнему участку, выходящему из матрицы. Это и обуславливает соответствующие известные неоднородности механических свойств и структуры материала по длине отпрессованных прутков.

Рассмотренные закономерности распределения накопленных деформаций хорошо согласуются с

экспериментальными данными, полученными как измерениями твердости в соответствующих точках, так и непосредственными вычислениями накопленных деформаций поискажениям нанесенных на образцы делительных сеток (см., например, работы [18, с. 20, рис. 15–17; 19, с. 178, рис. 114]).

В 1958 г. А. А. Ильюшин предложил приписывать понятию "степень деформации"  $e_i$  вполне конкретный и однозначный математический смысл, тем самым заполнив пробел как в теории пластического течения, так и в теории конечной деформации физических тел [20]. Он рекомендовал называть степенью деформации такую переменную величину, полная производная которой по времени равна интенсивности скорости деформации:

$$de_i/dt = \xi_i. \quad (12)$$

Следует обратить пристальное внимание на то, что в определении А. А. Ильюшина использован термин "полная", а не "частная" производная по времени. Это обусловлено тем, что в определении идет речь об отношении приращения результативной деформации к соответствующему приращению времени в данной *материальной*, а не в данной *геометрической* точке.

В связи с этим будем различать  $\frac{de_i}{dt} dt$  — приращение степени деформации в данной материальной точке и  $\frac{\partial e_i}{\partial t} dt$  — приращение степени деформации в данной геометрической точке. Рассмотрим подробнее разницу этих понятий.

Пусть переменная по объему деформируемого тела и времени степень деформации задана в виде функции текущих координат и времени:

$$e_i = F(x, y, z, t). \quad (13)$$

Тогда приращение степени деформации в геометрической точке, положение которой определено постоянными координатами  $x, y, z$  за малый промежуток времени  $dt$  определится выражением

$$\frac{\partial e_i}{\partial t} dt = F(x, y, z, t + dt) - F(x, y, z, t) = \frac{\partial F}{\partial t} dt. \quad (14)$$

Равенство (14) с очевидностью вытекает из известного геометрического определения производной как величины, которая при данном значении аргумента  $t$  равна тангенсу угла, образованного между касательной к графику рассматриваемой функции в данной точке и положительным направлением оси  $t$ . Так как любую зависимость в малом интервале можно считать линейной, то приращение функции будет равно произведению величины этого интервала (т. е. малого приращения аргумента) на тангенс угла наклона касательной.

В отличие от этого совпадающая в данный момент времени  $t$  с геометрической точкой с координатами  $x, y, z$  материальная точка успеет по прошествии малого промежутка времени  $dt$  несколько сместиться и будет совпадать хотя и с близкой, но уже другой геометрической точкой, имеющей координаты  $x + v_x dt, y + v_y dt, z + v_z dt$ , где  $v_x, v_y, v_z$  — составляющие вектора скорости в точке с координатами  $x, y, z$  в данный момент времени  $t$ .

Приращение степени деформации за промежуток времени  $dt$  в материальной точке, заданной для данного момента ее текущими координатами  $x, y, z$ , определяется выражением

$$\begin{aligned} \frac{de_i}{dt} dt &= F(x + v_x dt, y + v_y dt, z + v_z dt, t + dt) - \\ &- F(x, y, z, t) = \frac{\partial F}{\partial t} dt + \frac{\partial F}{\partial x} v_x dt + \\ &+ \frac{\partial F}{\partial y} v_y dt + \frac{\partial F}{\partial z} v_z dt. \end{aligned} \quad (15)$$

Отсюда отношение приращения степени деформации к соответствующему промежутку времени в данной материальной точке, т. е. полная производная степени деформации по времени, определяется равенством

$$\frac{de_i}{dt} = \frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\partial F}{\partial x} v_x + \frac{\partial F}{\partial y} v_y + \frac{\partial F}{\partial z} v_z, \quad (16)$$

которое, с учетом выражения (13), равносильно записи

$$\frac{de_i}{dt} = \frac{\partial e_i}{\partial t} + v_x \frac{\partial e_i}{\partial x} + v_y \frac{\partial e_i}{\partial y} + v_z \frac{\partial e_i}{\partial z}. \quad (17)$$

Сопоставление выражений (12) и (17) приводит к определяющему степень деформации уравнению (1).

Заметим, что такой результат можно получить и другим путем, продифференцировав согласно известному правилу дифференцирования сложных функций равенство (12):

$$\begin{aligned} \xi_i &= \frac{de_i}{dt} = \frac{\partial e_i}{\partial t} + \frac{\partial e_i}{\partial x} \frac{dx}{dt} + \frac{\partial e_i}{\partial y} \frac{dy}{dt} + \frac{\partial e_i}{\partial z} \frac{dz}{dt} = \\ &= \frac{\partial e_i}{\partial t} + v_x \frac{\partial e_i}{\partial x} + v_y \frac{\partial e_i}{\partial y} + v_z \frac{\partial e_i}{\partial z}. \end{aligned} \quad (18)$$

Итак, А. А. Ильюшин дал строгое математическое определение понятия "степень деформации", а автор данной статьи последние 30 лет не только в соответствующих статьях (см., например, работу [12]), но и в учебниках [21, с. 19; 22, с. 29; 23, с. 20], получивших гриф Минобразования РФ замену этого словосочетания на термин "накопленная деформация".

По сути, накопленная деформация и степень деформации — одно и то же, однако ввиду того, что в традиционной ОМД термину "степень деформации" по настоящее время приписывают неоднозначный и при этом не только грубо упрощенный, но и практически всегда некорректный смысл, что делает его условным, далее будем использовать только термин "накопленная деформация", понимая под ним степень деформации в определении А. А. Ильюшина.

Таким образом, для определения накопленной деформации (13), т. е. при ее зависимости не только от времени, но и от координат, следует решать дифференциальное уравнение (1) в частных производных, что (насколько известно автору) впервые было сделано в работе [24] применительно к сложнейшей задаче обратного выдавливания осесимметричных стаканов.

Однако, как правило, в работах по теории ОМД вместо уравнения (1) используют формулу [2, с. 149; 25, с. 16]

$$e_i = \int_0^t \xi_i dt, \quad (19)$$

полученную формальным преобразованием равенства (12). Понятно, что такую формулу нельзя получить из уравнения (1) в общем случае задания степени деформации зависимостью (13), т. е. предполагается, что накопленная деформация зависит только от времени. Отметим также, что далее формула (19) в книгах [2, 25] ни для одного расчета конкретной технологической операции не применяется. Определение деформаций сводится лишь к простейшим расчетам, основанным на внешних размерах заготовок.

Любители "сдвиговых" представлений механики деформируемого твердого тела вместо зависимости (19) для определения накопленной деформации используют аналогичную зависимость для степени  $\Lambda$  деформации сдвига [26, с. 93, формула (3.47)]:

$$\Lambda = \int_0^t H(\tau) d\tau, \quad (20)$$

где  $H$  — интенсивность скоростей деформации сдвига;  $\tau$  — время, которое в текущий момент совпадает с временем  $t$ .

Введение в формулу (20) дополнительного обозначения времени существенной роли не играет и обусловлено, вероятно, тем, что автор учебника [26], во-первых, стремился приучать читателей к максимальной культуре математических записей, учитывая рекомендации другого учебника [27, с. 396] — не смешивать обозначения переменного верхнего предела с переменной интегрирования, а во-вторых, хотел резко повысить внимание читателей,

поскольку одной и той же буквой  $\tau$  попеременно обозначаются то время, то касательное напряжение [26, с. 151–167]. После достижения дидактических целей далее в учебнике [26, с. 172, 174, 189, 190] многократно используется уже запись попроще:

$$\Lambda = \int_0^t H dt, \quad (21)$$

т. е. запись, эквивалентная формуле (19).

Следует отметить, что на десятках страниц учебника [26], посвященных конечным деформациям, читателям сообщают о метрических тензорах, локальной аффинности, лагранжевом и эйлеровом тензорах конечной деформации, трубках тока, длинах дуги траектории и о многом другом, столь же мало интересном будущим металлургам. И вот, наконец, на с. 191 учебника [26] автор решает продемонстрировать решение конкретной задачи. Студент, конечно, вправе ожидать, что ему покажут, как с помощью всех этих "локальныхостей", "аффинностей" и "дуг траекторий" можно успешно решить реальную практическую задачу. Но вместо этого рассматривается задача об осадке параллелепипеда, находящегося в условиях однородного НДС, т. е. об идеальной осадке без трения, и автор учебника, не использовав ни одного вышеперечисленного понятия, с легкостью (буквально в одну строку) вычисляет по формуле (20) степень деформации сдвига, получая выражение, эквивалентное равенству (9). Правда, для повышения внимания студентов в эту строку кроме буквы  $H$ , обозначающей интенсивность скоростей деформации сдвига, вводится еще и буква  $H$ , обозначающая высоту параллелепипеда. Но где, спрашивается, в обработке давлением, относящейся к metallurgии, имеет место осадка с полным отсутствием контактного трения?!

Между тем только когда студент или уже состоявшийся специалист видит живой пример эффективности применения усложненных математических понятий, он приходит к выводу, что нужно внимательно разобраться и изучить этот самый аффинный тензор и правила его математического использования, поскольку без этого невозможно вычислить интересующий его технологический параметр. Но когда по ходу обучения видишь лишь совершенно бесполезное для получения искомого результата усложнение буквенных обозначений, которое делает изложение решения простой задачи поистине трудночитаемым, то желание вникать во всю эту абракадабру пропадает. Так зачем же приводить в книгах выражение (19) или (21), если далее оно не используется или используется самым примитивным образом, т. е. не по его прямому назначению определения накопленных деформаций в сложных реальных процессах большого пластического формоизменения.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Воронцов А. Л.** Теоретическое обеспечение технологической механики. 6. Сопоставление теории пластичности с теорией обработки металлов давлением. Часть 1 // Вестник машиностроения. 2013. № 7. С. 64–69.
2. **Смирнов-Аляев Г. А.** Сопротивление материалов пластическому деформированию. Л.: Машиностроение, 1978. 368 с.
3. **Соколовский В. В.** Теория пластичности. М.: Высшая школа, 1969. 608 с.
4. **Малинин Н. Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.
5. **Прагер В.** Проблемы теории пластичности. М.: ГИФМЛ, 1958. 136 с.
6. **Прагер В., Ходж Ф. Г.** Теория идеально пластических тел. М.: ИИЛ, 1956. 398 с.
7. **Хилл Р.** Математическая теория пластичности. М.: ГИТТЛ, 1956. 407 с.
8. **Ильюшин А. А.** Пластичность. М.-Л.: ГИТТЛ, 1948. 376 с.
9. **Качанов Л. М.** Основы теории пластичности. М.: Наука, 1969. 420 с.
10. **Джонсон У., Меллор П.** Теория пластичности для инженеров. М.: Машиностроение, 1979. 567 с.
11. **Воронцов А. Л.** Теоретическое обеспечение технологической механики. 4. Условие пластичности, описание упрочнения и связь между напряжениями и деформациями // Вестник машиностроения. 2013. № 4. С. 62–70.
12. **Воронцов А. Л.** Об аппроксимации кривых упрочнения // Вестник машиностроения. 2002. № 1. С. 51–54.
13. **Холодная** объемная штамповка: Справочник / Под ред. Г. А. Навроцкого. М.: Машиностроение, 1973. 496 с.
14. **Феодосьев В. И.** Сопротивление материалов. М.: Наука, 1970. 544 с.
15. **Сторожев М. В., Попов Е. А.** Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
16. **Перлин И. Л., Райтбарг Л. Х.** Теория прессования металлов. М.: Металлургия, 1975. 448 с.
17. **Воронцов А. Л.** Теория штамповки выдавливанием. М.: Машиностроение, 2004. 721 с.
18. **Фельдман Г. Д.** Холодное выдавливание стальных деталей. М.: Машгиз, 1963. 188 с.
19. **Могучий Л. Н.** Обработка давлением труднодеформируемых материалов. М.: Машиностроение, 1976. 272 с.
20. **Ильюшин А. А.** Некоторые вопросы теории пластического течения // Известия АН СССР. 1958. № 2. С. 20–33.
21. **Дмитриев А. М., Воронцов А. Л.** Технология ковки и объемной штамповки. Часть 1. Объемная штамповка выдавливанием: Учебник для вузов. М.: Высшая школа, 2002. 400 с.
22. **Головин В. А., Дмитриев А. М., Воронцов А. Л.** Технология ковки и объемной штамповки. Часть 2. Малоотходная объемная штамповка: Учебник для вузов. М.: Машиностроение, 2004. 434 с.
23. **Дмитриев А. М., Воронцов А. Л.** Технология ковки и объемной штамповки. Часть 1. Объемная штамповка выдавливанием. Учебник для вузов. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 2005. 500 с.
24. **Воронцов А. Л.** Деформированное состояние заготовки в условиях нестационарного пластического течения // Тр. МВТУ № 335, посвященные 150-летию МВТУ им. Н. Э. Баумана. Машины и технология ОМД. 1980. С. 102–113.
25. **Охрименко Я. М., Тюрин В. А.** Теория процессов ковки. М.: Высшая школа, 1977. 295 с.
26. **Гун Г. Я.** Теоретические основы обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1980. 456 с.
27. **Пискунов Н. С.** Дифференциальное и интегральное исчисления. Т. 1. М.: Наука, 1972. 456 с.

**Серия статей**  
**"Проблемы теории и практики резания материалов"**

УДК 621.9.02.001.2

Ю. Е. ПЕТУХОВ, д-р техн. наук, Н. В. КОЛЕСОВ, канд. техн. наук (МГТУ "Станкин"),  
С. Ю. ЮРАСОВ, канд. техн. наук (Казанский ГУ — филиал, г. Набережные Челны), e-mail: tooling@yandex.ru

## Задачи по формообразованию при обработке резанием

Рассмотрены методы решения задач по формообразованию при обработке резанием, их классификация, достоинства и недостатки, приведены примеры их использования.

**Ключевые слова:** резание, режущий инструмент, формообразование, метод, решение задачи.

The solution methods of geometry generation problems at cutting, their classification, advantages and disadvantages are considered; the examples of their application are presented.

**Keywords:** cutting, cutting tool, generation of geometry, method, problem solution.

При обработке резанием режущий инструмент должен обеспечивать получение поверхностей заданных размеров и форм [1], т. е. решаются задачи по формообразованию [1—8]. При этом часть из них решается с учетом динамики процесса резания и направлены на уменьшение вибраций, повышение точности и качества обработки [9—12]. Другая часть решаемых задач основывается на кинематике процессов при резании [13, 14]. И это обосновано, так как 80—95 % погрешности профиля эвольвентного зубчатого колеса, обработанного стандартной червячной фрезой на станке нормального класса точности, обусловлено погрешностью профиля фрезы.

В кинематических задачах формообразования (ЗФ) часто используют теорию зацепления зубчатых передач. Но решение этих задач существенно сложнее. Покажем это на примере обработки червячной фрезой, которую можно рассматривать и как косозубое зубчатое колесо с числом зубьев, равным числу заходов фрезы, сопрягаемое с нарезаемым зубчатым колесом и имеющее режущие кромки [1, 6]. Однако червячная фреза значительно отличается от зубчатого колеса следующим:

имеется дополнительное движение подачи относительно нарезаемого зубчатого колеса, необходимое для его обработки по всей ширине, т. е. относительное движение пары "фреза — зубчатое колесо" сложнее движения пары зубчатых колес;

при перетачивании фрезы ее диаметр уменьшается, т. е. размеры фрезы изменяются, следователь-

но, задача правильного сопряжения пары "инструмент — нарезаемое колесо" усложняется;

диаметр фрезы в отличие от диаметра зубчатого колеса определяет число режущих зубьев, угол подъема витков и скорость движения подачи, т. е. влияет на качество и производительность обработки;

режущие кромки фрезы представляют собой сложные пространственные кривые, которые образуются пересечением передней и задней поверхностей сложных форм, что значительно усложняет точное изготовление и контроль формы кромок;

ввиду необходимости в положительных задних углах резания стандартная фреза имеет затылованную заднюю поверхность с профилем переменной формы (это одна из самых сложных поверхностей в технике, которые описываются математически сложными трансцендентными уравнениями);

точность изготовления фрезы, в том числе ее кромок, должна быть на порядок выше, чем точность нарезаемого зубчатого колеса.

Все это усложняет ЗФ и делает ее трудоемкой. Поэтому важен выбор рациональных методов их решения, обеспечивающих получение оптимальных результатов.

Методы решения ЗФ можно классифицировать по разным признакам:

- 1) цели — прямая и обратная ЗФ;
- 2) способ определения искомой поверхности (профиля) инструмента (или детали) — функциональный и точечный;
- 3) математическая основа — аналитическая, численная, механическая;
- 4) используемый метод — расчетный, расчетно-графический (графоаналитический).

Кроме того, возможны комбинированные методы.

Можно использовать и другие признаки классификации. Кроме того, их можно детализировать особенно при математическом признаке. Так как алгоритм решения ЗФ представляет собой математическую модель [1], то их можно разделить на две группы: имитационные и оптимизационные [4, 8]. При этом важную роль играют используемые технические средства, т. е. CAD (CAM, CAE) — системы T-Flex, AutoCAD, MathCAD, Maple и др. [15].

## Прямая и обратная ЗФ

В ГОСТ 25762—83 используется термин "формообразующее движение", но нет его определения, поэтому для рассматриваемых ниже ЗФ необходимо дать некоторые определения.

Кинематику формообразования (КФ) можно рассматривать как совокупность четырех компонент: формы образуемой поверхности заготовки (детали); формы производящей поверхности (или кромки) инструмента; движений инструмента относительно заготовки в процессе резания, влияющих на форму обработанной поверхности (движений формообразования); взаимного положения заготовки и инструмента в заданный момент формообразования.

Если при известной КФ заданы форма и размеры (или профиль) обработанной поверхности и требуется рассчитать форму и размеры производящей поверхности инструмента (или его профиль), то ЗФ — прямая. Если поверхность (профиль) инструмента известна и искомой является обработанная поверхность, то ЗФ — обратная [1—4].

Обе задачи решаются, если КФ не задана и ее надо определить или оптимизировать (типичная задача программирования для станков с ЧПУ).

Цели обратной ЗФ:

проверка решения прямой ЗФ, что в общем случае необходимо ввиду возможных срезов, переходных кривых и других отклонений обработанной поверхности от заданной [1, 3, 6];

упрощение прямой ЗФ, особенно, если вместо теоретически точного сложного профиля инструмента применяют более простой и технологичный профиль в форме прямой или окружности. Так, с помощью обратной задачи можно найти оптимальную установку дискового инструмента (фрезы, шлифовального круга), при этом инструментом с более простым прямолинейным профилем можно обработать червяк с незначительным отклонением; если обрабатывается архимедов червяк, то исключается использование трансцендентных уравнений [1];

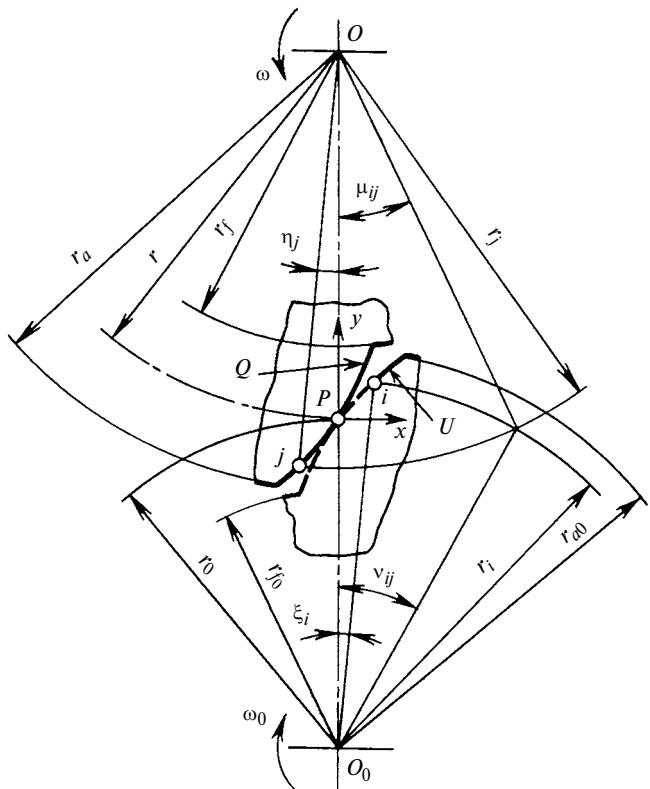
определение технологических возможностей инструмента с заданной формой (профилем) производящей поверхности. К ним относятся простые формы: плоскость; круглый цилиндр; конус; тор; гиперболоид; эвольвентный, конволютный и архimedов червяки [1—6]. При заданной КФ эвольвентную винтовую поверхность можно получить с помощью инструмента с производящей поверхностью в форме: плоскости (торец шлифовального круга, дисковой или торцевой фрезы), эвольвентного червяка (червячная фреза, червячный абразивный круг), фасонной поверхности вращения (пальцевая или дисковая фрезы, дисковый шлифовальный круг).

## **Функциональный и точечный методы**

Обрабатываемая поверхность может быть задана разными способами: профилем (рисунок, линия  $Q$ ) в одном или нескольких сечениях или множеством точек профиля (рисунок, точки  $j$ ). Если поверхность или ее профиль заданы таким образом, что полностью (для любого участка) могут быть описаны одним или несколькими уравнениями (прямой, окружности, эллипса и т. д.), то данный способ называется функциональным. В некоторых случаях, если профиль имеет сложную форму, он может быть задан координатами множества точек — точечный способ [1, 3, 6].

В общем случае точечный способ не позволяет теоретически точно решить прямую ЗФ. Например, если профиль винтовой цилиндрической поверхности (червяка, резьбы, канавки спирального сверла и т. д.) задан множеством точек, то нельзя провести касательную к данному профилю: ее можно провести к линии, но не к точке. Не зная угол наклона касательной, нельзя теоретически точно рассчитать профиль инструмента для обработки данной поверхности.

Однако прямую ЗФ при точечном способе задания профиля можно решить с допустимой погрешностью, если известно достаточное число точек. Точечный профиль можно заменить одной или не-



**Схема расчета профиля долбяка численным методом:**  
 $Q$  — линия профиля нарезаемого колеса;  $U$  — линия профиля проекции кромки долбяка на его торцевую плоскость;  $O$  — ось колеса;  $O_0$  — ось долбяка

сколькими линиями. CAD-системы позволяют выполнить такую аппроксимацию. MathCAD предоставляет несколько способов аппроксимации, одним из которых является обобщенная линейная регрессия — ряд точек профиля, заданных в системе  $xy$ , заменяется функцией  $y = F(x)$ , где  $F(x)$  — сумма нескольких ( $M$ ) функций:

$$F(x) = a_1 f_1(x) + a_2 f_2(x) + \dots + a_M f_M(x).$$

Функции  $f_1(x), \dots, f_M(x)$  могут быть нелинейными и различного вида, что расширяет возможности аппроксимации [5].

Функциональный и точечный способы применяют не только к заданному профилю детали, но и при расчетах профилей инструментов: фасонного резца, дисковой фрезы, червячного абразивного круга и др. Во многих случаях, прежде всего, если профиль детали фасонный, теоретически точный профиль инструмента представляет собой сложную кривую (плоскую или пространственную). При этом определение данной кривой многократно усложняет решение прямой ЗФ. Это относится к фасонным и некоторым резьбовым резцам, инструменту в форме тела вращения для винтовых поверхностей, червячным фрезам с положительным передним углом для нарезания эвольвентных зубчатых колес и червячным фрезам со стандартной геометрией для нарезания шлицевых валов, зуборезными стандартными или специальными долбяками.

Во всех таких случаях применяют точечный способ с последующей аппроксимацией профиля одной или несколькими линиями и расчетом допустимости возникающих при этом погрешностей [1–8]. Например, профиль долбяка рассчитывают и задают как проекцию его пространственной линии кромки на торцевую плоскость (см. рисунок, линия  $U$ ). Для определения возникающих при этом погрешностей  $q$  профиля необходим расчет координат ряда точек его пространственной кромки и проекции их в виде точек  $i$  на торцевую плоскость.

При обработке эвольвентных колес с модулем 2,5 мм долбяком с задним углом  $9^\circ$  погрешность  $q$ , рассчитанная точечным способом, зависит от переднего угла  $\gamma$  долбяка:  $q \approx \gamma/0,673, {}^\circ/\text{мм}$ . Погрешность возникает вследствие замены пространственной кромки долбяка эвольвентой в его торцевом сечении.

### Математические методы

Кратко остановимся на математических методах решения ЗФ, которые сегодня решаются с применением компьютеров. Методы, основанные на теории матриц [3], в данной статье не рассматриваются.

### Аналитические методы

Условно к аналитическим отнесены методы, в которых расчеты основаны на касании кромки или производящей поверхности инструмента с заданной обрабатываемой поверхностью. Должно иметь место внешнее касание в движении формообразования, при этом инструмент не должен пересекать (срезать) какие-либо другие (кроме зоны касания) участки заданной или соседней поверхности [1, 6]. К данным методам, в частности, относятся метод дифференциальной геометрии и кинематические методы [1–6, 8].

### Метод дифференциальной геометрии

Если линия  $Q$  контура обрабатываемой детали (например, зубчатого колеса с осью  $O$ ) задана в неподвижной системе  $xy$  функцией  $f(x, y) = 0$ , то искомый контур  $U$  инструмента (например, зуборезного долбяка) рассчитывают как огибающую семейства линий  $Q$  в движении  $(\omega, \omega_0)$  обката (см. рисунок). Суммарное движение  $(\omega, \omega_0)$  представляет собой качение начальной окружности зубчатого колеса по начальной окружности неподвижного инструмента. При этом решается система уравнений:

$$f(x, y, t) = 0;$$

$$\partial f(x, y, t)/\partial t = 0,$$

где  $t$  — переменный параметр, образующий семейство линий  $Q$  (например, угол поворота детали в движении  $\omega$  детали). Исключив величину  $t$  из системы уравнений, найдем искомую огибающую, т. е. контур инструмента. Для сложных функций  $f(x, y)$  решение данной системы уравнений — весьма сложное и трудоемкое.

Некоторые преимущества в решении данных уравнений дают методы алгебраической геометрии. В системе Maple данные решения получают в виде уравнения огибающей, которая предоставляет информацию о числе и характере особых точек (возврата, взаимного пересечения).

### Кинематические методы

В кинематических методах условие касания поверхности (линий) инструмента и заданной поверхности (линий) детали выражается в векторной форме уравнением  $Nv = 0$ , т. е. скалярное произведение вектора  $N$  нормали к поверхности детали и инструмента в точках их касания и вектора  $v$  скорости их относительного движения в данных точках равно нулю [1–3, 6]. Так, в любой точке касания линий  $Q$  детали и  $U$  инструмента (см. рисунок, точка  $P$ ) вектор  $N$  к линиям  $Q$  и  $U$  должен являться нормалью к вектору скорости  $v$  относительного движения инструмента и детали.

При заданных движениях формообразования вектор  $v$  можно всегда найти, так как при любом числе формообразующих движений все они сводятся к одному мгновенному винтовому движению, следовательно, решение ЗФ упрощается.

При расчетах инструмента в форме тел вращения (дисковые фрезы, пальцевые, шлифовальные круги) для обработки винтовых поверхностей кинематические методы позволяют, разложив винтовое движение на два вращательных вокруг скрещивающихся осей, одна из которых совпадает с осью инструмента, заменить винтовое движение на вращательное, т. е. упростить задачу [1, 2].

В ряде ЗФ, например при определении траектории концевой фрезы для обработки сложного контура на станках с ЧПУ, кинематический метод позволяет рассчитать траекторию достаточно просто — как совокупность точек — концов отрезков нормалей к контуру детали [5]. Длина этих отрезков равна половине наружного диаметра фрезы.

### Численные методы

Алгоритмы численных методов решения ЗФ основаны на условии отсутствия среза заданной поверхности инструментом в его движении формообразования [1], т. е. инструмент должен срезать припуск, оставляя при этом обработанную поверхность по форме и размерам, соответствующую заданной.

Приведем алгоритм численного решения ЗФ для обработки долбяком зубчатого колеса (см. рисунок).

Параметры зубчатого колеса с профилем  $Q$ :  $z$  — число зубьев;  $r_a$  — наружный радиус;  $r_f$  — внутренний радиус. Профиль зубчатого колеса задан или в неподвижной системе координат  $xy$  с началом в точке, например  $P$ :

$$f(x, y) = 0, \quad (1)$$

или в цилиндрической системе координат:

$$r_j = F(\eta_j), \quad (2)$$

где  $f$  и  $F$  — функции, вид которых обусловлен формой профиля детали;  $r_j$  — радиус окружности, проходящей через любую точку  $j$  профиля детали;  $\eta_j$  — угловая координата  $j$ -й точки.

Начало системы координат  $xy$  принято в полюсе  $P$  зацепления пары "зубчатое колесо — инструмент", т. е. в точке касания начальных окружностей колеса и инструмента с радиусами  $r$  и  $r_0$ , а именно в момент вращательных движений  $\omega$  и  $\omega_0$  обката, когда через принадлежащую профилю инструмента точку  $P$  проходит профиль  $Q$ . Таким образом, при условии общей касательной в точке  $P$  к обоим профилям одна точка искомого профиля из-

вестна. Радиусы  $r$  и  $r_0$  при известном межцентровом расстоянии  $a = OO_0$  составляют:

$$\left. \begin{aligned} r &= a[\sigma/(\sigma + 1)]; \\ r_0 &= a/(\sigma + 1), \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где  $\sigma = z/z_0$ .

Расчетные радиусы внутренней и наружной окружностей инструмента соответственно составляют:

$$\left. \begin{aligned} r_{f0} &= a - r_a; \\ r_{a0} &= a - r_f. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

На инструменте задается ряд окружностей с радиусами  $r_i$ , проходящих через  $i$ -е точки искомого профиля, при этом имеем:

$$\left. \begin{aligned} r_{f0} &\leq r_i \leq r_{a0}, \quad 1 \leq i \leq k; \\ \delta &= (r_{a0} - r_{f0})/(k - 1); \\ r_i &= r_{a0} - \delta(i - 1), \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где  $k$  — число точек, принимаемое в зависимости от требуемой точности и размеров профиля инструмента (от 5 до 20).

Далее для каждой  $i$ -й точки, т. е. при  $i = \text{const}$ , выполняем расчет. Задаем ряд окружностей с радиусами  $r_j$ , проведенных через  $j$ -е точки профиля детали:  $(a - r_i) \leq r_j \leq r_a$ . Число  $q_j$  точек  $j$  при заданном интервале  $\Delta$  радиусов соседних  $j$ -х окружностей находим из выражений:

$$q_j = [(r_a + r_i - a)/\Delta] + 1; \quad (6)$$

$$1 \leq j \leq q_j; \quad (7)$$

$$r_j = r_a - \Delta(j - 1). \quad (8)$$

Углы  $v_{ij}$  и  $\mu_{ij}$ , определяющие положение точки пересечения  $i$ -й и  $j$ -й окружностей, находим по формулам:

$$v_{ij} = \arccos[(a^2 + r_i^2 - r_j^2)/(2ar_i)]; \quad (9)$$

$$\mu_{ij} = \arccos[(a^2 + r_j^2 - r_i^2)/(2ar_j)]. \quad (10)$$

С учетом движений  $\omega$  и  $\omega_0$  пересечение  $j$ -й точкой  $i$ -й окружности инструмента в неподвижной системе  $xy$  определяется углом  $\xi_{ij}$  между осью  $-y$  и радиусом, проведенным в точку пересечения из центра  $O_0$ :

$$\xi_{ij} = v_{ij} - (\mu_{ij} + \eta_j)\omega. \quad (11)$$

Максимальный угол  $\xi_{ij}$  определяет угловую координату  $i$ -й точки искомого профиля инструмента:

$$\xi_i = \max\{\xi_{i1}, \xi_{i2}, \xi_{i3}, \dots, \xi_{ij}, \dots, \xi_{iq}\}. \quad (12)$$

По формулам (6)–(12) для каждого значения  $i$  по условию (5) находим все  $i$ -е точки профиля  $U$ .

Величина  $\Delta$  должна быть порядка  $10^{-4} \div 10^{-6}$  мм, поэтому число  $q_i$  точек  $j$  при каждом  $i$  — достаточно велико. Для сокращения времени расчета можно принять начальную величину  $\Delta \approx 0,1 \div 0,02$  мм. Тогда расчет при каждом  $i$  дополняется следующими пунктами:

1. Из выражения (12) определим  $j = n$ , при котором  $\xi_{ij}$  имеет максимальное значение.

2. Из формулы (8) находим  $r_{n-1}$  и  $r_{n+1}$  соответственно при  $j = n-1$  и  $j = n+1$ .

3. Принимаем новое уменьшенное значение  $\Delta = (0,05 - 0,01)\Delta$ .

4. Рассчитываем новое число  $q_i$  точек  $j$ :  $q_i = [(r_{n-1} - r_{n+1})/\Delta] + 1$ .

Если  $\Delta$  достаточно мало, то при новых значениях  $\Delta$  и  $q_i$  повторяют расчет по формулам (8)–(12), в противном случае принимают в выражении (8)  $r_a = r_{n-1}$  и повторяют расчет по формулам (8)–(12) и пунктам 1–4.

Таким образом, исходными данными в выше приведенном расчете являются постоянные:  $r_a$ ,  $r_f$ ,  $z$ , функция (1) или (2),  $a$ ,  $z_0$ ,  $k$ ,  $\Delta$ . Дополнительно рассчитывают постоянные по формулам (3)–(5). После расчета по формулам (6)–(12) и пунктам 1–4 для каждого значения  $i$  из условия (5) получают ряд  $i$ -х точек искомого профиля инструмента, каждая из которых определена радиусом  $r_i$  и углом  $\xi_i$ .

Аналогичные численные методы используются для червячных шлицевых и специальных червячных фрез для эвольвентных зубчатых колес, для дискового инструмента (фрез, шлифовальных кругов), для гипоидных конических зубчатых колес, цилиндрических и конических винтовых поверхностей [1, 2].

Преимущества численных методов: простота уравнений; отсутствие среза обработанной поверхности; возможность применения при точечном задании профиля обрабатываемой поверхности. Численный метод по способу определения профиля инструмента — точечный. Метод универсален, так как в приведенном выше алгоритме для разных форм профиля  $Q$  меняются только функции (1) или (2), остальные уравнения неизменны. Недостаток метода — увеличение машинного времени, что для современных компьютеров не имеет значения.

Приведенный выше пример относится к каркасному виду твердотельного моделирования. Для решения ЗФ можно использовать поверхностное геометрическое 3D-моделирование для трехмерных конструкторских чертежей, основанное на алгебраической теории множеств [15]. 3D-моделирование успешно опробовано для расчета оптимальной установки шлифовального круга при затыловании червячных фрез. За критерий оптимизации принимали максимальную ширину шлифованного участ-

ка задней поверхности зубьев фрезы, что обеспечивает наибольшее число ее переточек [4].

## Механические методы

При механических методах профиль инструмента не рассчитывают, что является их преимуществом. Как правило, формообразование инструмента в форме тела вращения осуществляется кромкой резца определенной формы или вершиной алмаза, которые описывают относительно инструмента определенную траекторию.

Если необходимо получить профиль шлифовального круга для обработки винтовой поверхности, то вершине правящего алмаза сообщают движение по траектории профиля винтовой поверхности, который при правке шлифовального круга описывает винтовое движение с шагом, равным шагу винтовой поверхности.

Полученный профиль инструмента соответствует требованию — отсутствие среза [1], т. е. обработанная поверхность заготовки не будет иметь срезанных участков. Однако она может иметь отклонения в форме выступов. Поэтому полученный механическим методом профиль инструмента требует проверки, например путем пробных проходов обработки детали.

Широко применяемые системы с ЧПУ обеспечивают простоту получения траектории правящего алмаза.

Математическая составляющая при механических методах минимальна. Так, при формообразовании шлифовального круга для затылования червячных фрез рассчитывают траекторию вершины алмазной иглы (или карандаша), совпадающую с пространственной кромкой фрезы. Кромка в цилиндрических координатах  $r$ ,  $\theta$ ,  $z_k$  описывается уравнениями:

$$\theta(r) = [\xi(r)p_k - f(r)]/(p_k + c);$$

$$z_k = f(r) + c\theta(r),$$

где  $r$  — текущее значение радиуса фрезы в любой точке, задается в интервале  $r_a < r < r_f$ ;  $\xi(r) = \arcsin[(r_a \sin \gamma)/r] - \gamma$ ;  $p_k = P_z/360$ ;  $x(r) = r \cos \theta(r)$ ;  $y(r) = r \sin \theta(r)$ ,  $z_0 = f(r)$  — функция координаты  $z$  любой точки  $M$  от  $r$ ;  $\theta(r)$ ,  $z_k$ ,  $r$  — цилиндрические координаты кромки;  $x(r)$ ,  $y(r)$ ,  $z$  — координаты кромки в прямоугольной системе  $xyz$  ( $z$  — ось фрезы).

Для правки круга можно использовать алмаз с некоторым радиусом скругления при вершине, величина которого должна учитываться при корректировании траектории алмаза.

Механический метод формообразования шлифовального круга обеспечивает высокую точность

профиля шлифуемых червячных фрез (до класса АА, ГОСТ 9324–80) [7].

### Расчетные и расчетно-графические методы

Деление методов решения ЗФ на расчетные и расчетно-графические условно. Современные информационные технологии предоставляют большие возможности для графического оформления результатов: различные графики, чертежи, изображения на мониторах станков с ЧПУ. Однако при разработке и выборе алгоритмов для ЗФ использование расчетно-графических методов имеет преимущества: существенное упрощение алгоритмов и визуализация расчета.

Так, при обработке винтовых поверхностей со сложным профилем наиболее простым способом оптимизации установки инструмента в форме тела вращения является расчетно-графический. Изображение цилиндрических проекций ряда винтовых линий детали на осевую плоскость инструмента позволяет найти участки профиля детали, которые будут срезаны или выступать за линию заданного профиля [3]. Если таких участков нет, то винтовая поверхность будет полностью совпадающей с заданным профилем. В противном случае следует изменить установку инструмента (угол скрещивания осей детали и инструмента и др.) [1, 3].

Примером может служить и расчет теоретической высоты  $H$  неровности обработанной поверхности, который во многом упрощается при расчетно-графическом методе.

Недостатком расчетно-графических методов является погрешность, которую можно выявить по графикам и уменьшить корректировкой профиля инструмента. Для этого масштаб графика участка профиля с погрешностью увеличивают, например в 1000 раз, и корректируют. Совершенство и точность графических методов может быть выше.

### Комбинированные методы

В комбинированных методах решения ЗФ используют преимущества разных способов. Рассмотрим ЗФ, в котором огибающая семейства окружностей фрезы находится кинематическим методом, касательные к ряду ее точек — дифференцированием, а некоторые точки огибающей, по которым получают окончательный результат, — численным методом.

Цель ЗФ — расчет теоретической высоты  $H$  неровностей поверхности, обработанной цилиндрическим фрезерованием, т. е. параметра шероховатости  $Rz$  обработанной поверхности.

При обработке плоскости цилиндрической фрезой с подачей, направленной по нормали к оси фрезы, теоретическая высота неровности в плоскости  $XY$ , нормальной к оси фрезы рассчитывается по

формуле:  $H = Y(u)_{ij} - Y(u)_k$ , где  $Y(u)_{ij}$  — минимальная координата  $Y$  точки  $E$  пересечения огибающих, образованных  $i$ -м и  $j$ -м зубьями фрезы;  $Y(u)_k$  — максимальная координата  $Y$  точки  $k$ -й огибающей, образованной  $k$ -м зубом фрезы;  $u$  — угол поворота фрезы вокруг ее оси в главном вращательном движении.

Положительное направление оси  $Y$  принято от оси фрезы к обработанной плоскости. Номера зубьев ( $i, j, k$ ) и соответствующие углы  $u$  рассчитываются из условия, что выше (вдоль оси  $Y$ ) точки  $E$  отсутствуют огибающие, т. е. располагается заготовка. Таким образом, точка  $E$  — вершина выступа, высота  $H$  которого определяет теоретическую высоту неровности в сечении обработанной поверхности плоскостью  $XY$ .

Огибающая, образованная каждым зубом фрезы, — огибающая семейства окружностей с радиусом  $\rho$  скругления кромки данного зуба. Семейство окружностей каждого зуба образуется в сложном движении фрезы относительно заготовки, при котором центр окружности радиусом  $\rho$  описывает трохоиду. Радиус каждого зуба фрезы равен сумме  $\rho$  и  $R$  — расстояния от оси фрезы до центра окружности с радиусом  $\rho$ . В общем случае  $R$  и  $\rho$  каждого зуба различны, что обусловлено, в частности, биением  $\Delta_z$  зубьев. При расчете  $H$  величину  $\Delta_z$  принимают как фактическое биение зубьев фрезы, установленной в патроне станка, т. е. с учетом собственного биения зубьев относительно оси фрезы и эксцентриситета осей фрезы и шпинделя станка.

Уравнения огибающей для каждого зуба фрезы в параметрической форме имеют вид:

$$X(u) = f_1(u) + \rho \sin w; \quad (13)$$

$$Y(u) = f_2(u) + \rho \cos w, \quad (14)$$

где  $f_1(u) = su - R \sin u$ ;  $f_2(u) = R \cos u$ ;  $w = \arctg \theta$ ;  $\theta = -\{d[f_2(u)]/du\}/\{d[f_1(u)]/du\}$ ;  $s = S z_\phi / 2\pi$ ;  $S$  — подача на зуб;  $z_\phi$  — число зубьев фрезы.

Здесь учитываются факторы, влияющие на величину  $H$  в порядке уменьшения их влияния:  $\Delta_z$ ,  $S$ , диаметр фрезы  $2R$ , окружной шаг зубьев (в том числе неравномерный),  $z_\phi$ ,  $\rho$ .

Наибольшее влияние на величину  $H$  оказывает радиальное биение. При величине  $\Delta_z$  на 5÷15 мкм высота  $H$  может быть соизмерима с реальной фактической высотой неровности  $Rz$ . Так, при  $2R = 20$  мм,  $S = 0,1$  мм,  $\Delta_z = 10$  мкм,  $z_\phi = 6$ ,  $\rho = 20$  мкм имеем  $H \approx 5$  мкм.

Величина  $\rho$  в диапазоне от 0 до 30 мкм не оказывает существенного влияния на высоту  $H$ , что позволяет принять  $\rho = 0$  для упрощения расчета.

Упрощает расчет  $H$  и использование двумерного графика, по которому определяется координата  $Y$  точки  $E$ . График строится в параметрической фор-

ме с осями  $X(u)$ ,  $Y(u)$ ; значения  $X(u)$ ,  $Y(u)$  определяются по формулам (13) и (14).

Радиальное биение на фрезах, как правило, регламентировано и определяется как разность между наибольшим и наименьшим радиусами зубьев фрезы. Однако высота  $H$  зависит и от биения  $\Delta_c$  соседних зубьев, при этом величина  $H$  может изменяться в 2–3 раза.

Описанный выше метод расчета  $H$  не учитывает микронеровности самой кромки, вибраций, деформаций фрезы и заготовки и другие факторы. Преимуществами данного метода являются его простота, инвариантность, возможность независимо от материала инструмента, заготовки и другие аспекты приближенно описать процесс образования неровности и оценить влияние на ее высоту ряда важных факторов.

Каждый из вышерассмотренных методов имеет преимущества и недостатки и может применяться для решения ЗФ. Наиболее перспективны численные методы, в частности, твердотельное моделирование и расчетно-графический метод.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Юликов М. И., Горбунов Б. И., Колесов Н. В. Проектирование и производство режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1987. 296 с.
2. Люкшин В. С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов. М.: Машиностроение, 1968. 372 с.
3. Петухов Ю. Е. Формообразование численными методами. М.: Янус-К, 2004. 198 с.

---

УДК 621.9.02

Е. Г. КРЫЛОВ, канд. техн. наук, А. В. БЕЛОВА (Волгоградский ГТУ), e-mail: app@vstu.ru

## Прогнозирование предельного состояния многолезвийного твердосплавного инструмента

Представлены методика прогнозирования достижения предельного состояния сборным многолезвийным инструментом с твердосплавными режущими пластинами путем измерения термоэлектрических сигналов в зоне обработки.

**Ключевые слова:** многолезвийный инструмент, твердосплавная пластина, предельное состояние, прогнозирование.

The method of forecasting of reaching of marginal state in composed multiedge cutter with carbide cutting blades by measuring of thermoelectric signals in cutting zone is presented.

**Keywords:** multiedge cutter, carbide blade, marginal state, forecasting.

4. Колесов Н. В., Петухов Ю. Е. Два типа компьютерных моделей режущего инструмента // СТИН. 2007. № 7. С. 23–25.

5. Пат № 2422251 Рос. Федерация: МПК В 23 C3/00. Способ фрезерования поверхностей сложного контура.

6. Лашнев С. И., Юликов М. И. Расчет и конструирование металлорежущих инструментов с применением ЭВМ. М.: Машиностроение, 1975. 392 с.

7. Демидов В. В., Демидова Е. В. Имитационная модель процесса зубофрезерования цилиндрических колес и корректированных долблаков червячно-модульными фрезами // Технология машиностроения. 2010. № 7. С. 53–57.

8. Колесов Н. В., Кирсанова О. Г. Способ формообразования шлифовальных кругов для затылования червячных фрез // СТИН. 2012. № 1. С. 24–26.

9. Проблемы технической диагностики станочного оборудования на современном этапе развития / С. Н. Григорьев, М. П. Козочкин, Ф. С. Сабиров, В. А. Синопальников // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 4. С. 27–36.

10. Анализ погрешностей привода подач металлорежущего станка и способов их снижения / В. В. Бушев, В. А. Кузовкин, В. В. Молодцов, В. В. Филатов // Измерительная техника. 2006. № 6. С. 18–22.

11. Козочкин М. П., Сабиров Ф. С., Попиков А. Н. Виброакустическая диагностика при твердом точении // Вестник МГТУ Станкин. 2009. № 1 (15). С. 23–29.

12. Влияние динамических характеристик инструмента и заготовки на результаты виброакустического контроля процесса резания / В. И. Завгородний, М. П. Козочкин, А. Р. Маслов, Ф. С. Сабиров // СТИН. 2010. № 6. С. 13–17.

13. ГОСТ 25762–83. Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий. М.: Изд-во стандартов, 1983. 42 с.

14. ГОСТ Р ИСО 230-1–2010. Испытания станков. Ч. 1. Методы измерения геометрических параметров. М.: Стандартинформ, 2011. 84 с.

15. T-FLEX CAD. Трехмерное моделирование. Руководство пользователя. М.: Топ Системы, 2008. 837 с.

В машиностроительном производстве одним из основных факторов, определяющих эффективность и конкурентоспособность выпускаемой продукции, является надежность резания, которая во многом зависит от надежности составляющих технологической системы и условий их взаимодействия. Основной аспект надежности процесса резания — обеспечение работоспособности режущего инструмента в течение заданного периода времени, как наиболее слабого элемента технологической системы. На производстве нередко происходят отказы из-за инструмента в период запланированного времени его эксплуатации, что существенно снижает производительность и эффективность

обработки. При этом применение высокопроизводительных технологических систем требует гарантированного обеспечения работоспособности режущего инструмента, особенно при многоинструментальной и многопереходной обработке сложнопрофильных поверхностей и резании деталей из новых жаропрочных и коррозионно-стойких материалов.

Первым этапом оценки надежности инструмента является анализ его отказов. Преждевременные отказы режущего инструмента на черновых операциях могут привести к деформациям и поломкам узлов станка, а на чистовых операциях стать причиной неустранимого брака.

Анализ видов отказов сборных инструментов с механическим креплением твердосплавных режущих пластин (РП) показал, что наиболее частым отказом является поломка РП. При непрерывном резании конструкционных сталей твердосплавные РП чаще всего разрушаются по толщине; при прерывистом резании увеличивается число разрушений РП по ширине. Распространенными являются отказы РП из-за сколов узких слоев твердого сплава вдоль задней, передней или опорной поверхностей. При резании труднообрабатываемых материалов и прерывистом резании, в частности торцевом фрезеровании, отказы связаны с выкрашиванием и работающих, и неработающих участков РП. При черновых обработках, при которых используются твердые сплавы повышенной прочности и пластичности, имеет место пластическое деформирование режущей части пластины, а также пластическое деформирование опоры, если опорная пластина изготовлена не из твердого сплава.

Разрушение РП в основном происходит при больших подачах, а выкрашивание и появление термических трещин — при высоких скоростях резания. В общем случае при оптимальных режимах резания у РП сначала появляются следы изнашивания, затем происходит выкрашивание частиц малых и средних размеров, а когда износ и выкрашивание достигают критических величин, наступает отказ. На оптимальных режимах резания при черновой обработке наиболее часто имеют место разрушения РП, а при чистовой обработке — сколы. По обобщенным данным различных исследователей установлено, что поломки (неустранимые отказы) твердосплавных РП при черновой и получистовой обработке конструкционных сталей составляют 20 %, поэтому прогнозирование предельного состояния сборного многолезвийного инструмента — актуальная технологическая задача.

Считаем, что предельное состояние инструмента наступает в двух случаях: при достижении на РП фаски износа заданной величины и при потере контакта РП с заготовкой (поломка, скол). Кон-

троль предельного состояния режущего инструмента будем осуществлять путем регистрации и математической обработки диагностических сигналов, поступающих в систему программного управления станком. Современные системы ЧПУ класса PCNC, как правило, имеют достаточные функциональные возможности для решения этой задачи.

В этом случае важным является выбор диагностического сигнала. Его значение, измеряемое в процессе механической обработки, должно отражать взаимодействие инструмента и заготовки. Исследования, выполненные в ВолгГТУ на кафедре "Автоматизация производственных процессов", показали, что в качестве диагностического сигнала можно использовать постоянную составляющую термоэлектродвижущей силы (термоЭДС), возникающей в зоне контакта естественной термопары "инструмент—заготовка" [1–3].

Рассмотрим решение задачи контроля предельного состояния многолезвийного режущего инструмента на примере торцевой фрезы для каждого из приведенных случаев.

В первом случае перед началом обработки на фиксированных режимах резания в течение 3–5 с осуществляется предварительный ход инструмента по заготовке, при этом токосъемник, установленный на шпинделе станка, регистрирует сигналы термоЭДС от каждой РП. Аналогово-цифровой преобразователь полученные сигналы преобразует в цифровой код, который поступает в систему ЧПУ, где с помощью программного обеспечения рассчитывается допустимая скорость резания [4] по формуле

$$v_d = \frac{(625 - 24,7 E_c) D^{0,2}}{T^{0,2} t^{0,1} S_z^{0,4} B^{0,2} E_c^{0,24}}, \text{ м/мин.}$$

Здесь  $E_c$  — среднеарифметическая термоЭДС всех РП, мВ;  $D$  — диаметр фрезы;  $T$  — время работы инструмента, мин;  $t$  и  $B$  — глубина и ширина фрезерования;  $S_z$  — подача на зуб фрезы, мм/зуб.

Для РП с максимальной термоЭДС, т. е. с наименьшими режущими свойствами, по рассчитанной скорости  $v_d$  резания определяют максимальную интенсивность отказов по формуле

$$\lambda_{\max} = \left( \frac{(625 - 24,7 E_{\max}) D^{0,2}}{v t^{0,1} S_z^{0,4} B^{0,2} E_{\max}^{0,24}} \right), \text{ мин}^{-1},$$

где  $E_{\max}$  — максимальная термоЭДС режущей кромки фрезы, мВ.

Использование  $E_{\max}$  в расчетах интенсивности  $\lambda_{\max}$  отказов обусловлено тем, что момент наступления предельного состояния сборного многолез-

вийного инструмента определяется РП (или группой РП) с наименьшими режущими свойствами. Полученная интенсивность  $\lambda_{\max}$  отказов принимается постоянной в течение всего времени работы фрезы.

После предварительного прохода инструмента по стальной заготовке контролируется наличие предельного состояния сборного инструмента через постоянный интервал времени  $\Delta t$ . Экспериментально установлено, что наименьшей погрешности расчетов соответствует  $\Delta t = (0,08 \div 0,1)T$ .

Для первого контрольного момента времени  $\tau_1 = \Delta t$  вычисляют функцию  $\bar{P}(\tau_1)$  отрицания вероятности безотказной работы фрезы по экспоненциальному закону распределения случайных величин:

$$\bar{P}(\tau_1) = Q(\tau_1) = 1 - e^{-\lambda_{\max}\tau_1},$$

где  $Q(\tau_1)$  — частная функция вероятности отказов в момент времени  $\tau_1$ .

Функция вероятности отказа фрезы в момент  $\tau_1$  составляет

$$F(\tau_1) = \bar{P}(\tau_1).$$

После расчета функции  $F(\tau_1)$  определяем коэффициент  $K_p$  работоспособности сборного инструмента по формуле

$$K_p = F(\tau_1)/F_{\text{пр}}, \quad (1)$$

где  $F_{\text{пр}}$  — предельное значение функции вероятности отказа инструмента, задаваемое перед предварительным пробным проходом, например  $F_{\text{пр}} = 0,95$ .

По полученному коэффициенту  $K_p$  проверяют выполнение условия  $K_p \geq 1$ : если  $K_p < 1$ , то обработка продолжается на выбранных режимах резания до наступления следующего контрольного момента времени, т. е.  $\tau_2$ ; если  $K_p \geq 1$ , то режущий инструмент выводят из зоны обработки и заменяют.

Для второго контрольного момента времени, т. е. для  $\tau_2 = 2\Delta t$ , вычисляют функцию отрицания вероятности безотказной работы фрезы по формуле

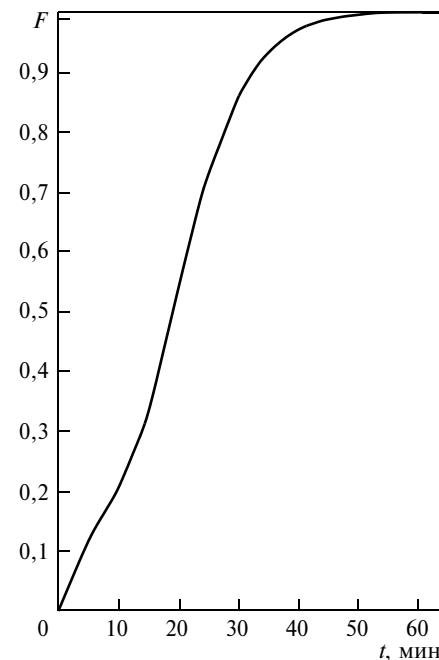
$$\bar{P}(\tau_2) = Q(\tau_2)[1 - Q(\tau_1)],$$

где  $Q(\tau_2)$  — частная функция вероятности отказов в момент времени  $\tau_2$ , вычисляемая по формуле

$$Q(\tau_2) = 1 - e^{-\lambda_{\max}\tau_2}.$$

Функция вероятности отказа фрезы в момент  $\tau_2$  составляет  $F(\tau_2) = \bar{P}(\tau_2)$ .

После расчета функции  $F(\tau_2)$  определяют коэффициент  $K_p$  работоспособности сборного инструмента по формуле (1) и проверяют выполнение условия  $K_p \geq 1$ . В общем случае для любого кон-



Функция вероятности отказа инструмента

трольного момента времени ( $\tau_n \leq T$ ) функцию  $\bar{P}(\tau_i)$  отрицания вероятности безотказной работы фрезы вычисляют по формуле

$$\bar{P}(\tau_n) = Q(\tau_n)[1 - Q(\tau_1)][1 - Q(\tau_2)] \dots [1 - Q(\tau_{n-1})].$$

Функция вероятности отказа фрезы в момент  $\tau_n$  составляет

$$F(\tau_n) = \sum_{i=1}^{n-1} \bar{P}(\tau_i).$$

Вычисление коэффициента  $K_p$  работоспособности сборного инструмента по формуле (1) и проверку выполнения условия  $K_p \geq 1$  осуществляют после каждого нового расчета функции  $F(\tau_i)$  вероятности отказа фрезы в момент времени  $\tau_i$ .

На основании предложенной методики прогнозирования предельного состояния многолезвийного инструмента разработано программное обеспечение, которое можно использовать при фрезерной обработке в условиях автоматизированного производства [5]. Экспериментальную проверку методики осуществляли для обрабатываемого материала — сталь 45 (ГОСТ 1050—88), и инструментального материала (пятигранные РП) — сплав Т5К10 (ГОСТ 19065—80). На рисунке показана полученная функция вероятности отказа инструмента.

Во втором случае в наладочном режиме работы станка перед началом обработки заготовки в постоянную память системы ЧПУ заносят следующие данные: 1) число  $N$  режущих кромок инструмента; 2) значение предельной термоЭДС [ $E$ ], определяю-

щей отказ режущей кромки инструмента; 3) верхнее и нижнее значения коэффициента  $[K_i]$  изношенности инструмента.

Затем система ЧПУ станком выполняет позиционирование режущего инструмента относительно заготовки и осуществляет предварительный проход на фиксированных режимах обработки для регистрации сигналов термоЭДС от каждой режущей пластины. В отличие от первого случая, с момента начала обработки заготовки на технологических режимах токосъемник непрерывно измеряет текущее значение термоЭДС ( $E_i$ ) с каждой РП и передает его в оперативную память системы ЧПУ, где с помощью соответствующей программы выполняется непрерывное сравнение текущих значений  $E_i$  с предельным значением  $[E]$ , т. е. проверяется условие  $E_i \geq [E]$ .

Экспериментально установлено, что целесообразно принять диапазон значений предельной термоЭДС  $0,5 \text{ мВ} \leq [E] \leq 1 \text{ мВ}$ , что соответствует отсутствию контакта заготовки и инструмента и, следовательно, сигналу логического нуля. Если в произвольный момент времени условие  $E_i \geq [E]$  не выполняется, т. е. термоЭДС режущей кромки инструмента меньше предельного значения, то вычисляется коэффициент  $K_i$  изношенности по формуле  $K_i = M/N$ , где  $M$  — число РП с термоЭДС меньше предельного значения;  $N$  — общее число РП в сборном инструменте.

Для стабильной работы сборного твердосплавного режущего инструмента (отсутствие вибраций и обеспечение заданного качества обработанной поверхности) экспериментально установлены предельные значения коэффициента  $[K_i]$  изношенности 0,1 и 0,25, что обусловлено следующим.

В качестве объекта исследований выбраны торцевые фрезы, оснащенные восемью и десятью твердосплавными РП, как наиболее применяемые при черновой и получистовой многолезвийной обработке на автоматизированных станках. Нижнее предельное значение коэффициента изношенности  $[K_i] = 0,1$  соответствует отказу одной РП десятизубой фрезы, наличие которого не влияет на работоспособность инструмента. При превышении этого значения необходимо корректировать технологический режим (изменить частоту вращения шпинделя или подачу) для обеспечения заданного времени работы инструмента. Верхнее предельное значение коэффициента изношенности  $[K_i] = 0,25$  соответствует неработоспособному состоянию инструмента (отказ двух РП восьмизубой фрезы) и требует замены режущего инструмента. Следовательно, при  $[K_i] > 0,25$  также инструмент подлежит замене.

Установлено, что при многолезвийной обработке инструментом с  $N < 10$  отказ даже одной РП

приводит к необходимости коррекции технологического режима; для инструмента с  $N > 10$  при отказе только одной РП корректировать режим нецелесообразно, так как это снижает производительность обработки, но не улучшает состояние инструмента.

Сравнение расчетного коэффициента  $K_i$  с его предельными значениями осуществляется следующим образом. Если  $K_i \leq 0,1$  — обработка заготовки продолжается на заданных технологических режимах; если  $0,1 < K_i < 0,25$  — корректируется режим обработки; если  $K_i \geq 0,25$  — система ЧПУ формирует технологическую команду на замену режущего инструмента и передает соответствующий сигнал в систему управления инструментальным магазином станка.

Экспериментальную проверку предлагаемой методики выполняли при обработке стали 45 (ГОСТ 1050—88) торцевой фрезой диаметром  $D_1 = 100 \text{ мм}$ , оснащенной восемью пятигранными РП из сплава Т5К10 (ГОСТ 19065—80) и торцевой фре-

Таблица 1

**Результаты исследований при обработке восьмизубой торцевой фрезой на режиме:**

$v_1 = 152 \text{ м/мин}, S_z = 0,2 \text{ мм/зуб}, t_1 = 4 \text{ мм}, T_1 = 120 \text{ мин}$

Шаг расчета	Номер РП	$E_i, \text{ мВ}$	$N$	$M$	$K_i$	Время изменения состояния инструмента $t, \text{ мин}$ (номер отказавшей РП)	Управляющее действие
1	1	8,5					Задание технологических режимов
	2	8,1					
	3	10,4					
	4	9,9	8	0	0	0	
	5	7,9					
	6	10,8					
	7	10,6					
	8	9,2					
2	1	9,3					Коррекция технологических режимов
	2	8,9					
	3	9,9					
	4	10,5	8	1	0,125	73 (6)	
	5	9,0					
	6	<b>0,1</b>					
	7	5,9					
	8	10,2					
3	1	8,9					Замена режущего инструмента
	2	8,0					
	3	9,1					
	4	9,9					
	5	8,3	8	2	0,25	114 (7)	
	6	<b>0</b>					
	7	<b>0,2</b>					
	8	9,4					

Примечание. Выделены значения  $E_i < [E] \leq 1 \text{ мВ}$ , что соответствует отказу этих РП.

Таблица 2

**Результаты исследований при обработке****десятизубой торцевой фрезой на режиме:**

$$v_2 = 114 \text{ м/мин}; S_z = 0,8 \text{ мм/зуб}; t = 3,5 \text{ мм}; T = 150 \text{ мин}$$

Шаг расчета	Номер РП	$E_i$ , мВ	$N$	$M$	$K_i$	Время изменения состояния инструмента $t$ , мин (номер отказавшей РП)	Управляющее действие
1	1	13,2	10	0	0	0	Задание технологических режимов
	2	12,9					
	3	14,0					
	4	13,6					
	5	14,1					
	6	13,8					
	7	12,9					
	8	13,4					
	9	12,5					
	10	12,3					
2	1	13,3	10	1	0,1	97 (3)	Обработка на заданных режимах
	2	13,1					
	3	<b>0,2</b>					
	4	13,3					
	5	10,4					
	6	7,9					
	7	12,6					
	8	12,4					
	9	11,8					
	10	11,6					
3	1	13,3	10	2	0,2	109 (6)	Коррекция технологических режимов
	2	13,0					
	3	<b>0,1</b>					
	4	12,6					
	5	7,2					
	6	<b>0,2</b>					
	7	12,5					
	8	12,2					
	9	11,5					
	10	11,2					
4	1	13,1	10	3	0,3	139 (5)	Замена инструмента
	2	12,7					
	3	<b>0</b>					
	4	12,2					
	5	<b>0,1</b>					
	6	<b>0,1</b>					
	7	12,3					
	8	11,8					
	9	11,1					
	10	11,0					

Примечание. Выделены значения  $E_i < [E] \leq 1$  мВ, что соответствует отказу этих РП.

зой диаметром  $D_2 = 120$  мм, оснащенной десятью пятигранными РП марки ТТ7К12 (ГОСТ 19065–80). При исследовании задавались следующие параметры резания: подача  $S_z = 0,2$  мм/зуб и ширина фрезерования  $B = 100$  мм — одинаковые для обоих наборов пластин; глубина фрезерования соответственно  $t_1 = 2$  мм и  $t_2 = 3,5$  мм;  $[E] = 0,5$  мВ. Допустимая скорость резания и заданное время работы инструмента составили соответственно  $v_1 = 152$  м/мин и  $v_2 = 114$  м/мин,  $T_1 = 120$  мин и  $T_2 = 150$  мин. Результаты экспериментов приведены в табл. 1 и 2, в которых также дана информация о первоначальном состоянии сборной фрезы и состоянии в моменты отказов РП.

Анализ полученных результатов показал, что предлагаемая методика позволяет зафиксировать отказ любой РП многолезвийного твердосплавного инструмента путем непрерывного контроля термоЭДС каждой пластины и по расчетному коэффициенту  $K_i$  оперативно осуществлять корректировку технологических режимов или замену инструмента.

Предложенная методика прогнозирования предельного состояния многолезвийного инструмента наиболее эффективна, если режущие свойства отдельных твердосплавных пластин существенно отличаются от остальных, т. е. разница между максимальным и минимальным значениями термоЭДС РП превышает 1,5 мВ. В этом случае возможны преждевременное изнашивание или поломка РП, что в свою очередь может привести к нежелательной вибрации инструмента и снижению качества обработанной поверхности детали.

Предлагаемая методика позволяет своевременно определять наступление предельного состояния сборного многолезвийного инструмента, что повышает надежность обработки на автоматизированных станках.

**БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ**

1. Плотников А. Л., Крылов Е. Г., Фролов Е. М. Диагностирование на основе термоэлектрических явлений в зоне резания состояния сборного многолезвийного твердосплавного режущего инструмента // СТИН. 2009. № 11. С. 2–7.
2. Автоматический контроль состояния сборного многолезвийного инструмента / А. Л. Плотников, А. С. Сергеев, Е. Г. Крылов и др. // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2011. № 3. С. 25–28.
3. Автоматический контроль предельного состояния торцевых фрез / Плотников А. Л., Лесной Б. В., Крылов Е. Г., Сергеев А. С. // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 7. С. 42–46.
4. Пат. № 2449860 Рос. Федерации: МПК B 23 B 25/06. Способ программного контроля предельного состояния режущих кромок сборных многолезвийных инструментов.
5. Свид. № 2012612504 гос. регистрации программы для ЭВМ. Расчет предельного состояния сборных твердосплавных фрез.

УДК 621.7

В. А. КОРОТКОВ, д-р техн. наук (НТИ — филиал Уральского федерального университета, г. Нижний Тагил), e-mail: vk@udgz.ru

## Исследование поверхностного пластического деформирования наплавленного металла

Исследовано деформирование аустенитного наплавленного металла. Установлена оптимальная величина обжатия.

**Ключевые слова:** наплавка, поверхностное пластическое деформирование, остаточное напряжение, твердость, шероховатость.

The deformation process of austenitic built-up metal is investigated. The optimal squeeze value is determined.

**Keywords:** build-up, surface plastic deformation, residual stress, hardness, roughness.

Поверхностное пластическое деформирование (ППД) — способ упрочнения, уплотнения поверхностного слоя (до глубины 8 мм), в результате которого повышается твердость и улучшается шероховатость поверхности, создаются остаточные напряжения сжатия, повышающие усталостную прочность детали. Недостатками ППД являются появление волнистости при больших обжатиях и сложность получения требуемого размера [1]. Волнистость чаще всего образуется на наплавленных деталях, что обусловлено неравномерной твердостью, которая связана с шагом наплавки. Поэтому шлифование наплавленных деталей предпочтительнее ППД.

Но и шлифование имеет существенный недостаток. Обтачивание, предшествующее шлифованию, сопровождается ППД, которое улучшает обрабатываемую поверхность детали. Однако при обтачивании ППД подвергается только тонкий поверхностный слой, который удаляется при последующем шлифовании, и деталь теряет приобретенные положительные свойства.

Цель работы — исследование влияния ППД на остаточные напряжения, твердость и шероховатость

наплавленного аустенитного слоя при небольших обжатиях (до 0,05 мм), при которых вероятность появления волнистости незначительна, а получение заданных размеров не вызывает затруднений.

### Исследование влияния ППД на остаточные напряжения

В качестве наплавочного материала использовали аустенитную сталь Св-08Х21Н9Г7Т, стойкую к кавитации и коррозии и используемую при производстве

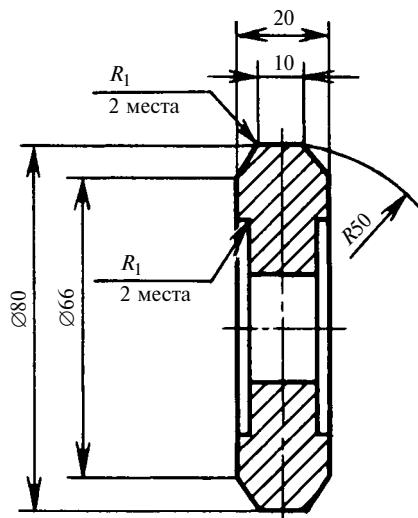


Рис. 1. Ролик для ППД

гидравлического оборудования [2]. Выполняли однослойную наплавку углеродистой стали в среде углекислого газа. Осуществляли ППД роликом (рис. 1) и ультразвуковым аппаратом, изготовленным ООО "Северо-западный центр ультразвуковых технологий" (г. С.-Петербург). В состав аппарата входят ультразвуковой генератор и акустическая головка с твердосплавным наконечником. Потребляемая мощность генератора 630 Вт, частота собственных механических колебаний 22 кГц.

Обжатие образца роликом составило ~0,02 мм. При использовании ультразвукового аппарата такого же обжатия достичь не удалось (оно составило ~0,005 мм), так как при увеличении обжатия твердосплавный индентор быстро изнашивался, и ухудшалась шероховатость поверхности.

Остаточные напряжения на образцах измеряли твердомером ТШ (Бринелль) по отпечаткам шарика с помощью оптического электронного спектр-интерферометра, размещенного на стандартном голографическом оборудовании УИГ-12. Предел текучести ( $\sigma_t$ ) и остаточные напряжения в наплавленном металле определяли по отклонению отпечатка от окружности [3]. Для материала без обработки  $\sigma_t = 380 \div 420$  МПа, при ультразвуковом ППД —  $\sigma_t = 430 \div 480$  МПа, при ППД с обкаткой роликом —  $\sigma_t = 1308 \div 1430$  МПа. На рис. 2 остаточные напряжения приведены в отношении к пределу текучести наплавленного металла; точки — экспериментальные данные, линии — аппроксимирующая кривая, построенная по методу наименьших квадратов. Средние остаточные напряжения в наплавленном металле на удалении от краев (см. рис. 2, a), приведенные к пределу текучести наплавленного металла соста-

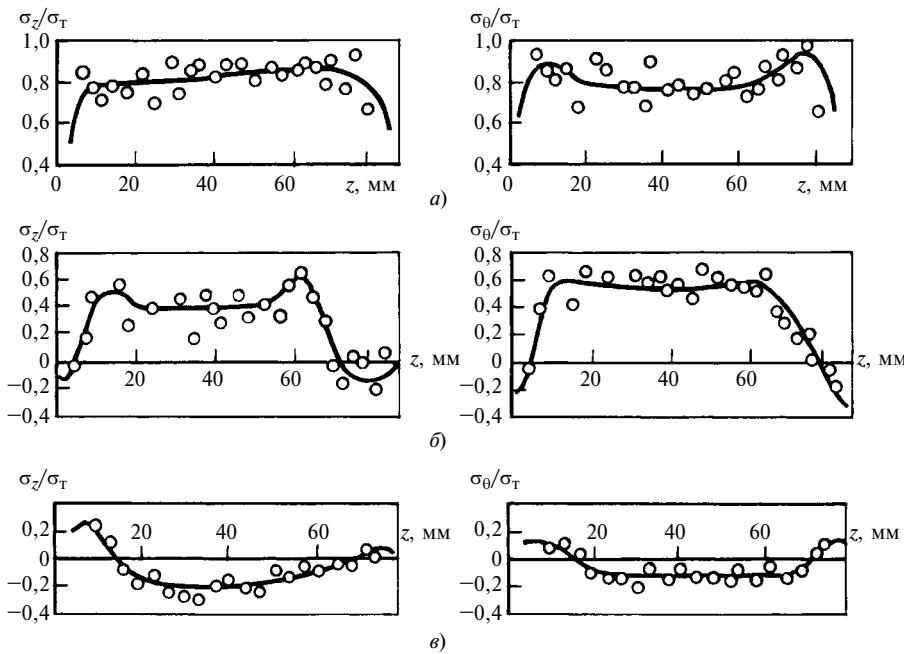


Рис. 2. Распределение относительных осевых  $\sigma_z/\sigma_T$  и окружных  $\sigma_\theta/\sigma_T$  остаточных напряжений при обработке:  
а — наплавленного металла; б — наплавленного металла с ультразвуковым ППД; в — наплавленного металла с обкаткой роликом

вили:  $\sigma_\theta = 0,79\sigma_T$  и  $\sigma_z = 0,84\sigma_T$ ; т. е. в абсолютных значениях —  $\sigma_\theta = 302 \div 334$  МПа и  $\sigma_z = 320 \div 353$  МПа. Это указывает на высокую напряженность наплавленного слоя и целесообразность снижения остаточных напряжений. После ультразвуковой обработки (см. рис. 2, б) в наплавленном слое сохранились те же растягивающие остаточные напряжения (и осевые, и окружные), что и до обработки. Их средние значения в удаленной от краев области составили:  $\sigma_\theta = 0,58\sigma_T$ ,  $\sigma_z = 0,42\sigma_T$  и  $\sigma_\theta = 251 \div 280$  МПа,  $\sigma_z = 178 \div 199$  МПа. В целом предел текучести наплавленного металла после ультразвукового ППД увеличился на 14 %, остаточные растягивающие напряжения снизились: окружные  $\sigma_\theta$  — на 17 %, осевые  $\sigma_z$  — на 44 %.

Более интенсивное, чем ультразвуковое ППД, пластическое деформирование роликом удаленной от краев области способствует переходу растягивающих остаточных напряжений в сжимающие. Их средние величины составили:  $\sigma_\theta = -0,12\sigma_T$ ,  $\sigma_z = -0,16\sigma_T$  и  $\sigma_\theta =$  от  $-157$  до  $172$  МПа,

$\sigma_z =$  от  $-216$  до  $-236$  МПа. Таким образом, в результате обкатки роликом предел текучести наплавленного металла увеличился в  $\sim 3$  раза, а остаточные напряжения изменили знак — из растягивающих перешли в сжимающие.

Исследования показали, что проведенное в эксперименте ППД с небольшими обжатиями (в пределах 0,02 мм) вызывает существенное снижение остаточных напряжений и способствует переходу неблагоприятных растягивающих напряжений в благоприятные сжимающие.

#### Исследование влияния числа проходов ППД на твердость и шероховатость поверхности

Образец из углеродистой стали 35 с двумя слоями, наплавленными проволокой Св-08Х21Н9Г7Т в среде защитного газа, подвергали проточке и многопроходной обкатке роликом. С помощью переносного прибора измеряли твердость и шероховатость поверхностей (таблица). Результаты измерений показали, что увеличение числа проходов ППД существенно не влияет на твердость и ше-

роховатость поверхности, если не сопровождается дополнительным обжатием. Некоторое уменьшение твердости после пятого прохода свидетельствует о начале усталостных явлений в поверхностном слое. После ППД волнистости на обработанной поверхности не наблюдалось. Следовательно, целесообразной представляется однократная обкатка с усилием обжатия более 0,01 мм, что обеспечивает значительное снижение шероховатости и увеличение твердости обрабатываемой поверхности.

#### Исследование влияния режима обкатки на твердость и шероховатость поверхности

При постоянном усилии прижатия осуществляли однократную обкатку роликом при скорости 15  $\div$  30 м/мин и подаче 0,15  $\div$  0,19 мм/об. При исходной твердости 28 HRC двухслойной наплавки проволокой Св-08Х21Н9Г7Т диаметр образца ( $\varnothing 575$  мм) уменьшился на  $\sim 0,04$  мм. При этом шероховатость поверхности снизилась с  $Ra = 1,4 \div 1,7$  мкм до  $Ra = 0,5 \div 0,7$  мкм, а твердость увеличилась с  $\sim 35$  HRC (после проточки) до  $\sim 42$  HRC. Такой режим обкатки, по производительности соответствующий режиму обточки труднообрабатываемых сталей, и полученные твердость и

Значения твердости и шероховатости поверхности наплавленного металла (28 HRC) в зависимости от числа проходов ППД

Номер прохода ППД	Уменьшение диаметра, мм	HRC (прибор УЗИТ-3)	Ra, мкм (прибор TR-100)
После обточки	—	32 $\div$ 35	1,38
1	0,010	35 $\div$ 38	1,35
2*	0,005	38 $\div$ 42	1,06
3	—	39 $\div$ 43	0,87
4	—	39 $\div$ 43	0,87
5	—	38 $\div$ 42	0,87
6	—	38 $\div$ 42	0,87

\* Усилие прижатия ролика было увеличено и на последующих проходах не изменялось.

УДК 378.1

Л. В. КРЕМЛЕВА, В. И. МАЛЫГИН, доктора технических наук, В. Т. ХАРИТОНЕНКО, канд. техн. наук  
(Севмашвтуз, г. Северодвинск), e-mail: l.kremleva@narfu.ru

## Интегрированная система подготовки инженерных кадров для предприятий оборонно-промышленного комплекса

Развитие инновационной и научно-исследовательской деятельности в российских вузах актуализирует поиск и создание новых организационных форм, структур и векторов современной экономической и интеллектуальной консолидации вузов и предприятий, так как результативность инженерного образования находится в прямой зависимости от уровня интеграции теоретической и практической подготовки, условий профессионального развития и социализации студента. Такая консолидация наиболее актуальна при подготовке специалистов для предприятий оборонно-промышленного комплекса (ОПК).

В настоящее время создание, ремонт, модернизация, переоборудование и утилизация атомных подводных лодок (АПЛ) большого водоизмещения, а также строительство крупных надводных кораблей и объектов морской техники возможны только на предприятиях Северодвинска, которые образуют крупнейший судостроительный комплекс Объединенной судостроительной корпорации (ОСК) на севере России. На данных предприятиях реализован полный цикл строительства, ремонта, модернизации и утилизации подводных лодок, а также гражданских объектов морской техники, предназначенных для добычи минерального сырья на шельфе арктических морей.

Организация судостроительного производственного комплекса Северодвинска и специфика производственных технологий обусловили особенности формирования образовательного пространства города, ядром которого сегодня является Северодвинский судостроительный научно-образовательный кластер (НОК) Северного (арктического) федерального университета (САФУ) им. М. В. Ломоносова.

Необходимость создания и развития системы интегрированного непрерывного многоуровневого образования на базе НОК обусловлена перспективами выполнения приоритетных оборонных заказов по строительству АПЛ на предприятиях Северодвинска, а также стратегическими планами развертывания крупномасштабных работ по освоению месторождений на шельфе арктических морей и связанными с ними планами строительства буровых платформ.

Формирование судостроительного НОК создает перспективы развития интегрированной системы профессионального образования, адаптированной под стратегические цели ОСК.

Основным учебным заведением НОК САФУ является Институт судостроения и морской арктической техники (Севмашвтуз), который был создан в 1965 г. по Постановлению Совета Министров СССР как завод-втуз при Северном машиностроительном предприятии. Система НОК является академической базой многоуровневой непрерывной подготовки специалистов для предприятий ОПК.

Система непрерывного образования представлена рядом образовательных программ: среднее профессиональное образование → бакалавриат → магистратура → аспирантура → дополнительное профессиональное образование, реализуемых на единых подходах к формированию профессиональных компетенций, удовлетворяющих потребности предприятий в специалистах различного уровня — высококвалифицированных рабочих, техниках, инженерно-технического и управленческого персонала.

Единообразие и инвариантность подхода к развитию системы интегрированной непрерывной



(Окончание статьи. Начало см. на стр. 76)

шероховатость поверхности можно считать приемлемыми.

Таким образом, исследования показали, что ППД наплавленного аустенитного металла (08Х21Н9Г7Т) с обжатием до 0,04 мм создает в поверхностном слое благоприятные сжимающие напряжения, не вызывает волнистости поверхности, повыша-

ет ее твердость до ~42 HRC и позволяет получить шероховатость  $Ra = 0,5 \div 0,9$  мкм. Поэтому данную обработку можно рекомендовать в качестве финишной обработки.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Бабей Ю. И., Бутаков Б. И., Сысоев В. Г. Поверхностное упроч-

нение металлов. Киев: Наукова думка, 1995. 253 с.

2. Коротков В. А. Применение нестабильно аустенитных сталей для наплавки // Сварочное производство, 1997. № 6. С. 6—9.

3. Игнатьев А. Г. Метод и технические средства измерения остаточных сварочных напряжений // Вестник ЮУрГУ. 2003. № 9 (25). Сер. Машиностроение. Вып. 4. С. 189—198.

многоуровневой подготовки для предприятий ОПК базируются на ее практической направленности, основой которой является ориентированная на практику такая система подготовки кадров, как завод-втуз, сочетающая очную и очно-заочную (вечернюю) форму обучения. Многолетняя практика подготовки студентов для судостроительного ОПК в системе завод-втуз показала эффективность данной интеграции несмотря на то, что она еще не получила широкого распространения в системе профессионального образования, не имеет научно обоснованной методологии и достаточного обоснования социально-экономической целесообразности.

Однако практика доказала ее эффективность устойчивым закреплением специалистов после окончания вуза в отрасли, востребованностью выпускников на рынке труда в производственной сфере не только в регионе, но и в целом по стране. Завод-втуз — система интегрированной подготовки инженерных кадров, сочетающая теоретическое обучение с производственной практикой студентов на базовых предприятиях в соответствии с профилем получаемой специальности. При инженерно-производственной подготовке, которая является основой интегрированной системы, главной задачей является обучение студентов основам технологии производства. Кроме того, они приобретают навыки рабочей и инженерно-технической деятельности, закрепляют теоретические знания, необходимые для работы в качестве специалистов и руководителей трудовых коллективов.

Интеграция с базовыми предприятиями группы ОСК позволяет мобильно адаптировать учебные программы с учетом требований предприятий. Это повышает заинтересованность студентов в получении дополнительных знаний, что гарантирует выпуск учебным заведением высококвалифицированных специалистов. Система завод-втуз кроме качественной подготовки молодых специалистов обеспечивает консолидацию вуза и предприятия в решении актуальных производственных задач и создание НОК.

В настоящее время Институт судостроения и морской арктической техники полностью перешел на Болонскую многоуровневую систему подготовки специалистов с высшим профессиональным образованием по системе завод-втуз. До завершения полного цикла обучения трудно оценить эффективность системы завод-втуз, но уже сегодня ясно, что сокращение времени на подготовку бакалавров (три рабочих семестра вместо пяти), в том числе и на производственные практики, усложнит адаптацию выпускников на производстве. Возникают проблемы и с приобретением научно-исследовательских навыков. А создание современных научно-исследовательских объектов связано с освоением новых технологий. Поэтому поиск новых форм организации научно-образовательной деятельности, расширяющих и дополняющих интегрированную

систему завод-втуз, продолжается. Успешный опыт в области повышения квалификаций на базе научно-образовательных технологических центров [1—3] показывает, что резерв широкой интеграции научной и образовательной составляющих еще не исчерпан.

Для повышения качества подготовки бакалавров и магистров, а также их адаптации на производстве и приобретения научно-исследовательских навыков в г. Северодвинске созданы подразделения базовых кафедр Севмашвтуза на предприятиях ОСК.

Цель их создания — профессиональная подготовка студентов при непосредственном участии ведущих специалистов предприятий, участие студентов в научно-исследовательских и опытно-конструкторских работах по приоритетным направлениям судостроительной отрасли, создание новых образовательных программ в рамках непрерывной интегрированной подготовки специалистов, прежде всего междисциплинарного типа.

Так, в рамках проекта по созданию высокотехнологичного производства (Постановление правительства РФ от 09.04.2010 № 218 "Освоение импортозамещающих пропульсивных систем и их компонентов для судов ледового класса"), реализуемого в настоящее время САФУ совместно с ОАО "ЦС "Звездочка", создан филиал кафедры "Технология металлов и машиностроения" при Центре пропульсивных систем предприятия. Проект направлен на создание технологий полного цикла изготовления движительно-рулевых колонок (ДРК) судов ледового класса и их основных компонентов. Выполнение таких проектов стимулирует специалистов, преподавателей и аспирантов к практической инженерной деятельности и ведет к формированию новых образовательных программ. По инициативе Центра пропульсивных систем ОАО "ЦС "Звездочка" в рамках данного проекта разрабатывается программа переподготовки инженеров-технологов предприятия "Современные CNC-системы управления технологическим оборудованием", по этой теме готовятся к защите диссертационные работы.

Для выполнения Президентской программы повышения квалификации инженерных кадров на 2012—2014 гг. "Управление жизненным циклом изделий судостроения (CALS-технологии)", вошедшей в перечень, утвержденный приказом Минобрнауки России от 11.10.2012 № 807, разработан портфель "Конструктивная и производственно-технологическая структуры движительно-рулевых колонок", который будет реализован в 2014 г.

В настоящее время по согласованию с ОСК подготовлены соглашения о создании новых филиалов базовых кафедр Севмашвтуза: на ОАО "ПО "СЕВМАШ" и НИПТБ "ОНЕГА" — кафедры "Океанотехника и судовые энергетические установки"; на ОАО "СПО "АРКТИКА" — кафедры "Судовая электроэнергетика и электротехника".

# ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

УДК 658.512.2

А. П. ПОПОВ, канд. техн. наук (Московский государственный машиностроительный университет "МАМИ"),  
e-mail: pap60@bk.ru

## Интегрированные производственные системы

Проанализированы аспекты функционирования интегрированных производственных систем (ИПС), рассмотрены вопросы, связанные с внедрением автоматизированных ИПС на действующих предприятиях.

**Ключевые слова:** интегрированная производственная система, функционирование, внедрение, жизненный цикл изделия.

The aspects of operation of integrated production systems (IPS) are analyzed; the problems, regarding implementation of automated IPS on operating enterprises, are considered.

**Keywords:** integrated production system, operation, implementation, product life cycle.

При современных темпах развития науки и техники главные требования к высокопроизводительному и высокоэффективному производству — го-

товность и способность в любой момент безубыточно прекратить изготовление освоенной продукции и в короткий срок приступить к выпуску новой.

Наиболее распространенной формой производства является интегрированное производство, объединяющее основные и вспомогательные операции в единый производственный процесс с линейной или ячеистой (матричной) структурой при параллельно-последовательной или параллельной передаче предметов труда в производственном потоке.

Введение понятий "изделие" и "функции управления созданием изделия" уточняет понятие "интегрированная производственная система" (ИПС), т. е. под ИПС понимается производственная система, которая ориентирована на выпуск изделий и поддерживает полный жизненный цикл выпускае-



(Окончание статьи. Начало см. на стр. 78)

Для повышения качества подготовки выпускников новые подходы к разработке и реализации интегрированных образовательных программ на основе современных практик и технологий, в частности практико-ориентированной модели современного инженерного образования [3], ключевым моментом которой является создание инженерной рабочей среды — лабораторий и технологических площадок.

В Севмашвтузе проводится комплексная модернизация всей учебно-лабораторной базы. Полностью переоснащены лаборатории кафедр "Судовая электроэнергетика и электротехника", "Автоматика и управление в технических системах". В течение 2014–2015 гг. предполагается переоснащение всех ведущих кафедр. Реализация образовательных программ через филиалы кафедр с использованием реальной технологической среды предприятий ведет к совершенствованию методики Conceive-Design-Implement-Operate (CDIO) [4].

В судостроительной отрасли инициирована разработка профессиональных стандартов. В рабочую группу ОСК по разработке этих стандартов включен представитель САФУ. Параллельно идет работа по созданию собственных образовательных стандартов САФУ в области интегрированной много-

уровневой подготовки специалистов по специализации "Морская техника".

Реализация в полном объеме планов по академическому и научно-исследовательскому развитию Северодвинского научно-образовательного кластера Северного (арктического) федерального университета им. Н. В. Ломоносова повысит качество многоуровневого непрерывного образования, построенного на принципах широкой интеграции прикладной науки, образования и производства, что повысит востребованность молодых выпускников и будет способствовать их закреплению на предприятиях.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. <http://narfu.ru/sf/sevmashvtuz>
2. Кремлева Л. В., Малыгин В. И., Харитоненко В. Т. Формирование ИПИ-компетенций инженерно-технического персонала машиностроительного комплекса // Машиностроение и инженерное образование. 2012. № 1. С. 38–44.
3. Кремлева Л. В., Малыгин В. И., Харитоненко В. Т. Методика подготовки инженерных кадров в научно-образовательных технологических центрах // Машиностроение и инженерное образование. 2013. № 1. С. 64–70.
4. <http://cdiorussia.ru>

мых изделий от момента осознания в их потребности до утилизации [1, 2]. Поэтому в состав ИПС кроме основного производства включаются исследовательские и проектные подразделения, опытное производство, службы сбыта и технического обслуживания выпускаемых изделий. Таким образом, в рамках ИПС интегрированы все функции управления жизненным циклом изделия, следовательно, данному определению ИПС удовлетворяют крупные корпорации и научно-производственные объединения.

Полной интеграции достичь невозможно, поэтому будем рассматривать уровень интеграции, отражающий конкретный состав интегрированных функций управления жизненным циклом изделия в определенных условиях. Так, для выполнения исследовательских и проектных работ могут привлекаться сторонние предприятия, деятельность которых нельзя контролировать полностью; при тиражировании изделия может использоваться продукция внешних поставщиков; создание нового изделия может быть регламентировано сторонним предприятием (организацией). Из этого следует, что главная цель ИПС — обеспечение необходимых экономических показателей производства с учетом удовлетворения долговременных запросов общества, отдельных потребителей и участников производственного процесса.

Интеграция включает в себя:

декомпозицию задач (функций) управления жизненным циклом изделия;

разработку организационной структуры и схемы взаимодействия подразделений предприятия;

поиск конкретных методов решения частных задач, т. е. осуществления функций по управлению жизненным циклом изделия и их реализации.

Регулярная декомпозиция задач управления жизненным циклом изделия на основе матрицы фаз—функция [3] позволяет достичь:

сохранения функциональности подразделений;

минимизации связей между подразделениями;

сохранения в разумных пределах размеров подразделений на каждом уровне иерархии для обеспечения управляемости предприятием;

обеспечения гибкости процесса реорганизации.

Логика взаимодействия подразделений определяется последовательностью фаз жизненного цикла изделия и связями между частными задачами управления внутри каждой фазы.

### **Условия и принципы деятельности ИПС**

Эффективное функционирование ИПС и достижение главной цели возможны лишь при соблюдении следующих требований:

наличие экономических условий, стимулирующих выпуск новых высококачественных изделий и модернизацию производства;

отсутствие излишней внешней регламентации, ограничивающей свободу принятия решений в управлении жизненным циклом изделия.

При организации управления жизненным циклом изделия необходимо следующее [3—5]:

проведение активной политики в поиске новых изделий и рынков сбыта;

ориентация на выпуск изделий, обеспечивающих их сбыт и в комплексе, и по отдельности (например, ЭВМ с периферией и программными средствами и комплекс оборудования производственного модуля);

использование отдельных изделий в составе изделий (систем) другого изготовителя;

ориентация на выпуск семейств изделий одного назначения, но с разными техническими характеристиками;

диверсификация номенклатуры — выпуск гаммы изделий различного назначения;

обеспечение организационной гибкости — быстрый переход на создание и выпуск нового изделия;

создание организационно-технического механизма перманентной модернизации производства;

активный маркетинг (реклама, сбыт, техническое обслуживание).

### **Автоматизированные ИПС**

Методы управления жизненным циклом изделия имеют два аспекта: концептуальный — разработка способов решения задач управления и реализации — внедрение этих методов в практику управления. Здесь важная роль отводится автоматизации на базе информационных технологий [6, 7].

Использование средств и методов автоматизации для управления жизненным циклом изделия указывают на появление производственных систем нового поколения — автоматизированных интегрированных производственных систем (АИПС), определяющих некоторую идеальную целевую модель, которая отражает тенденцию развития современного производства.

### **Проблемы автоматизации ИПС**

Важной задачей является определение степени и масштабов автоматизации вновь создаваемых и существующих систем. Действительно, автоматизация отдельной функции или системы может потребовать значительных затрат, что поставит под сомнение ее целесообразность. Однако даже при локальном улучшении системы путем автоматизации от-

дельной функции могут иметь место серьезные негативные эффекты, т. е. автоматизация системы изменит внешние взаимодействия. Например, может потребоваться изменение организационной структуры подразделений, связанных с ее обслуживанием и использованием, или создание новых подразделений. Данные изменения могут затронуть систему документооборота относительно состава, формы и содержания документов, что повлечет за собой необходимость создания новых управленческих и организационных процедур. Все это, соответственно, обуславливает необходимость в переобучении персонала, в частности связанного с применением ЭВМ.

Анализ показал, что локальная автоматизация может и не привести к глобальному улучшению качества функционирования системы, что связано с нарушением сложившихся взаимосвязей. Однако зачастую стремление к их сохранению ставит под угрозу внедрение автоматизации.

Практика показала, что данную проблему можно нивелировать сбалансированным внедрением автоматизированной системы. Необходим оптимальный комплекс мероприятий, охватывающих весь спектр вводимых на предприятии изменений — применение и сопровождение, включая непрерывное совершенствование, новой системы и обучение персонала. При этом следует учитывать, что предприятия, как правило, не располагают кадрами с опытом разработок методики внедрения новых систем, а сторонние разработчики с учетом многообразия промышленных предприятий не могут охватить все особенности и специфику данного производственного процесса.

При этом число проблем прямо пропорционально числу привлеченных предприятий и масштабу реорганизуемого предприятия — чем крупнее предприятие, тем больше требуется изменений и больше возникает трудностей при их реализации.

Из вышеизложенного можно сделать следующие выводы:

локальная автоматизация, т. е. отдельной функции или подсистемы, может не дать желаемого эффекта из-за нарушения уже сложившихся взаимосвязей в существующей производственной системе;

внедрение автоматизированной системы должно основываться на разработанном комплексе организационно-методических мероприятий, охватывающих все стороны вводимых изменений;

интеграция автоматизированных систем, различающихся между собой идеологией, средствами реализации, условиями применения, значительно затрудняет их применение и снижает эффективность их использования;

настройка автоматизированной системы на конкретные условия применения — сложная задача, ее решение во многом определяет возможность дальнейшего тиражирования данной системы, а следовательно, и стоимость ее разработки;

отношение к предлагаемым изменениям персонала предприятия определяет темпы, а иногда и саму возможность их осуществления.

Таким образом, можно сформулировать основные требования к автоматизации производственных систем:

автоматизация на каждом этапе внедрения должна охватывать функционально законченную в организационном, производственном и управленческом плане подсистему;

для успешного внедрения автоматизированной системы необходима организационно-методическая поддержка, охватывающая ее разработку, внедрение, сопровождение и обучение персонала;

автоматизированная система должна быть открытой, т. е. на программно-аппаратном уровне должна обеспечиваться еестыковка с другими автоматизированными системами;

необходим механизм структурной, функциональной и параметрической поднастройки автоматизированной системы на конкретные условия ее применения;

внедряемая система должна быть удобной для пользователя — простой в эксплуатации и адаптированной с учетом конкретных особенностей предприятия.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Saaksvuori A., Immonen F. Product Life Management // Springer-Verlag. 2004. 222 с.
2. Stark J. Product Lifecycle Management // 21<sup>st</sup> century Paradigm for Product Realisation. 2004. 400 с.
3. Антонов А. Н., Морозова Л. С. Основы современной организации производства. М.: Дело и слово, 2004. 152 с.
4. Волкова В. Н. Постепенная формализация моделей принятия решений. СПб.: Политехнический университет, 2006. 120 с.
5. Управление жизненным циклом продукции / А. Ф. Колчин, М. В. Овсянников, А. Ф. Стрекалов, С. В. Сумароков. М.: Анахарис, 2002. 304 с.
6. О проблемах автоматизации этапов жизненного цикла изделия / Ю. М. Соломенцев, С. Е. Чекменев, Е. Б. Фролов, В. В. Крюков // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 4 (12). С. 122–126.
7. Информационно-вычислительные системы в машиностроении. CALS-технологии / Ю. М. Соломенцев, В. Г. Митрофанов, В. В. Павлов и др. М.: Наука, 2003. 292 с.

# ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

УДК 629.425

А. В. ВАНЧИКОВ, В. Ц. ВАНЧИКОВ, канд. техн. наук,  
Р. А. ДАНЕЕВ, А. В. ДАНЕЕВ, д-р техн. наук (ИрГУПС, г. Иркутск),  
e-mail: vanchikov.viktor@yandex.ru

## Водородные топливные элементы для внутризаводского транспорта

Рассматривается возможность использования водородных топливных элементов на внутризаводском транспорте.

**Ключевые слова:** электрокар, водородные топливные элементы, силовая установка.

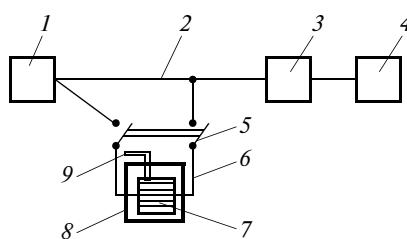
The opportunity of application of hydrogen fuel cells on interplant vehicles is considered.

**Keywords:** power truck, hydrogen fuel cells, power plant.

В настоящее время активно ведутся разработки по созданию энергостановок с топливными элементами [1] для легковых автомобилей [2], автобусов [3] и подводных лодок. Высокая эффективность получения электрической энергии с помощью топливных элементов доказана использованием их на космических кораблях. В институте Fuelcell Propulsion Institute (г. Денвер) разработан проект дизельного локомотива мощностью 1200 кВт, энергию для которого получают в результате электрохимического горения водорода в топливных элементах [4], что позволяет на 20 % сократить расходы на топливо.

В топливных элементах, работающих как электрохимический генератор (ЭХГ), водородное топливо превращается в электричество в результате электрохимического горения водорода при невысоких температурах с высоким КПД. Испытания ЭХГ, проведенные в лаборатории "Тепло-силовые установки и альтернативные топлива" ВНИИЖТа совместно с ОАО "Ракетно-космическая корпорация "Энергия", выявили следующие достоинства топливных элементов: высокий КПД; возможность переза-

грузки; низкий расход водородного топлива на холостом ходу; отсутствие изнашивания движущихся деталей; малое время регламентных работ; бесшумная работа; экологическая безопасность отработавших газов. Единственным продуктом реакции является вода, что обеспечивает высокую эффективность применения водородных элементов в силовых установках [3], например, внутризаводского транспорта — электрокарах. При этом топливный водород получают из природного газа путем окисления его кислородом воздуха. В реакциях



**Схема получения топливного водорода растворением пластины в электролите:**

1 — потребители электроэнергии (тяговые электродвигатели); 2 — силовой кабель; 3 — трансформатор; 4 — ЭХГ; 5 — выключатель; 6 — кабель подключения ванны; 7 — ванна с электролитом и пластины; 8 — корпус из диэлектрического материала; 9 — трубка для отвода водорода в топливные элементы или твердые аккумуляторы

окисления катализатором служит платина.

Кроме электрохимического способа топливный водород можно получать растворением металлических пластин в электролите (рисунок) [5, 6]. Металлические пластины погружают в емкость с раствором электролита. Для увеличения количества выделяемого водорода пластины подключают параллельно к кабелям электропитания тяговых двигателей электрокара, что увеличивает общее сечение проводников тока к электродвигателю и уменьшает электрическое сопротивление, снижая таким образом расход электрической энергии через пластины. При прохождении тока по кабелям к электродвигателю, в результате растворения в электролите металла на поверхности пластины образуется водород, который расходуется на поддержание электрохимического горения в топливных элементах электропитания тяговых двигателей электрокара, повышая их общий КПД. Производство 1 м<sup>3</sup> топливного водорода в 3 раза дешевле производства 1 м<sup>3</sup> природного газа [7].

При получении топливного водорода на стационарных электроустановках, например, в литьевых или сварочных цехах, газ можно накапливать в твердых аккумуляторах на основе металлогидридов (емкость аккумуляторов 70 м<sup>3</sup>).

Целесообразность использования водорода в качестве топлива объясняется его высокой теплотворной способностью (12,6 МДж/м<sup>3</sup>), которая в 3 раза выше, чем у природного газа (4,1 МДж/м<sup>3</sup>). В настоящее время в мире получают около 30 млн т водорода в год. Согласно прогнозам, через 40 лет производ-

ство водорода увеличится в 20÷30 раз [7].

В России ведутся работы по использованию водородных топливных элементов в электроустановках локомотивов [3]. За рубежом энергетическое использование водорода поддерживается на законодательном уровне и государством. Создана Международная ассоциация по проблемам водородной энергетики, в которую входят 82 государства. Наибольшее потребление водородного топлива приходится на промышленно развитые страны — США, Японию, Канаду, Швецию, Германию, Норвегию, Швейцарию [8].

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Исследования по созданию энергоустановки на топливных элементах для перспективного локомотива / Д. Н. Григорович, А. С. Нестрахов, Г. А. Фофанов, А. Н. Щербаков // Вестник ВНИИЖТ. 2006. № 2. С. 28—30.
2. Ивлев С. Н., Мирзоев Т. К. Перспективы создания автомобилей на топливных элементах в ОАО "АВТОВАЗ" // И. Б. Национальной газомоторной ассоциации. 2005. № 4. С. 29, 30.
3. Энергоустановки на топливных элементах / Г. А. Фофанов, А. С. Нестрахов, Б. А. Соколов и др. // Железнодорожный транспорт. 2005. № 9. С. 48, 49.
4. [www.cnews.ru/cgi-bin/oranews](http://www.cnews.ru/cgi-bin/oranews)
5. Ванчиков В. Ц., Ванчиков А. В. Коррозия проводника тока: Депонированная рукопись. М.: ВИНТИ, 1999. № 1125-В91.
6. Ванчиков В. Ц. Очистка воды растворимыми электродами // Экология промышленного производства. 2006. № 4. С. 36—38.
7. Чехова А. Н. Перспективы использования комплементарных нанотехнологий в промышленном производстве и их риски // Экология промышленного производства. 2007. № 1. С. 51—57.
8. Лисов О. М., Степанов В. Е. Энергетика, экология и альтернативные источники энергии // Экология промышленного производства. 2006. № 1. С. 47—55.



## Выставка "Термообработка — 2013"

На территории ЗАО "Экспоцентр" с 10 по 12 сентября 2013 г. прошла Седьмая международная специализированная выставка технологий и оборудования для термической обработки различных материалов. Организатором выставки стала компания "Мир-Экспо". Площадь экспозиции составила более 800 м<sup>2</sup>. В выставке приняли участие более 80 компаний из 13 стран. В рамках выставки состоялась международная научно-практическая конференция "Иновационные технологии термообработки". Участники выставки представили передовые технологии и оборудование термической обработки для машиностроительной, металлургической, оборонной, авиационной, железнодорожной, энергетической и других отраслях промышленности.

### ОАО "Гжельский завод Электроизолятор"

**Газовые горелки ГКС** с принудительной подачей воздуха с коэффициентом рабочего регулирования 4 для сжигания природного газа, предназначены для промышленных печей разного назначения. Встроенная камера сгорания изготовлена из высокоогнеупорного материала на основе самосвязанного карбида кремния, что исключает возможность ее прогара и обеспечивает более длительный срок эксплуатации при высоких рабочих температурах. Максимальная тепловая мощность горелки 400 кВт

при расходе газа 40 м<sup>3</sup>/ч, номинальное давление газа перед горелкой 2,5 кПа. Ресурс горелки не менее 18 тыс. ч. Применение данных горелок позволит: более точно поддерживать технологические режимы печи; активно перемешивать печную атмосферу, что обеспечивает выравнивание температуры внутри печи; повысить максимально допустимую температуру до 1500 °С.

**Защитные чехлы для термопар** обеспечивают эффективную работу в условиях воздействия горячих газов и агрессивных сред при температурах до 1350 °С и расплавов цветных металлов. Теплопроводность материала для чехлов термопар в 5 раз выше жаропрочных сталей и в 10 раз выше других керамических материалов, применяемых для изготовления защитных чехлов термопар. Плотность материала на основе самосвязанного карбида кремния в 2,6 раза меньше плотности жаропрочной стали, поэтому такой чехол намного легче чехлов из стали. Длина чехла 1200 мм, наружный диаметр 18—60 мм.

**Оборудование для линий горячего цинкования.** Цинкование осуществляется погружением изделий в ванну с расплавом цинка после их предварительной химической подготовки в ваннах обезжиривания, травления, флюсования, промывки и сушки.

## ЗАО "МИУС" (г. Тула)

**Муфельная печь МИМП-75П** с программным управлением для обжига изделий плавки и термообработки металлов при температуре до 1150 °C. Внутри печи размещена камера обжига, состоящая из собранных в единый блок муфеля и пластин теплоизоляции. В задней части печи установлен блок отвода продуктов выгорания, соединенный с камерой обжига. Через заднюю пластину теплоизоляции в рабочее пространство введена термопара. Свободные концы термопары, цепь управления спиральными нагревателями и выход датчика положения дверцы выведены на соединительный кабель. На задней стенке блока управления расположен выключатель питания и разъем для подключения соединительного кабеля. Потребляемая мощность печи 15 кВт. Габаритные размеры печи с блоком управления 970 × 1150 × 1450 мм, рабочей камеры 350 × 630 × 320 мм, масса 80 кг.

**Универсальная лабораторная шахтная печь СПОЛ 75/11** с программным управлением для обжига изделий, плавки и термообработки металлов при температурах до 1150 °C. Печь состоит из печного блока и выносного (настенного) микропроцессорного блока программного управления, соединенного кабелем с печным блоком, который выполнен из металлического каркаса с футеровкой из глинистоволоконных плит и керамической рефракторы с расположенным в ней нагревателем. Положение крышки печи контролируется конечным выключателем. В камере рабочего пространства смонтирована термопара. Шкаф управления и силовой ввод расположены снизу печного блока. Размер рабочей камеры печи Ø300 × 1100 мм.

**Трубчатая электропечь СУОЛ-0,4.4/12** для гравидировки термопар и делатометров, термической обработки и определения температуры плавления металлов и сплавов в стационарных лабораториях. Питающее напряжение электропечи 220 В, потребляемая мощность 2,5 кВт, максимальное отклонение температуры от заданной ±2 °C. Размеры рабочей камеры Ø50 × 480 мм, габаритные размеры печи 800 × 520 × 430 мм, масса 52 кг.

**Промышленные камерные электропечи СНО и СН3** для термической обработки различных материалов в условиях окислительной (воздух) или защитной (нейтральный газ) среды при температуре до 1250 °C используются для отпуска, отжига, закалки или нормализации изделий из металлов, для плавки металлов и термической обработки изделий из керамики и других материалов. Рабочая камера печи выполнена из оgneупорных материалов. Вдоль боковых стенок установлены спиральные нагревательные элементы из высокотемпературного сплава. Система управления осуществляет непрерывную диагностику силовых цепей печи,

захищающая нагревательные элементы от перегревания. Размеры рабочих камер от 200 × 300 × 300 мм до 3000 × 6000 × 3000 мм. Установленная мощность до 1000 кВт, отклонение температуры от заданной ±2 °C.

**Автоматизированные агрегаты, механизированные комплексы, оснащенные транспортно-погрузочными механизмами для перемещения обрабатываемых изделий:**

**Закалочный агрегат на базе камерной печи СНО-7.12.7/10** для нагревания деталей в окислительной среде, закалки деталей в масле с загрузкой и выгрузкой садки в автоматическом режиме. Агрегат состоит из камерной печи сопротивления, масляного закалочного блока и транспортно-загрузочной системы, представляющей собой механизированную тележку, перемещающуюся по рельсам между загрузочным устройством, печью и закалочным блоком. Установленная мощность агрегата 103 кВт, максимальная температура нагревания 1000 °C, размеры рабочей камеры 700 × 1200 × 700 мм, масса закаливаемой садки 300 кг.

**Агрегат СГО11.15.15/6,2** для термической обработки алюминия, состоящий из камеры нагревания с центробежным вентилятором и подом-тележкой, механизма загрузки-выгрузки, каркаса, системы управления, вспомогательных площадок и лестниц. Под-тележка установлена в раме, передвигающейся по рельсам. По окончании термообработки под выезжает из-под камеры нагревания и с помощью тросов подъемного механизма опускается в закалочный бак. После закалки садка извлекается из бака и на транспортной тележке перемещается в зону загрузки—выгрузки. Установленная мощность агрегата 90 кВт, максимальная температура нагревания 620 °C, размеры рабочего пространства 1500 × 1100 × 1500 мм, отклонение температуры по рабочему пространству ±5 °C, масса закаливаемой осадки 120 кг.

## ЗАО "Накал" — Промышленные печи" (г. Солнечногорск)

**Промывочная ванна. ВШП 12.17/0,9.** При термической обработке, например при азотировании и гальванике, требуется предварительная промывка деталей. Для этого используется промывочная ванна, в которой осуществляется нагревание и принудительное перемешивание промывочной жидкости. Имеется отстойное отделение для удаления масляной пленки. Диаметр рабочей зоны 1200 мм, высота 1700 мм, масса загрузки до 1 т, мощность 44 кВт.

**Низкотемпературная ванна СВС 10.8.5/6,5** для различных видов термической обработки, при которой требуется быстрое нагревание и минимизация обезуглероженного слоя (нагревание под закалку,

отпуск и т. п.). Ванна имеет высокоэффективную футеровку, систему управления температурным режимом, тигель из жаропрочной стали, спиральные электронагревательные элементы из сплава суперферхаль, термопару для контроля температуры расплава и систему сбора и хранения информации. Размеры рабочей зоны ванны  $1000 \times 800 \times 500$  мм, габаритные размеры  $1900 \times 1930 \times 1420$  мм, мощность 72 кВт, масса соли 270 кг, максимальная температура в рабочей камере  $650^{\circ}\text{C}$ , масса 1,5 т.

**Универсальная автоматизированная камерная печь СНЦ 6.9.6/9,5** с закалочной ванной для термической и химико-термической обработки, предназначена для безокислительной закалки, цементации, нитроцементации, светлого отжига, состоит из газоплотного корпуса, встроенной закалочной ванны, камеры нагревания, перегрузки и ускоренного охлаждения. Благодаря газоплотному корпусу и пламеной завесе садка на протяжении всего процесса закалки, включая операции перегрузки в закалочную ванну или камеру ускоренного охлаждения, материал находится в контролируемой среде, что не допускает окисления обрабатываемых деталей. Лифт, перемещающий садку, имеет две площадки, что повышает производительность печи, так как можно одновременно обрабатывать несколько садок. Ускоренное охлаждение в защитной среде осуществляется центробежным вентилятором, установленным под сводом, что создает направленный поток на садку. Закалочная ванна оборудована узлами нагревания и охлаждения закалочной жидкости. Для защиты от механического истирания поверхность пода защищена ребристыми пластинами из карбида кремния. Перемещение деталей из камеры перегрузки в рабочее пространство печи и обратно осуществляется с помощью цепного таскаталя—толкателя, движение которого происходит в специальном пазу в полу печи. Для создания контролируемой среды в печь встроен генератор, обеспечивающий эндогазовый состав. Улеродный потенциал атмосферы печи постоянно измеряется и регулируется в автоматическом режиме. Размеры нагревательной камеры  $910 \times 610 \times 610$  мм. Диапазон рабочих температур в печи от  $750$  до  $950^{\circ}\text{C}$ , установленная мощность 90 кВт, масса садки 600 кг.

**Закалочный комплекс ПКМ 4.8.4/11,53К** состоит из жаропрочного пода, системы регулирования температуры, загрузочно-разгрузочного стола, жаропрочного ящика с патрубком для подвода газа, двух газовых баллонов с азотом, регулятора давления и газовой панели. Термообработка детали происходит при помещении в жаропрочный ящик, заполненный защитной средой, формируемой в газовой панели и представляющей собой смесь азот—метан (95:5). После технологической выдержки ящик вынимается на загрузочно-разгрузочный стол, перемещающийся к закалочной ванне. Размер рабо-

чей камеры  $800 \times 400 \times 40$  мм, максимальная температура  $1150^{\circ}\text{C}$ , мощность 21 кВт, размеры загрузочного стола  $1500 \times 650 \times 1100$  мм.

### ООО "Амбит" (г. Томск)

**Закалочный станок НМ-3000** для поверхностного упрочнения изделий с нагреванием поверхностного слоя выше критических температур с помощью вихревых токов, индуцируемых высокочастотным электромагнитным полем, индуктора с последующим охлаждением. Закалочный механизм выполнен на несущих колоннах, объединенных в два блока: блок перемещения поста и блок зажима обрабатываемого изделия. Оба блока крепятся к общей раме, имеют регулирующие приспособления для обеспечения соосности обрабатываемых изделий и индуктора. Закалочный механизм позволяет выполнять закалку изделий в ручном и автоматическом режиме по заранее отрегулированным зонам. Автоматизация комплекса обеспечивает высокую точность повторяемости процесса закалки однотипных изделий с несколькими зонами закалки. Ручной режим позволяет выполнять закалку единичных и нестандартных изделий. Плавность регулирования вращения изделия и перемещения индуктора обеспечивается двумя частотно-синхронными приводами. Пульт управления станка имеет светодиодную индикацию технологических режимов и цветной жидкокристаллический монитор с сенсорным экраном. Установленная мощность станка  $50 \div 150$  кВт, питающее напряжение 380/220 В, максимальный диаметр обрабатываемых деталей 400 мм, длина 3000 мм, масса до 2 т. Скорость вертикального перемещения индуктора относительно детали 1÷20 мм.

**Установка НМ 25-8-30F3 для индукционного нагревания** с воздушным охлаждением предназначена для посадки и съем деталей с натягом, нагревания перед сваркой, термообработки сварных швов трубопроводов. Обеспечивается программирование режимов нагревания. Информация о температуре нагревания, напряжении питания, выходном напряжении, силе тока, времени нагревания выводится на ЖК-экране логического контроллера. Возможно подключение нескольких индукторов с заданием для каждого программы нагревания. Мощность установки 25 кВт, питающее напряжение 380/220 В, сила тока преобразователя частоты 50 А, сила тока индуктора 150 А, температура эксплуатации от  $-5$  до  $-40^{\circ}\text{C}$ , КПД преобразователя частоты 95 %.

### ООО "ЭЛИСТ" (г. Томск)

**Автоматизированные закалочные комплексы** для наружных и внутренних поверхностей вертикально

и горизонтально расположенных тел вращения, а также предназначенных для позубовой и сплошной закалке зубчатых колес. Можно выполнять закалку по зонам с разными параметрами нагревания. Число зон определяется конфигурацией изделия. Максимальные размеры обрабатываемых изделий 1500, 2000, 2500 мм, диаметр до 500 мм. Масса обрабатываемых изделий до 2 т. Все параметры технологических операций программируются.

**Автоматизированные линии индукционного нагревания** для технологических операций, связанных с закалкой и пластической деформацией изделий различной конфигурации. Все параметры технологических операций программируются.

**Оборудование для термообработки сварных соединений трубопроводов высокого давления** диаметром до 1500 мм с толщиной стенки до 80 мм может использоваться для предварительного нагревания перед сваркой в автоматическом режиме.

#### **ООО "Волжский завод текстильных материалов"**

**Безасbestosые сальниковые набивки:** из фторпластовых волокон со специальным пропитывающим составом; из арамидных волокон, пропитанных фторопластовой суспензией; из нитей на основе терморасширенного графита; из природных хлопковых или лубяных волокон, пропитанных фторопластовой суспензией; из углеродных нитей. Набивки предназначены для герметизации подвижных и неподвижных соединений насосов, машин и аппаратов, трубопроводов, обладает хорошей гибкостью и пластичностью, обеспечивает легкий монтаж и идеальное уплотнение, уменьшает трение, способствует отводу теплоты от вала и уменьшает его износ, обладает стойкостью к агрессивным средам, химически инертна. Данная набивка используется при работе с агрессивными жидкостями (кислотами, щелочами) при температурах от -200 до +280 °C.

#### **ООО "НОВАТЕСТ" (г. Москва)**

**Универсальный твердомер UH930** для измерения твердости по Роквеллу, Виккерсу и Бринелю. Система управления нагрузкой оснащена тензометрическим датчиком, что позволяет избежать перегрузок; диапазон нагрузок от 9,8 до 245 кН. Твердомер имеет защитный кожух, цифровой измерительный микрометр, подсветку, систему настройки фокусного расстояния. Габаритные размеры твердомера 1020 × 250 × 560 мм, масса 200 кг. Максимальная масса исследуемого образца 100 кг.

**Универсальный твердомер UH3000** с нагрузкой до 294 кН предназначен для работы в условиях промышленного производства для измерения твердости крупногабаритных изделий (корпус двигателей,

вал турбины, зубчатое колесо). Твердомер имеет восьмипозиционную поворотную турель для размещения нескольких инденторов и объективов, что позволяет выполнять измерения без смены. Обеспечивается оповещение в автоматическом режиме о воздействии радиальной нагрузки, если поверхность образца располагается не перпендикулярно оси индентора. Габаритные размеры твердомера 1810 × 600 × 1030 мм, масса 950 кг, максимальная масса образца 500 кг.

#### **ООО "АМЕТЕК"**

**Переносной спектрометр** для анализа металлов и их сплавов состоит из испытательного зонда (пистолета) и спектрометра с перезаряжаемой батареей. Для анализа не требуется аргон или радиоактивный источник возбуждения, обеспечивается полный контроль за процессами и обработка данных. Спектрометр идентифицирует и анализирует химические элементы: Fe, Ni, Ti, Al, Cu, Co. Функция интеллектуальной калибровки исключает рекалибровку при изменении внешних условий.

#### **GH Electroterma (Италия)**

**Закалочный станок TVT-114** с подвижными индукторами позволяет обрабатывать большую номенклатуру изделий. Во время работы станка деталь вращается вокруг своей оси, а блок индуктор—спрейер перемещается вдоль оси детали, таким образом, осуществляется последовательная закалка. Обеспечивается возможность автоматизации операции загрузки—выгрузки деталей. Станок имеет возможность одновременного позиционирования двух деталей. Имеются кулачковый патрон и центрирующие люнеты. Сервоприводы станка управляют движением рабочих органов в различных плоскостях. Имеется несколько закалочных станций и вариаторы частоты вращения. Мощность станка 150 кВт, производительность 82 дет./ч при максимальной длине детали 1500 мм и массе до 50 кг.

#### **Vacuubrana (Германия)**

**Вакууметр DVR4S** предназначен для работы во взрывоопасной среде. Встроенный датчик из алюминиевой керамики обладает высокой химической стойкостью. Преимущество данного вакууметра: работает от аккумуляторной батареи. Точность измерения прибора < ±1 Па. Габаритные размеры 116 × 116 × 86 мм, масса 0,73 кг.

#### **MESA Electronic GmbH (Германия)**

**Измеритель влажности** предназначен для определения температуры росы газа при атмосферном давлении, состоит из металлокерамического фильтра, замерной камеры, зеркальной пластины,

элемента Пельтье, расходомера, внутреннего фильтра, насоса, теплоотвода, вентилятора, источника тока и индикатора. Газ с помощью электронасоса поступает через измерительную камеру на мембрану и охлаждается.

**Система MGAS** для контроля состава атмосферы печей позволяет измерять до пяти веществ одновременно ( $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{CH}_4$ ), приспособлена к условиям термической обработки и используется для определения углеродного потенциала. Темпе-

ратуру можно настраивать вручную. Предусмотрена автоматическая калибровка нулевой точки и диапазона измерений для каждого компонента газа.

**Терминал T300** для фольгового датчика FPG1.0 предназначен для автоматического измерения углеродного потенциала атмосферы печи. Меню прибора поддерживает семь языков и обеспечивает до пяти измерений одновременно.

Член.-кор. АПК  
А. Н. Иванов

## Учебное пособие автора А. Л. Воронцова "Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением"

Издательство МГТУ им. Н. Э. Баумана выпустило первый том учебного пособия в двух томах, в котором автор изложил разработанную им теорию процессов обработки металлов давлением. В книге приведены полученные автором результаты теоретических и экспериментальных исследований по таким операциям, как выдавливание, прессование, осадка, высадка, открытая прошивка, осадка и выдавливание вращающимся инструментом, вытяжка с утонением стенки, вытяжка по внутренней поверхности, контурная осадка, калибровка, закрытая объемная штамповка, чеканка, формовка, секционная штамповка, дорнование, волочение труб и прутков, гибка волокнистых композиционных материалов, сжатие пористых заготовок в матрице, осадка и выдавливание малопластичных материалов в оболочках, изгиб широкой полосы.

Приведены формулы и методы расчетов основных технологических параметров с учетом исходной анизотропии свойств штампируемого материала, нестационарности, деформационной неоднородности, упрочнения, а также упругих деформаций формообразующего инструмента. Уточнены важные положения теории обработки металлов давлением, относящиеся к кривым упрочнения, с учетом влияния габаритных размеров обрабатываемой заготовки, скорости деформации и температурного эффекта. Рассмотрены новые теоретические вопросы математического анализа теории обработки металлов давлением. Приведены методы анализа распределения волокон структуры в получаемых изделиях, прогнозирования разрушения заготовки, образования утяжин и застойных зон, а также разработанный автором метод функций напряжений с примерами решения задач.

Рассматриваются достоинства и недостатки существующих методов теоретических исследований, не систематизированных ранее в известных учеб-

никах. Уточняется большое число общетеоретических положений и в доступной формедается углубленное представление об особенностях операций обработки металлов давлением и методах их теоретического описания. В учебном пособии впервые даются физические объяснения и теоретические описания многих экспериментальных закономерностей рассматриваемых процессов. Показана возможность использования полученных зависимостей в качестве теоретической основы при разработке технологических процессов.

Учебное пособие предназначено для студентов, изучающих курс "Теория обработки металлов давлением", при выполнении курсовых и дипломных проектов, лабораторных заданий, а также может быть полезно при научно-исследовательских работах в области обработки металлов давлением.

Для инженерно-технических работников данная книга может являться справочником при выполнении расчетов при проектировании и оптимизации технологических процессов, а для научных работников, аспирантов и преподавателей — стать примером использования теорий для комплексных исследований процессов обработки металлов давлением.

Сопоставление результатов вычислений с многочисленными (более 1800) экспериментальными данными показало, что полученные формулы обеспечивают высокую точность расчетов, при этом просты и не требуют трудоемкой отладки компьютерных программ, что значительно облегчает работу технологов.

В книге представлено 456 рисунков и фотографий.

*По вопросам приобретения обращаться  
в издательство МГТУ им. Н. Э. Баумана,  
тел.: 499-263-60-45; факс: 499-261-45-97;  
e-mail: press@bmstu.ru*