Ve0717.fm Page 1 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

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

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

7
2017

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

107076, Москва, Колодезный пер., д. 2А, стр. 2
Телефон: 8-(499)-269-52-98
Факс: 8-(499)-269-48-97

Адрес редакции:

107076, Москва,
Колодезный пер., д. 2А, стр. 2
Телефон: 8-(495)-661-38-80.
E-mail: vestmash@mashin.ru; vestmash@mail.ru
www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г. за ПИ № 77-12421 в Министерстве РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций
Учредитель: А.И. Савкин

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

Цена свободная

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

Ve0717.fm Page 2 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Клецель М. Я., Барукин А. С, Калтаев А. Г. — Универсальная конструкция для крепления и изменения положения герконов в комплектных токопроводах 3

Лобанов И. Е. — Математическое моделирование теплообмена в прямых круглых трубах и в плоских каналах с шероховатыми поверхностями при симметричном обогреве . . 7

Саяпин С. Н. — Система регулирования двигателя Стирлинга 15

Шарипов В. М., Щетинин Ю. С. — Выбор параметров двухпоточной гидромеханической передачи для колесных и гусеничных машин 19

Сыркин В. В., Эдигаров В. Р., Трейер В. А. — Исследование динамических характеристик регуляторов давления с эластичными запорно-регулирующими элементами 24

Терауд В. В. — Экспериментальные критерии локализации деформаций ползучести в прямоугольных образцах при высокой температуре 28

Новиков В. В., Поздеев А. В., Чумаков Д. А., Ковалев А. М. — Совместная работа пневматической подвески АТС с динамическим гасителем колебаний колес и гидроамортизатором 34

Бренн Г., Козлов А. А., Боровик И. Н., Строкач Е. А. — Анализ процессов подготовки и сгорания топлива в КС двигателей летательных аппаратов 39

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Седакова Е. Б., Козырев Ю. П. — Влияние фрикционного переноса в паре трения полимер—сталь на трибологические свойства политетрафторэтилена при разных контактных температурах 45

Мамедов А. Т., Гаджиева С. М. — Изменение состава и структуры диффузионных хромовых покрытий в результате трения при взаимном контакте 48

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Кабалдин Ю. Г., Аносов М. С., Шатагин Д. А., Сидоренков Д. В., Головин А. А., Желонкин М. А. — Механизмы усталостного разрушения материалов при низких температурах 51

Сосенушкин Е. Н., Сосенушкин А. Е., Хроменков А. В. — Оценка изнашивания штампов для объемного деформирования по критерию пластического смятия контактной поверхности 59

Новиков С. В., Кузнецова Е. В., Гершман И. С. — Структура и свойства твердосплавных покрытий, получаемых электрическим контактным взрывом 63

Яковлев С. Н. — Экспериментальное определение предельной температуры конструкционных полиуретанов, работающих в условиях динамического нагружения . . 66

Чернышов Е. А., Романов А. Д., Романова Е. А. — Повышение свойств отливок из среднелегированной высокопрочной стали применением микрохолодильников и охлаждения формы 70

Проблемы теории и практики резания материалов

Бржозовский Б. М., Зинина Е. П., Мартынов В. В., Плешакова Е. С. — Аналитическая модель износостойкости модифицированного режущего инструмента 75

Попов А. В., Дугин А. В. — Повышение точности определения сил резания на задней поверхности инструмента 80

Фунг В. Б., Прокопов В. С, Гаврюшин С. С. — Исследование устойчивости плоской формы изгиба полотен многопильного станка с круговым поступательным движением 83

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Kletsel' M. Ya., Barukin A. S., Kaltaev A. G. — Universal structure for clamping and repositioning of sealed contacts in complete current distributors

Lobanov I. E. — Mathematical modeling of heat exchange in straight circular pipes and in flat channels with rough surfaces at symmetric heating

Sayapin S. N. — Regulating system of Stirling engine

Sharipov V. M., Shchetinin Yu. S. — Selection of parameters of two-engine hydromechanical transmission for wheeled and track-laying machines

Syrkin V. V., Edigarov V. R., Treyer V. A. — Research of dynamic characteristics of pressure regulators with elastic shut-off-and-regulating elements

Teraud V. V. — Experimental criteria of creep deformations localization in rectangular specimens at high temperatures

Novikov V. V., Pozdeev A. V., Chumakov D. A., Kovalev A. M. — Combined operation of pneumatic spring of automobile vehicle with wheel dynamic absorber and hydraulic absorber

Brenn G., Kozlov A. A., Borovik I. N., Strokach E. A. — Analysis of processes of preparation and burn of fuel in combustion chamber of flight-type engines

Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication

Sedakova E. B., Kozyrev Yu. P. — Influence of friction transfer in polymer-steel friction pair on tribologic properties of polytetrafluorethylene at various contact temperatures

Mamedov A. T., Gadzhieva S. M. — Changing of composition and structure of diffusion chromium coatings as a result of friction at cross contact

MANUFACTURING ENGINEERING

Kabaldin Yu. G., Anosov M. S., Shatagin D. A., Sidorenkov D. V., Golovin A. A., Zhelonkin M. A. — Mechanisms of fatigue failure of materials at low temperatures

Sosenushkin E. N., Sosenushkin A. E., Khromenkov A. V. — Wear assessment of dies for volume deformating on criterion of plastic bearing of contact surface

Novikov S. V., Kuznetsova E. V., Gershman I. S. — Structure and properties of hard-alloy coatings at electric contact detonation

Yakovlev S. N. — Experimental determination of limit temperature of structural polyurethanes, operating in conditions of dynamic loading

Chernyshov E. A., Romanov A. D., Romanova E. A. — Increase of properties of casts from medium-alloyed high-strength steels by application of microcoolers and form cooling

Problems of theory and practice of materials cutting

Brzhozovskiy B. M., Zinina E. P., Martynov V. V., Pleshakova E. S. — Analytical model of wear resistance of modified cutting tool

Popov A. V., Dugin A. V. — Accuracy increase of determination of cutting force at tool back surface

Fung V. B., Prokopov V. S., Gavryushin S. S. — Research of stability of flat bending shape of saw blade of gang saw with circular translation movement

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

Сдано в набор 25.05.2017. Подписано в печать 19.06.2017.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

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

© ООО «Издательство "Инновационное машиностроение"», "Вестник машиностроения", 2017

Ve0717.fm Page 3 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 621.3-1/-8

М. Я. КЛЕЦЕЛЬ, д-р техн. наук (Национальный исследовательский Томский политехнический университет),
А. С. БАРУКИН, А. Г. КАЛТАЕВ (Павлодарский ГУ им. С. Торайгырова, Республика Казахстан),
e-mail: alexbarukin@mail.ru

Универсальная конструкция для крепления и изменения положения герконов в комплектных токопроводах

Для комплектных токопроводов всех типов предлагается конструкция для крепления и изменения положения герконов защит высоковольтных электроустановок. Рассмотрены силы, действующие на геркон и хомут конструкции. Приведены результаты расчетов эквивалентных механических напряжений в хомуте, и дана оценка прочности по критерию Писаренко-Лебедева.

Ключевые слова: конструкция, крепление, хомут, геркон, изолятор, шины, комплектный токопровод, оценка прочности.

For complete current distributors of all types the structure for fastening and repositioning of sealed contacts of protection of high-voltage electric installations is suggested. The forces, acting on a sealed contact and a structure clamp are considered. The results of analysis of equivalent mechanical stresses in the clamp are presented and the strength evaluation on Pisarenko-Lebedev criterion is provided.

Keywords: structure, fastening, clamp, sealed contact, isolator, tires, complete current distributor, strength evaluation.

Для закрепления и изменения положения герконов (они являются измерительными органами новых защит электроустановок от коротких замыканий [1—4]) вблизи комплектных токопроводов необходимы специальные конструкции. Возможные варианты их выполнения в значительной степени зависят от расположения фаз электроустановки, ее напряжения, типа распределительного устройства и исполнения токоведущих частей, вблизи которых должен быть установлен геркон. Впервые, насколько нам известно, конструкции для крепления герконов в комплектных токопроводах были разработаны в самое последнее время [4]. Однако они сложны в изготовлении, требуют значительного расхода материалов, в некоторой степени ухудшают герметичность и механическую прочность оболочки токопроводов (в оболочке появляются отверстия для закрепления конструкции) и не могут быть применены для комплектных токопроводов с перегородками. Данная работа посвящена разработке универсальной конструкции для комплектных токопроводов всех типов без указанных недостатков.

Предлагаемая универсальная конструкция (рис. 1, *а*, *б*) содержит два геркона *1*, двойной ушной хомут *2*, два одинаковых блока регулировки *3*, выполненных в виде поворотных дуг *4*, соединен-

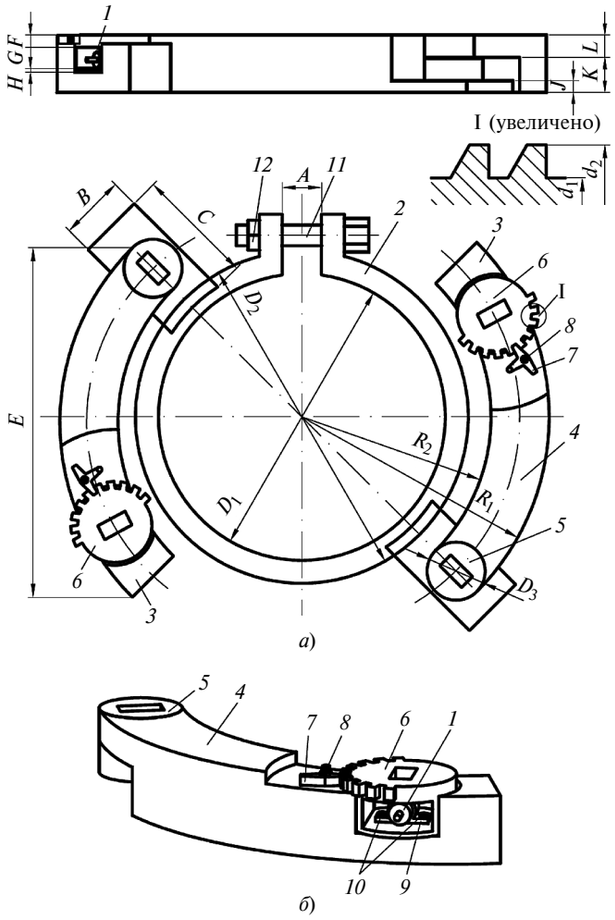


Рис. 1. Универсальная конструкция для крепления герконов в комплектных токопроводах (*а*) и блок регулировки (*б*)

Ve0717.fm Page 4 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

ных с подвижной частью фиксируемых шарниров *5*, которые своими неподвижными частями жестко закреплены на двойном ушном хомуте *2*. На конце каждой дуги *4* подвижно закреплен барабанный храповик *6* с откидной собачкой *7* со стопорным винтом *8*. Внутри каждого храповика *6* с помощью хомута *9*, фиксируемого крепежными болтами *10*, закреплен геркон. Двойной ушной хомут *2* болтом *11* с гайкой *12* закреплен в пазу опорного изолятора *1* (рис. 2), который прикреплен к токоведущей шине *2* комплектного токопровода с оболочкой *3*. Опытные образцы конструкций выполнены с помощью 3D-печати, а в качестве расходного материала использован пластик типа PLA. Для токопроводов напряжением 0,4÷10 и 15 кВ масса предлагаемой универсальной конструкции составляет соответственно 70 и 150 г, стоимость — 100 и 200 р.; размеры приведены в табл. 1.

Магнитодвижущая сила, действующая на геркон. Для срабатывания геркона, помещенного вблизи токоведущей шины *2* (см. рис. 2 и 3), нужна магнитодвижущая сила $F_{ср}$, создаваемая силой $I_{ср}$ в шине. Если геркон размещен (см. рис. 3) на расстоянии h от токоведущей шины *2* в плоскости N, параллельной шине (Δabc находится в плоскости N), то в соответствии с законом Био — Савара — Лапласа [1]

$$I_{ср} = H_{ср}/g, \qquad (1)$$

где $I_{ср}$ и $H_{ср}$ — минимальные значения силы тока в токоведущей шине *2* и напряженности магнитного поля, создаваемого этим током, при которых геркон срабатывает ($H_{ср}$ направлена вдоль контактов геркона); g — коэффициент, характеризующий расположение геркона относительно токоведущей шины *2*, выражаемый через h, m, γ [на рис. 3 показаны два положения геркона *1* — при $m = 0$ (сплошной линией) и $m \neq 0$ (штриховой линией)]:

$$g = \frac{h\cos\gamma}{h^2 + m^2},$$

Таблица 1

Размеры, мм, универсальной конструкции для крепления герконов

Размер (см. рис. 1)	Номинальное напряжение токопровода, кВ		Размер (см. рис. 1)	Номинальное напряжение токопровода, кВ	
	0,4÷10	15		0,4÷10	15
A	7,5	9,7	F	2	2,6
B	12,5	16,1	G	4	5,2
C	22,6	29,2	H	1	1,3
D_1	55	71	J	2	2,6
D_2	63,8	82,4	K	6	7,8
D_3	11,2	14,4	L	4	5,2
d_1	7,1	9,2	R_1	47,4	61,1
d_2	8,4	10,9	R_2	36,2	46,7
E	67	86,5	—	—	—

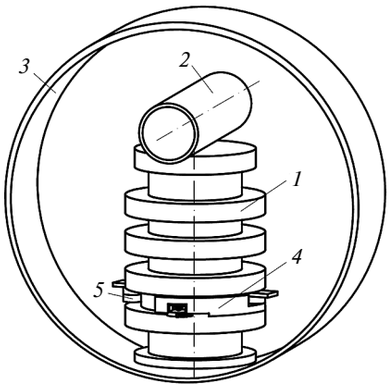


Рис. 2. Крепление универсальной конструкции в комплектном токопроводе

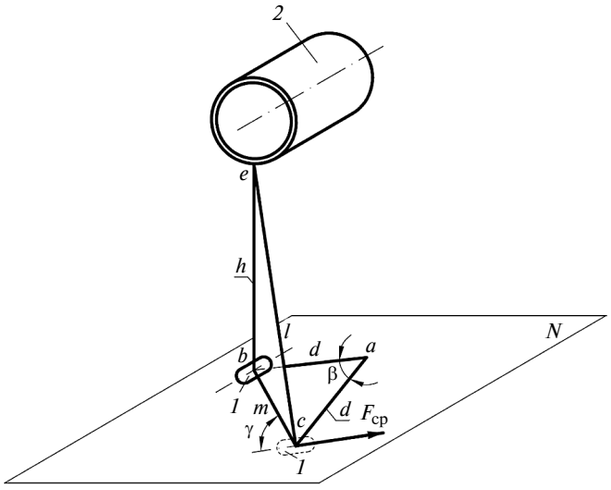


Рис. 3. Схема для определения магнитодвижущей силы, действующей на геркон

где $m = \sqrt{2d^2 - 2d^2\cos\beta}$ — расстояние, на которое перемещается геркон в результате изменения положения поворотной дуги *4* (см. рис. 1 и 2); d — хорда дуги; β — угол поворота дуги; γ — угол между m и продольной осью геркона.

Минимум соответствующей функции тока (1) определяет координаты герконов, при которых они имеют максимальную чувствительность.

Регулировку $I_{ср}$ осуществляем следующим образом. Вращением подвижной части шарнира *5* (см. рис. 2), например с помощью реверсивной отвертки, выдвигаем поворотную дугу *4* из паза опорного изолятора *1* на угол β (см. рис. 3) в плоскости N. После выдвижения дуги *4* (см. рис. 1) расположенный на ней барабанный храповик *6* оказывается в доступной для регулирования зоне. Храповик осуществляет поворот геркона *1* (см. рис. 3) на расчетный угол γ в плоскости N после выкручивания стопорного винта *8* (см. рис. 1) откидной собачки *7*

Ve0717.fm Page 5 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

(затем последнюю возвращаем в исходное положение и закручиваем винтом *8*).

Расчет прочности конструкции (при ее использовании для комплектных токопроводов без междуфазных разделительных перегородок, выпускаемых в России [5, 6]). Для оценки прочности могут быть использованы различные критерии, например представленные в работах [7, 8]. Мы воспользуемся обобщенным критерием Писаренко — Лебедева [7], который позволяет получать достаточно достоверные результаты для различных материалов, находящихся как в пластичном, так и в хрупком состоянии, и поэтому широко используется [9].

В зависимости от взаимного расположения шин и изоляторов последние подвергаются воздействию электродинамических сил взаимодействия между шинами, имеющих наибольшее значение при токе короткого замыкания (КЗ). При оценке взаимодействия фаз необходимо рассматривать двухфазное и трехфазное КЗ. При расположении фаз по вершинам равностороннего треугольника (рис. 4) все шины находятся в одинаковых условиях. В качестве примера рассмотрим фазу *C*, на шину которой действуют силы F_{CA} и F_{CB} (вызванные токами в шинах при трехфазном КЗ), или только одна из них (двухфазное КЗ). В случае трехфазного КЗ результирующая сила $F_C^{(3)}$ создает сжимающее усилие $F_{сж}^{(3)} = F_C^{(3)}$ на изолятор. При двухфазном КЗ результирующая сила, равная F_{CA} или F_{CB}, создает изгибающее $F_{из}^{(2)} = 0{,}5F_C^{(2)}$ и сжимающее $F_{сж}^{(2)} = \frac{\sqrt{3}}{2}F_C^{(2)}$ усилия на изолятор (см. рис. 4). Также на изолятор действует сила тяжести $F_{тяж}$, создаваемая массой шины, которой в дальнейшем будем пренебрегать, поскольку она составляет менее 1 % от электродинамических сил. На хомут предлагаемой конструкции, закрепленный в пазу изолятора, действует вызванная сжимающим усилием $F_{сж}$ сила трения скольжения $F_{тр} = kF_{сж}$ (k — коэффициент трения скольжения резиновой оболочки изолятора по материалу хомута), а также часть изгибающего усилия $F_{из}$. Поскольку усилие $F_{из}$, приложенное к вершине изолятора, значительно больше, чем приложенное к хомуту, из-за распределения $F_{из}$ вдоль изолятора, будем считать, что на хомут в полном объеме действует $F_{из}$, что создает запас прочности. Так как хомут выполнен из пластика типа PLA плотностью 1,25 г/см^3, то в соответствии с работой [10] $k = 0{,}1$.

При двухфазном КЗ усилия $F_{из}^{(2)}$ и $F_{тр}^{(2)}$ создают в хомуте главные механические напряжения $\sigma_1^{(2)} = \sigma_{из}^{(2)}$ и $\sigma_2^{(2)} = \sigma_{тр}^{(2)}$. Тогда, согласно критерию

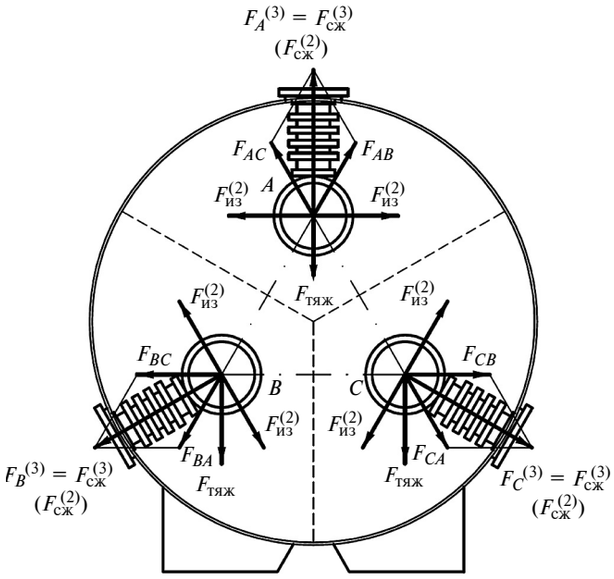


Рис. 4. Силы, действующие на шины комплектного токопровода

из работы [7], эквивалентное напряжение $\sigma_{экв}^{(2)}$ определяется выражением

$$\sigma_{экв}^{(2)} = \chi\sqrt{(\sigma_1^{(2)})^2 + (\sigma_2^{(2)})^2 - \sigma_1^{(2)}\sigma_2^{(2)}} + \\ + (1-\chi)\sigma_1^{(2)} \le \sigma_{пр}, \qquad (2)$$

где χ — коэффициент пластичности материала (для PLA $\chi = 1$); $\sigma_{пр}$ — предельное допустимое напряжение в материале предлагаемой конструкции (для пластика типа PLA $\sigma_{пр} = 58$ МПа).

При трехфазном КЗ усилие $F_{тр}^{(3)}$ создает в хомуте механическое напряжение $\sigma_1^{(3)} = \sigma_{тр}^{(3)}$, и условие прочности имеет вид:

$$\sigma_{экв}^{(3)} = \sigma_1^{(3)} \le \sigma_{пр}. \qquad (3)$$

В случае выполнения неравенств (2) и (3) можно считать, что конструкция обладает достаточной прочностью.

По методам, рекомендуемым ГОСТом [11], были проведены расчеты результирующих сил при двухфазных и трехфазных КЗ, усилий $F_{из}^{(2)}$, $F_{сж}^{(2)}$, $F_{сж}^{(3)}$, $F_{тр}^{(2)}$, $F_{тр}^{(3)}$, а также главных $\sigma_1^{(3)}$, $\sigma_1^{(2)}$, $\sigma_2^{(2)}$ и эквивалентных $\sigma_{экв}^{(3)}$, $\sigma_{экв}^{(2)}$ напряжений в хомуте для всех выпускаемых в России комплектных токопроводов без разделительных перегородок. В табл. 2 приведены результаты этих расчетов с использованием параметров токопроводов, выпускаемых ОАО "Мосэлектрощит" [5] (в соответствии с техническими условиями токопроводы, выпускаемые другими

Ve0717.fm Page 6 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

Таблица 2

Результаты расчета усилий и эквивалентных напряжений в хомуте

Тип токопровода	$F_{из}^{(2)}$	$F_{тр}^{(2)}$	$F_{тр}^{(3)}$	$\sigma_1^{(2)}$	$\sigma_2^{(2)}$	$\sigma_{экв}^{(2)}$	$\sigma_{экв}^{(3)} = \sigma_1^{(3)}$
	Н			МПа			
Без междуфазных разделительных перегородок							
ШЗК-0,4-1600(2000)-51	6562	1137	1502	5,8	1	5,4	1,3
ШЗК-1,0-1600(2000)-81	16 554	2867	3788	14,5	2,5	13,4	3,3
ТЗК-6-1600-81	7019	1216	1606	6,2	1,1	5,7	1,4
ТЗК-10-1600-128	14 807	2565	3389	13	2,3	12	3
ТЗК-10-2000-128	13 479	2335	3085	11,8	2	10,9	2,7
ТЗК-10-3150-128	30 440	5272	6966	26,7	4,6	24,7	6,1
ТЗК-10-3200-128	23 579	4084	5396	20,7	3,6	19,2	4,7
ТЗК-10-4000-170	53 692	9300	12287	47,1	8,2	43,6	10,8
ТЗК-15-1600(2000)-81	9370	1623	2144	5	0,9	4,6	1,1
ТЗК-15-4000-81	13 730	2378	3142	7,3	1,3	6,7	1,7
ТЗК-15-4000-128	34 289	5939	7846	18,1	3,1	16,8	4,1
С междуфазными разделительными перегородками							
ТЗКР-1-3000-128	9000	1559	2060	7,9	1,4	7,3	1,8
ТЗКР-6-1600-81	1790	310	409	1,6	0,3	1,5	0,4
ТЗКР-6-2000-81	1752	304	401	1,5	0,3	1,4	0,4
ТЗКР-10-1600-81	1689	293	387	1,5	0,3	1,4	0,3
ТЗКР-10-2000-128	3846	666	880	3,4	0,6	3,1	0,8
ТЗКР-10-3150-128	7028	1217	1608	6,2	1,1	5,7	1,4
ТЗКР-10-4000-170	10 318	1787	2361	9,1	1,6	8,4	2,1

предприятиями, имеют такие же параметры). Анализ полученных результатов показал, что предлагаемая конструкция обладает необходимой прочностью (наихудший результат — $\sigma_{пр}/\sigma_{экв} \geq 1{,}33$).

Прочность конструкции для токопроводов с перегородками (на рис. 4 показаны штриховыми линиями) оценивают так же, как рассмотрено выше. При этом учитывается, что перегородки уменьшают электродинамические силы взаимодействия между шинами в 3—4 раза [6]. Результаты расчета эквивалентных напряжений $\sigma_{экв}^{(2)}$ и $\sigma_{экв}^{(3)}$ в хомуте для комплектных токопроводов с разделительными перегородками (см. табл. 2) показывают, что предлагаемая конструкция обладает достаточной прочностью (в худшем случае отношение $\sigma_{пр}/\sigma_{экв} \geq 6{,}9$).

Оценивать термическую стойкость конструкции не требуется, так как длительность КЗ мала (несколько секунд) и теплота, выделяющаяся в шине, практически целиком идет на нагрев проводника [12] и не успевает передаваться в окружающую среду.

Таким образом, разработанная конструкция проста, имеет низкую стоимость, обладает необходимой прочностью, позволяет закреплять и изменять положение герконов вблизи шин любых комплектных токопроводов и не требует их конструктивных изменений.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Клецель М. Я., Мусин В. В.** О построении на герконах защит высоковольтных установок без трансформаторов тока // Электротехника. 1987. № 4. С. 11—13.
2. **Клецель М. Я., Жуламанов М. А.** Реле сопротивления на герконах // Электротехника. 2004. № 5. С. 38—44.
3. **Клецель М. Я., Майшев П. Н.** Особенности построения на герконах дифференциально-фазных защит трансформаторов // Электротехника. 2007. № 12. С. 2—7.
4. **Constructions** and details for fixing magnetically operated sealed switches in the closed electrical pathways / M. Ya. Kletsel, A. N. Berguzinov, Z. R. Alishev, V. N. Goryunov // International Conference on Mechanical Engineering. Automation and Control Systems (MEACS). 2014. P. 55—60.
5. **Комплектные** токопроводы и шинопроводы. Техническое описание. М.: ОАО "Мосэлектрощит", 2007. 22 с.
6. **Дорошев К. И.** Токопроводы и шинопроводы для электростанций и подстанций. М.: Энергоатомиздат, 1996. 288 с.
7. **Писаренко Г. С., Лебедев А. А.** Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. Киев: Наукова думка, 1976. 415 с.
8. **Цыбулько А. Е., Козлов П. Н.** Критерий прочности изотропных материалов // Вестник машиностроения. 2005. № 11. С. 20—22.
9. **Белов А. В., Неумоина Н. Г.** Об использовании обобщенного критерия прочности Писаренко — Лебедева в расчетах на прочность при неизотермических процессах нагружения // Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований. 2014. № 9. Ч. 2. С. 8—10.
10. **Клесов А. А.** Древесно-полимерные композиты. СПб.: Научные основы и технологии, 2010. 756 с.
11. **ГОСТ Р 52736—2007** Короткие замыкания в электроустановках. Методы расчета электродинамического и термического действия тока короткого замыкания. М.: Стандартинформ, 2007.
12. **Рожкова Л. Д., Карнеева Л. К., Чиркова Т. В.** Электрооборудование электрических станций и подстанций: Учебник для сред. проф. образования. М.: Академия, 2004. 448 с.

Ve0717.fm Page 7 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК [532.517.4:536.24].001.573

И. Е. ЛОБАНОВ, д-р техн. наук (МАИ, г. Москва), e-mail: lloobbaannooff@live.ru

Математическое моделирование теплообмена в прямых круглых трубах и в плоских каналах с шероховатыми поверхностями при симметричном обогреве[1]

Разработана методика теоретического расчетного детерминирования теплообмена для круглых шероховатых труб и для плоских шероховатых каналов с шероховатыми стенками при симметричном тепловом нагружении на основе принципа суперпозиции полной вязкости в турбулентном пограничном слое. Результаты расчета теплообмена для каналов с шероховатыми стенками для расширенного диапазона основных параметров определяют уровень интенсификации теплообмена.

Ключевые слова: многослойная модель, плоский канал, круглая труба, шероховатость, турбулизатор, моделирование, теплообмен, интенсификация, симметричное тепловое нагружение.

The methodic of theoretical calculation determination of heat exchange for circular rough pipes and for two-dimensional rough channels with rough walls at symmetric heat loading basing on principle of superposition of full viscosity in a turbulent boundary layer is developed. The analysis results of heat exchange for channels with rough walls for extended range of general parameters define level of heat exchange intensification.

Keywords: multi-layer model, two-dimensional channel, circular pipe, roughness, vortex generator, modeling, heat exchange, intensification, symmetric heat loading.

Исследование закономерностей теплообмена в каналах с шероховатыми стенками актуально, так как использование шероховатых поверхностей является одним из методов интенсификации теплообмена.

Закономерности теплообмена, например, в прямых круглых шероховатых трубах существенно отличаются от закономерностей теплообмена в трубах с турбулизаторами, на что указывали как экспериментальные [1], так и теоретические [2, 3] исследования. И те и другие исследования теплообмена в шероховатых каналах основаны на применении логарифмического профиля скорости, что упрощает математическую модель, особенно для большой относительной шероховатости поверхности.

Теплообмен в каналах с большой шероховатостью может иметь место в узких каналах по аналогии с условиями теплообмена для труб с турбулизаторами малых диаметров [4].

Теоретических исследований интенсифицированного теплообмена в каналах с шероховатыми стенками немного [5—7]. Их анализ показал, что теории теплообмена не выходят за рамки применения логарифмического профиля скорости.

Представленная теория позволила получить более сложные, чем существующие, закономерности для числа Нуссельта для плоских шероховатых каналов с симметричным тепловым нагружением и круглых шероховатых труб, поэтому они более обоснованы, более точны и могут использоваться для более широкого диапазона определяющих параметров (аналогично исследованиям теплообмена для круглых труб с турбулизаторами [2, 3] и для плоских каналов с турбулизаторами [8—13], где имеют место более сложные, чем основанные на логарифмическом профиле скорости, математические решения относительно числа Нуссельта).

Математическое моделирование теплообмена в плоских каналах с симметричным обогревом и круглых трубах с шероховатыми стенками

Расчет теплообмена для условий течения теплоносителя в прямых круглых трубах с шероховатыми стенками проводится на основе полученных в работе [14] автора результатов расчета гидравлического сопротивления для этих условий, поскольку стратификация потока зависит от гидросопротивления.

Для плоских каналов с шероховатыми поверхностями при изотермическом течении гидравлическое сопротивление может быть детерминировано посредством использования эквивалентного диаметра, что позволяет привести к виду, сходному с видом для круглой трубы, определяющие уравнения и стратификации турбулентного пограничного слоя [14].

Косвенным подтверждением вышесказанного может служить предельный переход для плоского канала в формуле для гидравлического сопротивления кольцевого канала при $r_1/r_2 \to 1$ (r_1 и r_2 — внутренний и внешний радиусы кольцевого канала соответственно), приведенной в работе [15]:

$$\frac{\xi_{\text{кольцевой}}}{\xi_{\text{труба}}} = \left(\frac{1 - r_1/r_2}{1 + \dfrac{1 - (r_1/r_2)^2}{\ln(r_1/r_2)^2}} \right)^{\frac{5}{4}}.$$

[1] Работа выполнена при поддержке Минобрнауки РФ в рамках базовой части госзадания.

Определим коэффициент гидравлического сопротивления для плоского канала как

$$\frac{\xi_{\text{плоский}}}{\xi_{\text{труба}}} = \lim_{r_1/r_2 \to 1}\left(\frac{\xi_{\text{кольцевой}}}{\xi_{\text{труба}}}\right).$$

В предельном переходе имеет место неопределенность, поэтому получим значение предела с помощью метода Лопиталя — Бернулли:

$$\frac{\xi_{\text{плоский}}}{\xi_{\text{труба}}} = \lim_{r_1/r_2 \to 1}\left(\frac{1 - r_1/r_2}{1 + \dfrac{1-(r_1/r_2)^2}{\ln(r_1/r_2)^2}}\right)^{\frac{5}{4}} =$$

$$= \lim_{r_1/r_2 \to 1}\left(\frac{\ln(r_1/r_2)^2 - (r_1/r_2)\ln(r_1/r_2)^2}{\ln(r_1/r_2)^2 + 1 - (r_1/r_2)^2}\right)^{\frac{5}{4}} =$$

$$= \lim_{r_1/r_2 \to 1}\left(\frac{\dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}(r_1/r_2)}\ln\left(\dfrac{r_1}{r_2}\right)^2 - \dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}(r_1/r_2)}\left(\dfrac{r_1}{r_2}\right)\ln\left(\dfrac{r_1}{r_2}\right)^2}{\dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}(r_1/r_2)}\ln\left(\dfrac{r_1}{r_2}\right)^2 + \dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}(r_1/r_2)}\left(1 - \left(\dfrac{r_1}{r_2}\right)^2\right)}\right)^{\frac{5}{4}} =$$

$$= \lim_{r_1/r_2 \to 1}\left(\frac{\dfrac{2}{(r_1/r_2)} - (\ln(r_1/r_2)^2 + 2)}{\dfrac{2}{(r_1/r_2)} - 2(r_1/r_2)}\right)^{\frac{5}{4}} =$$

$$= \lim_{r_1/r_2 \to 1}\left(\frac{\dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}(r_1/r_2)}\left(\dfrac{2}{(r_1/r_2)} - (\ln(r_1/r_2)^2 + 2)\right)}{\dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}(r_1/r_2)}\left(\dfrac{2}{(r_1/r_2)} - 2(r_1/r_2)\right)}\right)^{\frac{5}{4}} =$$

$$= \lim_{r_1/r_2 \to 1}\left(\frac{-\dfrac{2}{(r_1/r_2)^2} - \dfrac{2}{(r_1/r_2)}}{-\dfrac{2}{(r_1/r_2)^2} - 2}\right)^{\frac{5}{4}} =$$

$$= \lim_{r_1/r_2 \to 1}\left(\frac{-2-2}{-2-2}\right)^{\frac{5}{4}} = 1.$$

Последний результат полностью подтверждается расчетными и измеренными разными авторами данными, приведенными в работе [15], для коэффициента сопротивления трению в кольцевых и плоских каналах.

Теплообмен при течении теплоносителей с постоянными теплофизическими свойствами для условий интенсифицированного теплообмена в плоских каналах и прямых круглых трубах с шероховатыми стенками моделируется многослойной схемой турбулентного пограничного слоя на основании того, что величина турбулентной вязкости и профили скоростей турбулентного пограничного слоя уже детерминированы при моделировании гидравлического сопротивления для этих условий [14].

Подобная схема расчета интенсифицированного теплообмена была использована в работах [2, 3] для расчета теплообмена в трубах с турбулизаторами, а также в плоских каналах с турбулизаторами [8—12], что позволяет в дальнейшем использовать ее при расчете теплообмена в трубах с шероховатыми стенками при соблюдении соответствующих ограничений [2, 3], поскольку условия протекания процесса теплообмена сходны.

Решение задачи об интенсифицированном теплообмене (числе Нуссельта Nu) в плоском канале с шероховатыми стенками в данной работе получим с помощью соответствующего интеграла для плоского канала при симметричном обогреве [16, 17]:

$$\mathrm{Nu} = \frac{1}{\displaystyle\int_0^1 \frac{\left(\int_0^R \frac{w_x}{\overline{w}_x}\mathrm{d}R\right)^2}{1 + \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}_\text{т}}\frac{\nu_\text{т}}{\nu}}\mathrm{d}R - \frac{1}{2}\int_0^1 \frac{\int_0^R \frac{w_x}{\overline{w}_x}\mathrm{d}R}{1 + \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}_\text{т}}\frac{\nu_\text{т}}{\nu}}\mathrm{d}R},$$

где $\mathrm{Pr}/\mathrm{Pr}_\text{т}$ и $\nu_\text{т}/\nu$ — отношения молекулярного и турбулентного чисел Прандтля и кинематических турбулентной и молекулярной вязкостей соответственно; $R = r/(H/2)$ — безразмерная координата плоского канала (отношение поперечной координаты r для плоского канала к половине ширины H плоского канала).

При принятии допущения $w/\overline{w}_x \approx 1$, которое, как показывают теоретические исследования [2, 3; 8—13] для каналов некруглого поперечного сечения с турбулизаторами, незначительно влияет на осредненный интенсифицированный теплообмен, получим:

$$\mathrm{Nu} = \frac{1}{\displaystyle\int_0^1 \frac{R^2}{1 + \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}_\text{т}}\frac{\nu_\text{т}}{\nu}}\mathrm{d}R - \frac{1}{2}\int_0^1 \frac{R}{1 + \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}_\text{т}}\frac{\nu_\text{т}}{\nu}}\mathrm{d}R}. \qquad (1)$$

Как видно из выражения (1), решение для симметрично обогреваемого плоского канала отличается от "интеграла Лайона для плоского канала" [16, 17]:

$$\mathrm{Nu} = \frac{2}{\displaystyle\int_0^1 \frac{R^2}{1 + \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}_\text{т}}\frac{\nu_\text{т}}{\nu}}\mathrm{d}R}.$$

Решение задачи об интенсифицированном теплообмене в круглой трубе с шероховатыми стенками в данной работе получим с помощью "интеграла Лайона" при принятии допущения $w/\overline{w}_x \approx 1$, которое, как показывают теоретические исследования [2, 3] для круглых труб с турбулизаторами, незначительно влияет на осредненный интенсифицированный теплообмен:

$$\mathrm{Nu} = \frac{2}{\int\limits_0^1 \frac{R^3}{1 + \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}_\text{т}} \frac{\nu_\text{т}}{\nu}} \mathrm{d}R}, \qquad (2)$$

где $R = r/R_0$ — безразмерный радиус трубы (отношение расстояния r от оси трубы к радиусу R_0 трубы).

Для получения решения относительно теплообмена как для плоского канала с симметричным обогревом, так и для круглой трубы с шероховатыми поверхностями следует перейти к непосредственному рассмотрению параметров каждого из подслоев, поскольку они будут сходны при выбранных безразмерных координатах. Напомним, что для плоских каналов с шероховатыми поверхностями используется эквивалентный диаметр канала. Непосредственно безразмерные параметры будут выглядеть следующим образом.

I. Вязкий (ламинарный) подслой.

Вязкий подслой располагается в окрестности:

$$R \in \left[1 - \frac{\eta_1}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{32}{\xi}};\ \ 1\right],$$

где $\eta_1 = 5$ — постоянная, характеризующая безразмерную толщину вязкого подслоя [18]; ξ — коэффициент сопротивления трению; Re — число Рейнольдса по эквивалентному диаметру канала.

В области вязкого подслоя принимают [3, 18]:

$$\frac{\nu_\text{т}}{\nu} = \beta\frac{\eta^3}{\eta_1^2} = \frac{\beta}{\eta_1^2}\mathrm{Re}^3(1 - R)^3\left(\frac{\xi}{32}\right)^{\frac{3}{2}}, \qquad (3)$$

где $\nu_\text{т}/\nu$ — отношение турбулентной и молекулярной кинематических вязкостей; $\eta = (1 - R)\mathrm{Re}\sqrt{\xi/32}$ — безразмерная координата (модифицированное число Рейнольдса); β — постоянная в законе "третьей степени" (степенной закон): $\frac{\nu_\text{т}}{\nu} = \frac{\beta}{\eta_1^2}\eta^3$ [18].

II. Буферный промежуточный подслой.

Промежуточный подслой располагается в окрестности:

$$R \in \left[1 - \frac{\eta_2}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{32}{\xi}};\ \ 1 - \frac{\eta_1}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{32}{\xi}}\right],$$

где $\eta_2 = 30$ [18].

В области промежуточного подслоя принимают [2, 3, 18]:

$$\frac{\nu_\text{т}}{\nu} = \frac{\eta}{5} - 1 = \frac{\mathrm{Re}}{5}(1 - R)\sqrt{\frac{\xi}{32}} - 1. \qquad (4)$$

III. Турбулентное ядро потока.

Турбулентное ядро потока располагается в окрестности:

$$R \in \left[0;\ \ 1 - \frac{\eta_2}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{32}{\xi}}\right].$$

В области турбулентного ядра принимают [2, 3, 18]:

$$\frac{\nu_\text{т}}{\nu} = \frac{\sum\limits_i \nu_i}{\nu} =$$

$$= 1 + \frac{\mathrm{Re}}{4}\sqrt{\frac{\xi}{2}}\,a(\bar{y} + \bar{h} - 2\bar{\delta})\sqrt{(1 - \bar{y})(1 - k_0^2\bar{y})}, \qquad (5)$$

где $\bar{y} = y/R_0$ — относительная поперечная координата; $\bar{\delta} = \delta_0/R_0 = \delta\frac{4}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi}}$ (δ_0 — граница вязкого подслоя; δ — константа) [19—21].

Учитывая, что $R = 1 - \bar{y}$ или $\bar{y} = 1 - R$, после преобразований получим:

$$\frac{\nu_\text{т}}{\nu} = \frac{\sum\limits_i \nu_i}{\nu} = 1 + \frac{\mathrm{Re}}{4}\sqrt{\frac{\xi}{2}}\,a\left(1 - R + \bar{h} - \delta\frac{8}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi}}\right) \times$$

$$\times \sqrt{R(1 - k_0^2(1 - R))}, \qquad (6)$$

где $a = 0{,}39$ и $k_0 = 0{,}97$ — постоянные [19—21].

Если дисперсия $\bar{\sigma}$ средних значений высот выступов шероховатости отлична от нуля и при нормальном законе распределения высот шероховатости, то формула для турбулентной кинематической вязкости в круглой шероховатой трубе будет иметь вид:

$$\frac{\nu_\text{т}}{\nu} = \frac{\sum\limits_i \nu_i}{\nu} = 1 + \frac{\mathrm{Re}}{4}\sqrt{\frac{\xi}{2}}\,a \times$$

$$\times \left[1 - R + \bar{h} - \delta\frac{8}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi}} + \bar{\sigma}\sqrt{\frac{2}{\pi}}\frac{\exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\delta\frac{4}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi}} - \bar{h}}{\bar{\sigma}}\right)^2\right]}{1 - \mathrm{erf}\left[\frac{\delta\frac{4}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi}} - \bar{h}}{\sqrt{2}\bar{\sigma}}\right]}\right] \times$$

$$\times \sqrt{R(1 - k_0^2(1 - R))}. \qquad (7)$$

В дальнейшем необходимо провести расчеты теплообмена для плоских каналов с симметричным обогревом и круглых труб с шероховатыми стенка-

Ve0717.fm Page 10 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

ми по полученной в исследовании методике с использованием формул (1) и (2) совместно с соотношениями для подслоев (4)—(6) для различных относительных высот шероховатости и чисел Рейнольдса по эквивалентному диаметру канала.

Для сравнения необходимы расчетные значения относительного теплообмена $Nu/Nu_{гл}$ ($Nu_{гл}$ — число Нуссельта для гладких труб, полученное по формуле Диттуса — Боэлтера [18]) при прочих равных условиях (равные числа Рейнольдса по эквивалентному диаметру канала).

В табл. 1 приведены расчетные данные для теплообмена в плоских каналах с симметричным обогревом с шероховатыми поверхностями (в знаменателе) и в прямых круглых шероховатых трубах (в числителе), полученные из решения по сгенерированной теории для относительных высот турбулизаторов $h/R_0 = 1/70 = 1{,}43 \cdot 10^{-2}$ и $h/R_0 = 1/50 = 2 \cdot 10^{-2}$, для которых ранее были рассчитаны гидравлические сопротивления (для сравнения приведены соответствующие значения теплообмена для гладких труб по формуле Диттуса—Боэлтера).

Из представленных данных видно, что увеличение теплообмена в круглых трубах вследствие шероховатости определенно меньше, чем увеличение гидравлического сопротивления, что особенно заметно при больших числах Рейнольдса и больших относительных высотах шероховатости. Сравнение представленных результатов для теплообмена в шероховатых трубах при $h/R_0 = 0{,}02$ с теплообменом в трубах с турбулизаторами ($d/D = 0{,}98$) из работы [1] при прочих равных условиях показало: при средних числах Рейнольдса ($Re = 4 \cdot 10^4$) теплообмен в шероховатых трубах приблизительно равен теплообмену в трубах с турбулизаторами с большими относительными шагами между турбулизаторами ($Nu/Nu_{гл} = 1{,}60$; 1,45; 1,30 для $t/D = 0{,}25$; 0,50; 1,00 соответственно); при увеличении числа Рейнольдса до $Re = 10^5$ теплообмен в шероховатых трубах приближается к теплообмену в трубах с турбулизаторами со средними относительными шагами между ними ($Nu/Nu_{гл} = 1{,}62$; 1,48; 1,34 для $t/D = 0{,}25$; 0,50; 1,00 соответственно).

Из табл. 1 также видно, что теплообмен в плоских каналах с симметричным обогревом и шероховатыми стенками для этих условий, рассчитанный по интегральному соотношению (1), больше примерно на 6,2÷7,6 %, чем в шероховатых трубах при прочих равных условиях, в то время как для гладких каналов вышеуказанное увеличение общеизвестно и для воздуха при $Re = 5 \cdot 10^3 \div 5 \cdot 10^5$ составляет 6,1÷3,5 % [1, 16—18, 22, 23].

Можно заключить, что увеличение теплообмена в круглых трубах вследствие шероховатости ощутимо меньше, чем увеличение гидравлического сопротивления, особенно при увеличении числа Рейнольдса и относительной высоты шероховатости. Этот вывод справедлив и для гораздо более широкого диапазона высот шероховатости, что подтверждают данные по теплообмену на воздухе при $Re = 10^4 \div 10^6$ для круглых шероховатых труб с $h/R_0 = 1/15$; 1/30,6; 1/60; 1/126; 1/252; 1/507, приведенные в табл. 2 (в числителе), в сравнении с соответствующими данными по гидравлическому сопротивлению: $(Nu/Nu_{гл})/(\xi/\xi_{гл}) = 0{,}58 \div 0{,}84$. В табл. 2 приведены также (в знаменателе) соответствующие данные и для плоских шероховатых каналов с симметричным тепловым нагружением, для которых соотношения между теплообменом и гидросопротивлением имеют значения, повышенные относительно значений для круглой трубы: $(Nu/Nu_{гл})/(\xi/\xi_{гл}) = 0{,}63 \div 0{,}91$.

Соответствующие данные для условий табл. 1 для круглых труб составили $(Nu/Nu_{гл})/(\xi/\xi_{гл}) = 0{,}64 \div 0{,}81$, а для плоских каналов с симметричным тепловым нагружением — $(Nu/Nu_{гл})/(\xi/\xi_{гл}) = 0{,}68 \div 0{,}87$, что на 4÷6 % больше, чем для аналогичных данных для круглых шероховатых труб.

Таблица 1

h/R_0	Формула Диттуса — Боэлтера	Теплоообмен при Re					
		$4 \cdot 10^4$	$6 \cdot 10^4$	$8 \cdot 10^4$	10^5	10^6	10^7
		96,90	134,02	168,71	201,68	1272,51	8028,99
$1/70 = 1{,}43 \cdot 10^{-2}$	Теоретическое решение	113,98/122,28	167,05/178,74	219,58/234,62	271,87/290,23	2509,00/2669,30	22 124,58/23 529,36
	$Nu/Nu_{гл}$	1,18/1,27	1,25/1,33	1,30/1,39	1,35/1,44	1,97/2,10	2,76/2,93
$1/50 = 2{,}00 \cdot 10^{-2}$	Теоретическое решение	124,04/133,11	181,74/194,61	239,12/255,76	296,40/316,81	2705,26/2883,76	27 015,57/28 789,93
	$Nu/Nu_{гл}$	1,28/1,37	1,36/1,45	1,42/1,52	1,47/1,57	2,13/2,27	3,36/3,59

Примечание. В числителе приведены значения для круглых шероховатых труб, рассчитанные по формулам (1)—(7), в знаменателе — при теплообмене на воздухе в плоских каналах с симметричным обогревом.

Ve0717.fm Page 11 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

Таблица 2

h/R_0	Параметр*	Re										
		10^4	$1{,}58 \cdot 10^4$	$2{,}51 \cdot 10^4$	$3{,}98 \cdot 10^4$	$6{,}31 \cdot 10^4$	10^5	$1{,}58 \cdot 10^5$	$2{,}51 \cdot 10^5$	$3{,}98 \cdot 10^5$	$6{,}31 \cdot 10^5$	10^6
$1{,}97 \cdot 10^{-3}$	Nu	—	—	—	—	—	—	—	434,01/482,51	650,97/707,80	1020,08/1075,31	1599,58/1684,51
	$Nu/Nu_{гл}$	—	—	—	—	—	—	—	1,03/1,15	1,07/1,16	1,16/1,22	1,26/1,32
$3{,}97 \cdot 10^{-3}$	Nu	—	—	—	—	—	—	310,79/336,02	485,95/514,85	759,90/803,94	1191,49/1259,37	1873,53/1978,98
	$Nu/Nu_{гл}$	—	—	—	—	—	—	1,07/1,15	1,15/1,22	1,25/1,32	1,35/1,43	1,47/1,56
$7{,}94 \cdot 10^{-3}$	Nu	—	—	—	—	—	235,27/250,72	366,26/389,55	572,24/607,83	897,44/952,41	1411,90/1497,51	2221,23/2354,99
	$Nu/Nu_{гл}$	—	—	—	—	—	1,17/1,24	1,26/1,34	1,36/1,44	1,47/1,56	1,60/1,70	1,75/1,85
$1{,}67 \cdot 10^{-2}$	Nu	—	—	—	117,99/126,59	182,05/194,81	282,71/301,97	441,59/471,10	692,91/738,63	1090,78/1162,16	1681,95/1791,41	2595,86/2764,23
	$Nu/Nu_{гл}$	—	—	—	1,22/1,31	1,30/1,40	1,40/1,50	1,51/1,62	1,64/1,75	1,79/1,91	1,91/2,03	2,04/2,17
$3{,}27 \cdot 10^{-2}$	Nu	—	60,10/64,99	91,13/98,13	139,79/150,23	216,55/232,14	337,90/361,80	530,05/567,11	823,39/880,52	1271,93/1359,78	1957,73/2092,56	3040,21/3249,17
	$Nu/Nu_{гл}$	—	1,30/1,41	1,36/1,47	1,45/1,56	1,55/1,66	1,68/1,79	1,82/1,95	1,95/2,09	2,09/2,23	2,22/2,38	2,39/2,55
$6{,}67 \cdot 10^{-2}$	Nu	47,66/51,67	71,33/76,98	108,93/117,22	168,27/180,76	262,22/281,94	408,52/438,04	631,68/677,03	978,02/1047,94	1515,52/1623,59	2350,09/2517,40	3646,15/3905,46
	$Nu/Nu_{гл}$	1,49/1,62	1,54/1,67	1,63/1,76	1,74/1,87	1,88/2,02	2,03/2,17	2,17/2,32	2,32/2,49	2,49/2,67	2,67/2,86	2,87/3,07
0	Формула Диттуса — Боэлтера	31,96	46,20	66,78	96,53	139,53	201,68	291,51	421,37	609,06	880,36	1272,51

* См. примечание к табл. 1.

Теплообмен в плоских каналах с шероховатыми поверхностями с симметричным тепловым нагружением при прочих равных условиях для h/R_0 = 1/15; 1/30,6; 1/60; 1/126; 1/252; 1/507 увеличивается относительно теплообмена в круглых трубах с шероховатыми стенками на 4,8÷11,7 % (см. табл. 2), что также больше, чем аналогичное увеличение для гладких плоских каналов.

В дальнейшем необходимо провести расчеты теплообмена для плоских каналов с шероховатыми поверхностями при симметричном тепловом нагружении и шероховатых труб по зависимостям (1)—(7) для очень больших значений относительных высот шероховатости: h/R_0 = 0,15÷0,30.

В табл. 3 приведены расчетные значения числа Нуссельта при теплообмене на воздухе для плоских каналов с симметричным обогревом и круглых труб с шероховатыми поверхностями для очень больших относительных высот шероховатости (h/R_0 = 0,15÷0,30) и характерного диапазона чисел Рейнольдса (Re = 10^4÷10^6), при расчете которого были использованы значения гидравлического сопротивления, приведенные в работе [14]; для сравнения приведены соответствующие значения $Nu_{гл}$ при теплообмене на воздухе для гладкой трубы (h/R_0 = 0).

Из табл. 3 видно, что теплообмен в шероховатых трубах на воздухе при больших высотах шерохова-

Таблица 3

h/R_0	Число Нуссельта* при Re				
	10^4	$5 \cdot 10^4$	10^5	$5 \cdot 10^5$	10^6
0,15	57,01/61,38	255,79/273,81	495,62/530,16	2320,26/2480,70	4521,46/4833,81
0,20	60,52/64,93	272,55/290,99	529,10/564,61	2494,82/2670,05	4873,51/5198,06
0,25	63,26/67,65	285,81/304,50	556,11/591,92	2634,74/2803,38	5156,57/5486,39
0,30	65,48/69,81	296,68/315,12	578,30/614,00	2750,43/2919,30	5391,79/5722,62
0	31,96	115,83	201,68	730,86	1272,51

* См. примечание к табл. 1.

Ve0717.fm Page 12 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

тости увеличивается при малых числах Рейнольдса приблизительно в 1,8÷2,1 раза по сравнению с гладкой трубой при увеличении относительной высоты шероховатости соответственно с h/R_0 = 0,15 до h/R_0 = 0,30; для средних чисел Рейнольдса это увеличение составляет уже около 2,5 и 2,9 раза соответственно, для больших — 3,6 и 4,2 раза.

При увеличении числа Рейнольдса с 10^4 до 10^6 теплообмен в шероховатых трубах на воздухе по сравнению с гладкой трубой увеличивается приблизительно в 2 раза для всего рассматриваемого диапазона относительных высот шероховатостей; при увеличении очень большой относительной высоты шероховатости в 2 раза (с h/R_0 = 0,15 до h/R_0 = 0,30) соответствующее увеличение относительного гидравлического сопротивления составляет 1,15÷1,19 раза, т.е. несколько меньше, чем соответствующее повышение гидравлического сопротивления.

Теплообмен в плоских каналах с шероховатыми поверхностями с симметричным тепловым нагружением при прочих равных условиях для очень больших относительных высот шероховатости (h/R_0 = 0,15÷0,30) увеличивается относительно круглых шероховатых труб на 6,1÷7,7 %. Следовательно, как увеличение относительной высоты шероховатости, так и увеличение числа Рейнольдса вызывает существенное повышение теплообмена в круглых шероховатых трубах на воздухе по сравнению с гладкими трубами. Для плоских каналов с шероховатыми стенками при симметричном обогреве соответствующее увеличение теплоотдачи еще более существенно, чем для круглых шероховатых труб.

При очень высоких относительных высотах шероховатости увеличение теплообмена в плоских каналах с шероховатыми стенками с симметричным обогревом и в шероховатых трубах сопровождается гораздо большим увеличением гидравлического сопротивления, чем при меньших относительных высотах шероховатости, особенно при увеличении числа Рейнольдса.

Проведем сравнительный анализ расчетных значений теплообмена на воздухе, полученных по разработанной методике, основанной на зависимостях (1)—(7), для плоских каналов с шероховатыми стенками при симметричном тепловом нагружении, для шероховатых труб и для труб с турбулизаторами при прочих равных условиях (равенство относительных высот шероховатости и турбулизаторов, чисел Рейнольдса).

С этой целью в табл. 4 приведены значения отношения $Nu/Nu_{гл}$ для плоских каналов с шероховатыми стенками при симметричном обогреве

Таблица 4

h/R_0	t/D	Источник данных	$Nu/Nu_{гл}$* при Re								
			10^4	$2 \cdot 10^4$	$4 \cdot 10^4$	10^5	$2 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^5$	10^6	10^7	10^8
0,01	0,25	Работа [1]	1,25	1,30	1,32	1,35	1,37	1,38	—	—	—
	0,50		1,23	1,28	1,22	1,25	1,28	1,32	—	—	—
	1,00		1,13	1,13	1,15	1,15	1,16	1,12	—	—	—
	—	Теория	—	—	1,08/1,19	1,23/1,32	1,38/1,47	1,56/1,66	1,83/1,94	2,54/2,69	5,15/5,47
0,05	0,25	Работа [1]	2,14	2,20	2,28	2,28	2,37	2,45	—	—	—
	0,50		2,05	2,08	2,06	2,12	2,24	2,28	—	—	—
	1,00		1,69	1,65	1,73	1,85	1,82	1,75	—	—	—
	—	Теория	1,40/1,51	1,48/1,59	1,62/1,74	1,88/2,02	2,09/2,23	2,31/2,48	2,66/2,85	3,79/4,06	7,93/8,49
0,10	0,25	Работа [1]	2,65	2,80	2,80	2,82	2,88	3,08	—	—	—
	0,50		2,54	2,69	2,68	2,67	2,77	2,92	—	—	—
	1,00		2,27	2,38	2,35	2,41	2,40	2,47	—	—	—
	—	Теория	1,63/1,76	1,75/1,88	1,94/2,08	2,23/2,38	2,48/2,67	2,75/2,94	3,19/3,41	4,61/4,94	9,86/10,56
0,11	0,25	Работа [1]	2,65	2,85	2,80	2,82	2,92	3,12	—	—	—
	—	Теория	1,67/1,80	1,79/1,92	1,99/2,14	2,28/2,44	2,54/2,72	2,83/3,04	3,27/3,50	4,74/5,08	10,17/10,89
0,12	0,50	Работа [1]	2,28	2,72	2,70	2,70	2,85	3,00	—	—	—
	—	Теория	1,70/1,83	1,83/1,97	2,03/2,18	2,33/2,48	2,59/2,78	2,89/3,09	3,35/3,59	4,86/5,20	10,46/11,40
0,13	1,00	Работа [1]	2,54	2,70	2,66	2,67	2,68	2,74	—	—	—
	—	Теория	1,73/1,86	1,86/2,00	2,07/2,22	2,37/2,53	2,64/2,83	2,95/3,15	3,42/3,66	4,98/5,33	10,74/11,49

* См. примечание к табл. 1.

Ve0717.fm Page 13 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

и для круглых шероховатых труб на воздухе, рассчитанные по разработанной в исследовании теории, которые сравниваются с экспериментальными данными для труб с периодическими поперечно расположенными турбулизаторами потока в круглых трубах [1] при условии h/R_0 = idem и Re = idem ($h/R_0 = 0{,}01 \div 0{,}13$; $t/D = 0{,}25 \div 1{,}00$; $\mathrm{Re} = 10^4 \div 2 \cdot 10^5$).

Сравнение полученных расчетных данных по теплообмену на воздухе в шероховатых трубах и трубах с турбулизаторами при прочих равных условиях показало, что при малых относительных высотах шероховатости ($h/R_0 = 0{,}01$) теплообмен в шероховатых трубах при небольших числах Рейнольдса немного меньше, чем в трубах с турбулизаторами с большими относительными шагами; при увеличении числа Рейнольдса теплообмен приближается к теплообмену в трубах с турбулизаторами средних и малых относительных шагов соответственно, а при больших числах Рейнольдса теплообмен в шероховатых трубах приблизительно на 15 % больше, чем в трубах с турбулизаторами.

При средних относительных высотах шероховатости ($h/R_0 = 0{,}05$) значения теплообмена в шероховатых трубах находятся между значениями теплообмена в трубах с турбулизаторами с большим ($t/D = 1{,}0$) и средним ($t/D = 0{,}5$) относительным шагом при небольших и средних числах Рейнольдса; при больших числах Рейнольдса теплообмен в шероховатых трубах приблизительно соответствует теплообмену в трубах с турбулизаторами со средним относительным шагом.

При больших относительных высотах шероховатости ($h/R_0 = 0{,}10$) теплообмен в шероховатых трубах при небольших и средних числах Рейнольдса несколько меньше, чем в трубах с турбулизаторами; при увеличении числа Рейнольдса теплообмен в шероховатых трубах приблизительно равен теплообмену в трубах с турбулизаторами с большим относительным шагом; при больших числах Рейнольдса значение теплообмена в шероховатых трубах находится примерно посередине между значениями теплообмена в трубах с турбулизаторами со средним и большим относительным шагом.

При очень высоких относительных высотах шероховатости ($h/R_0 > 0{,}10$) теплообмен в шероховатых трубах при небольших и средних числах Рейнольдса составляет приблизительно половину теплообмена в трубах с турбулизаторами; при больших числах Рейнольдса теплообмен в шероховатых трубах приближается к теплообмену в трубах с турбулизаторами и даже немного превосходит его с увеличением относительной высоты шероховатости.

В плоских каналах с шероховатыми поверхностями при симметричном тепловом нагружении имеет место увеличение теплообмена по сравнению с прямыми круглыми шероховатыми трубами при прочих равных условиях для данного диапазона определяющих параметров приблизительно на 6÷8 % (см. табл. 4).

Данные по теплообмену на воздухе для плоских каналов с шероховатыми стенками при симметричном обогреве и для шероховатых труб при очень высоких числах Рейнольдса ($\mathrm{Re} \geq 10^6$), приведенные в табл. 4, указывают на то, что с увеличением числа Рейнольдса сначала (при $\mathrm{Re} > 10^6$) происходит небольшое снижение относительного теплообмена — гидросопротивления $(\mathrm{Nu}/\mathrm{Nu}_{гл})/(\xi/\xi_{гл})$, после чего (при $\mathrm{Re} \approx 10^9$) это отношение несколько возрастает, что характерно, например, для так называемого предельного теплообмена третьего рода при турбулентном течении в круглых трубах, но при более низких числах Рейнольдса [2, 3, 24—26].

Относительный теплообмен в шероховатых трубах при очень высоких числах Рейнольдса ($\mathrm{Re} = 10^6 \div 10^9$) возрастает при увеличении числа Рейнольдса и увеличении относительной высоты шероховатости; для плоских каналов с шероховатыми стенками при симметричном тепловом нагружении увеличение теплообмена в этих условиях выше приблизительно на 6÷9 %, чем для круглых шероховатых труб (см. табл. 4).

Выводы

1. Разработана методика теоретического расчетного детерминирования осредненного теплообмена для плоских каналов с шероховатыми поверхностями с симметричным тепловым нагружением и круглых труб с шероховатыми стенками на основе принципа суперпозиции полной вязкости в турбулентном пограничном слое, отличающаяся от существующих теорий; ее необходимо применять при расчете теплообмена несмотря на более высокую сложность.

2. Теоретические решения, полученные в данном исследовании, показали, что в увеличение расчетных значений относительного осредненного теплообмена $\mathrm{Nu}/\mathrm{Nu}_{гл}$ в плоских шероховатых каналах и шероховатых трубах с очень большими значениями относительной шероховатости существенный вклад вносят увеличение относительной высоты h/R_0 шероховатости и увеличение числа Рейнольдса.

3. Сравнительный анализ расчетных значений относительного осредненного теплообмена в шероховатых трубах и аналогичных экспериментальных значений для труб с периодическими поперечно расположенными турбулизаторами потока показал, что в шероховатых трубах с очень большими относительными высотами шероховатости осредненный теплообмен почти во всех случаях несколько ниже, чем в трубах с турбулизаторами при прочих равных условиях, и эти теплообмены приблизительно равны при больших числах Рейнольдса; для малых, средних и больших относительных вы-

сот шероховатости найдены границы приблизительного соответствия указанных теплообменов при прочих равных условиях: чем больше число Рейнольдса, тем меньше должен быть относительный шаг h/R_0 между турбулизаторами.

4. Главное преимущество решений для осредненного теплообмена в шероховатых плоских каналах с симметричным тепловым нагружением и круглых трубах, полученных по разработанной теории, по сравнению с эмпирическими зависимостями заключается в том, что они позволяют рассчитать теплообмен в шероховатых трубах при больших и очень больших относительных высотах выступов шероховатости, в том числе и при больших числах Рейнольдса, что характерно, например, для труб малых диаметров и узких плоских каналов.

5. Расчеты по относительному теплообмену — гидросопротивлению для шероховатых плоских каналов с симметричным тепловым нагружением и круглых труб показали, что повышение относительного теплообмена на воздухе вследствие увеличения относительной высоты шероховатости или числа Рейнольдса сопровождается еще более существенным повышением гидравлического сопротивления.

6. Анализ полученных расчетных значений теплообмена — гидросопротивления для плоских шероховатых каналов с симметричным обогревом и круглых шероховатых труб показал, что повышение теплообмена всегда меньше, чем соответствующее повышение гидравлического сопротивления, что является недостатком по сравнению с каналами с турбулизаторами при прочих равных условиях.

7. На основании приведенных расчетов по относительному теплообмену—гидросопротивлению для плоских шероховатых каналов с симметричным обогревом и круглых шероховатых труб можно заключить, что они могут иметь преимущество по сравнению с трубами с турбулизаторами с точки зрения вышеуказанного параметра при прочих равных условиях в области высоких значений относительной высоты шероховатости при высоких числах Рейнольдса.

8. Полученные расчетные данные по осредненному теплообмену показали, что в рассматриваемом диапазоне определяющих параметров в плоских шероховатых каналах с симметричным тепловым нагружением при прочих равных условиях осредненный теплообмен на 4,8÷11,7 % выше, чем теплообмен в круглых шероховатых трубах.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Эффективные** поверхности теплообмена / Э. К. Калинин, Г. А. Дрейцер, И. З. Копп и др. М.: Энергоатомиздат, 1998. 408 с.

2. **Лобанов И. Е.** Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в каналах: Дис. д-ра техн. наук. М., 2005. 632 с.

3. **Лобанов И. Е., Штейн Л. М.** Перспективные теплообменные аппараты с интенсифицированным теплообменом для металлургического производства. (Общая теория интенсифицированного теплообмена для теплообменных аппаратов, применяемых в современном металлургическом производстве.) В 4 т. Т. I. Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в каналах с применением основных аналитических и численных методов. М.: Изд-во Ассоциации строительных вузов, 2009. 405 с. Т. II. Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в каналах с применением неосновных аналитических и численных методов. М.: Издательство Ассоциации строительных вузов, 2010. 290 с. Т. III. Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в каналах с применением многослойных, супермногослойных и компаундных моделей турбулентного пограничного слоя. М.: МГАКХиС, 2010. 288 с. Т. IV. Специальные аспекты математического моделирования гидрогазодинамики, теплообмена, а также теплопередачи в теплообменных аппаратах с интенсифицированным теплообменом. М.: МГАКХиС, 2011. 343 с.

4. **Лобанов И. Е., Доценко А. И.** Математическое моделирование предельного теплообмена для турбулизированного потока в каналах. М.: МИКХиС, 2008. 194 с.

5. **Иевлев В. М.** Численное моделирование турбулентных течений. М.: Наука, 1990. 215 с.

6. **Ляхов В. К.** Метод относительного соответствия при расчетах турбулентных пристеночных потоков. Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1975. 123 с.

7. **Ляхов В. К., Мигалин В. К.** Эффект тепловой, или диффузионной, шероховатости. Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1989. 176 с.

8. **Лобанов И. Е.** Математическое моделирование предельного теплообмена за счет турбулизации потока при турбулентном течении в плоских каналах с турбулизаторами // Актуальные проблемы российской космонавтики: Материалы XXXIV Академических чтений по космонавтике. Москва, январь 2010 г. / Под общей редакцией А. К. Медведевой. М.: Комиссия РАН по разработке научного наследия пионеров освоения космического пространства, 2010. С. 200—202.

9. **Лобанов И. Е., Флейтлих Б. Б.** Моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в плоских каналах с периодически поверхностно расположенными турбулизаторами потока на базе семислойной модели турбулентного пограничного слоя // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2011. № 2 (286). С. 42—50.

10. **Лобанов И. Е., Флейтлих Б. Б.** Моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в плоских каналах с периодически поверхностно расположенными турбулизаторами потока на базе семислойной модели турбулентного пограничного слоя // Проблемы газодинамики и теплообмена в энергетических технологиях: тезисы Международной научной школы (Москва, 5—7 сентября 2011 г.). М.: Издательский дом МЭИ, 2011. С. 50—52.

11. **Лобанов И. Е.** Теория теплообмена при турбулентном течении в плоских каналах с поверхностно расположенными односторонними турбулизаторами потока на базе семислойной модели турбулентного пограничного слоя // Московское научное обозрение. 2012. № 4. Ч. 1. С. 7—12.

12. **Лобанов И. Е.** Аналитическое решение задачи об интенсифицированном теплообмене при турбулентном течении в плоских каналах с периодически поверхностно расположенными турбулизаторами потока на базе семислойной модели турбулентного пограничного слоя // Научное обозрение. 2012. № 2. С. 375—387.

Ve0717.fm Page 15 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.45 + 621.48

С. Н. САЯПИН, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана, ИМАШ РАН), e-mail: S.Sayapin@rambler.ru

Система регулирования двигателя Стирлинга[1]

Представлена новая система регулирования двигателей, работающих по циклу Стирлинга, на основе герметичной внешней системы сорбера-десорбера водорода с термоэлектрическим нагревателем-холодильником, направленная на повышение надежности функционирования, безопасности обслуживающего персонала и снижение уровня шума в процессе ее эксплуатации, а также на уменьшение габаритно-массовых параметров и упрощение конструкции в целом.

Ключевые слова: двигатель Стирлинга, система регулирования, термоэлектрический сорбер-десорбер водорода.

The new system of engines regulating, operating on Stirling cycle, basing on airproof external hydrogen sorber-desorber system with thermoelectric heater-cooler, intended on improvement of operating reliability, safety of maintenance personnel and decrease of noise level during its operation, and also on decrease of mass-dimensional parameters and overall structure simplification, is presented.

Keywords: Stirling engine, regulating system, thermoelectric hydrogen sorber-desorber.

В многочисленных научных обзорах по энергопреобразующей технике двигатель Стирлинга (ДС) рассматривается как наиболее перспективный двигатель для дальнейших разработок. Такие показатели, как низкий уровень шума, невысокая токсичность отработавших газов, возможность использования различных топлив, большой ресурс, габаритно-массовые параметры, обусловливают возможность широкого применения машин Стирлинга в ближайшее время [1]. В работе [2, с. 144] отмечено, что одним из основных направлений усовершенствования двигателей Стирлинга является создание и исследование надежных и достаточно простых систем регулирования.

Системы регулирования ДС служат для управления их мощностью и частотой вращения вала. Так, например, при работе ДС в составе энергетических установок с электрогенератором требуется обеспечить постоянную частоту вращения генератора независимо от нагрузки. В случаях применения ДС для перемещения транспортных средств режимы его работы отличаются широким диапазоном изменения не только нагрузки, но и частоты вращения вала. При этом одним из показателей, характеризующих работу ДС, является быстрота его реакции на внезапное изменение нагрузки. Мощность и частоту вращения вала ДС можно регулировать изменением температуры и давления рабочего тела в цилиндре, фазового угла между положениями вытеснительного и рабочего поршней, а также смещением циклов в отдельных цилиндрах многоцилиндрового двигателя. Возможно также регулирование изменением степени сжатия двигателя. Однако регулирование путем изменения фазового угла, степени сжатия и смещения циклов связано с созданием сложной механической систе-

[1] Работа выполнена при поддержке гранта Президента РФ для ведущих школ № НШ-4058.2014.8.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 7)

13. **Лобанов И. Е.** Теплообмен при турбулентном течении в плоских каналах с равномерно расположенными поверхностными односторонними турбулизаторами потока // Вестник машиностроения. 2012. № 8. С. 13—17.

14. **Лобанов И. Е.** Теория гидравлического сопротивления в шероховатых трубах // Вестник машиностроения. 2013. № 7. С. 27—33.

15. **Субботин В. И., Ушаков Н. А.** Приближенные расчеты гидродинамических характеристик турбулентного потока жидкости в кольцевых каналах // Теплофизика высоких температур. 1972. Т. 10. № 5. С. 1025—1030.

16. **Новиков И. И., Воскресенский К. Д.** Прикладная термодинамика и теплопередача. М.: Госатомиздат, 1961. 548 с.

17. **Новиков И. И., Воскресенский К. Д.** Прикладная термодинамика и теплопередача. М.: Атомиздат, 1977. 349 с.

18. **Кутателадзе С. С.** Основы теории теплообмена. М.: Атомиздат, 1979. 416 с.

19. **Миллионщиков М. Д.** Турбулентные течения в пограничном слое и в трубах. М.: Наука, 1969. 52 с.

20. **Миллионщиков М. Д.** Турбулентные течения в пристеночном слое и в трубах // Атомная энергия. 1970. Т. 28. Вып. 3. С. 207—220.

21. **Миллионщиков М. Д.** Турбулентный тепло- и массообмен в трубах с гладкими и шероховатыми стенками // Атомная энергия. 1971. Т. 31. Вып. 3. С. 199—204.

22. **Теплообмен** в энергетических установках космических аппаратов / Под ред. В. К. Кошкина. М.: Машиностроение, 1975. 272 с.

23. **Жукаускас А. А.** Конвективный перенос в теплообменниках. М.: Наука, 1982. 472 с.

24. **Дрейцер Г. А., Лобанов И. Е.** Исследование предельной интенсификации теплообмена в трубах за счет искусственной турбулизации потока // Теплофизика высоких температур. 2002. Т. 40. № 6. С. 958—963.

25. **Дрейцер Г. А., Лобанов И. Е.** Предельная интенсификация теплообмена в трубах за счет искусственной турбулизации потока // Инженерно-физический журнал. 2003. Т. 76. № 1. С. 46—51.

26. **Лобанов И. Е., Парамонов Н. В.** Предельный теплообмен при интенсифицированном турбулентном течении в каналах. М.: Изд-во МАИ, 2013. 168 с.

Ve0717.fm Page 16 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

мы и снижением КПД ДС при работе на режимах с частичной нагрузкой. Система регулирования ДС изменением лишь температуры отличается большой сложностью, так как требует организации взаимного контроля над количественным составом топлива и воздуха и их согласованной подачи в камеру сгорания для адекватного регулирования температуры нагревателя на требуемом безопасном уровне. При этом следует отметить довольно медленную реакцию ДС на изменение процессов в камере сгорания из-за значительной инерционности процесса теплообмена в ДС. Кроме того, изменение температуры рабочего тела приводит к существенным изменениям КПД ДС из-за его снижения при частичных нагрузках. Поэтому этот способ регулирования может быть применен в случаях небольших отклонений нагрузки и частоты вращения вала от номинальных значений, например при совместной работе ДС с электрогенераторами небольшой мощности [2, 3].

В то же время в большинстве случаев, например в автомобилях, должна обеспечиваться быстрая реакция ДС на изменение нагрузки. Установлено, что наиболее быстрое регулирование мощности ДС достигается изменением среднего давления рабочего тела [2, 3]. Поэтому в настоящее время регулирование мощности ДС изменением среднего давления рабочего тела (водорода или гелия) и как следствие частоты вращения выходного вала является наиболее распространенным способом регулирования режима работы ДС. При этом следует отметить, что наиболее эффективным рабочим телом для ДС является водород [3, с. 67].

На рис. 1 в качестве примера приведена одна из характерных схем системы фирмы "Филипс" регулирования мощности ДС изменением среднего давления рабочего тела — водорода, суть работы которой состоит в следующем [3, с. 190—192]. При

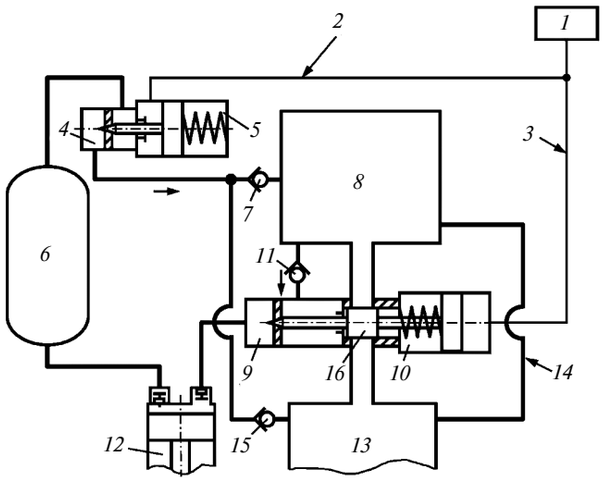


Рис. 1. Схема регулирования мощности двигателя Стирлинга изменением среднего давления рабочего тела

повышении нагрузки и, следовательно, снижении частоты вращения вала ДС регулятор частоты вращения двигателя *1* повышает давление масла в трубопроводах *2* и *3*, в результате чего клапан *4* питающего устройства *5* открывается и водород из баллона *6* высокого давления через клапан *4* и обратный клапан *7* поступает в цилиндр *8* ДС, а запорный клапан *9* закрывается. В результате повышения давления рабочего тела в цилиндре *8* ДС увеличиваются эффективная мощность ДС и частота вращения его вала. При этом первоначально рабочее тело сжимают в баллоне *6* высокого давления до значений, превосходящих давление рабочего тела в цилиндре *8*, составляющее 20÷30 МПа. После достижения первоначальной (требуемой) частоты вращения вала, давление масла в трубопроводе *2* снижается и клапан *4* перекрывает поступление рабочего тела из баллона *6* в цилиндр *8* ДС. И наоборот, при уменьшении нагрузки частота вращения двигателя возрастает, регулятор частоты вращения двигателя понижает давление масла в трубопроводах *2* и *3*, клапан *4* питающего устройства *5* закрывается, а запорный клапан *9* управляющего устройства *10* открывается. В результате рабочее тело — водород выходит из цилиндра *8* через обратный клапан *11* и запорный клапан *9* во вспомогательный водородный компрессор *12*, который нагнетает его обратно в баллон *6* высокого давления. После достижения мощностью ДС значения, соответствующего измененной нагрузке, запорный клапан *9* закрывается и дальнейший перепуск водорода из цилиндра *8* в баллон *6* прекращается. Для улучшения реакции ДС на внезапное снижение нагрузки дополнительно вводится буферная полость *13*, связанная с одной стороны соединительной магистралью *14* с цилиндром 8, а с другой через обратный клапан *15* и клапан *4* с баллоном *6* высокого давления. Кроме того, буферная полость *13* соединена с цилиндром *8* через дроссель *16*.

В результате анализа выявлены следующие основные недостатки приведенной характерной системы фирмы "Филипс" регулирования мощности ДС, которые могут быть свойственны и другим известным подобным системам регулирования [2, 3]:

1. Необходимость закачивания и хранения водорода в баллоне под высоким давлением. При этом неизбежно возникающие утечки водорода через уплотнения (особенно в подвижных соединениях) снижают безопасность персонала при эксплуатации двигателя в результате угрозы смешения водорода с воздушной средой.

2. Компрессор с подвижными элементами неизбежно является дополнительным источником шума, что способствует рассекречиванию объектов, на которых установлен двигатель, например при его эксплуатации на подводных лодках и других секретных объектах.

Ve0717.fm Page 17 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

3. Подвижные элементы компрессора требуют применения уплотнительных устройств, работающих под высоким давлением. При этом в случае использования в качестве рабочего тела водорода, обладающего высокой текучестью, неизбежны его утечки в окружающую среду, что приведет к уменьшению его запаса в баллоне высокого давления и, как следствие, понижению надежности и безопасности системы регулирования мощности двигателя в процессе ее эксплуатации.

4. Наличие компрессора с трубопроводами в системе регулирования мощности двигателя приводит к увеличению габаритно-массовых параметров и усложнению конструкции.

В настоящей статье представлен новый подход к созданию системы регулирования двигателей, работающих по циклу Стирлинга [4]. Предлагаемая система лишена указанных недостатков и направлена на повышение надежности функционирования, безопасности обслуживающего персонала и снижение уровня шума в процессе ее эксплуатации, а также на уменьшение габаритно-массовых параметров и упрощение конструкции в целом.

На рис. 2 система регулирования ДС представлена в упрощенном виде. Устройство содержит герметичную систему *1* внешнего аккумулирования рабочего тела, связанную через магистральный трубопровод и клапан *2* с цилиндром *3* ДС. Система внешнего аккумулирования снабжена сорбером-десорбером рабочего тела, выполненным в виде теплоизолированной снаружи герметичной рабочей камеры *4*, разделенной перфорированной перегородкой *5* на буферную полость *6*, связанную через магистральный трубопровод и клапан *2* с цилиндром *3* ДС, и рабочую полость *7* с нагревателем-холодильником *8*, заполненную мелкодисперсным порошком *9* активированного сорбента.

Нагреватель-холодильник *8* выполнен в виде термоэлектрического теплового насоса [5], установленного с возможностью переключения полярности (цепь электропитания и устройство коммутации условно не показаны) и включающего внутренний радиатор *10* на горячих спаях и наружный радиатор *11* на холодных спаях, расположенных соответственно внутри рабочей полости *7* и снаружи герметичной рабочей камеры *4*. Внутренний радиатор *10* и наружный радиатор *11* установлены соответственно на горячих и холодных спаях через электроизоляционные слои *12*. При этом ветви полупроводниковых термопар *13* и связанные с ними медные столбики *14* соединены коммутационными пластинами *15*. Между ветвями полупроводниковых термопар *13* с медными столбиками *14* размещена теплоизоляция *16*. Мелкодисперсный порошок *9* активированного сорбента расположен в пространстве между теплопередающими поверхностями внутреннего радиатора *10* и поверхностями фильтра *17*, образующими каналы, связанные с

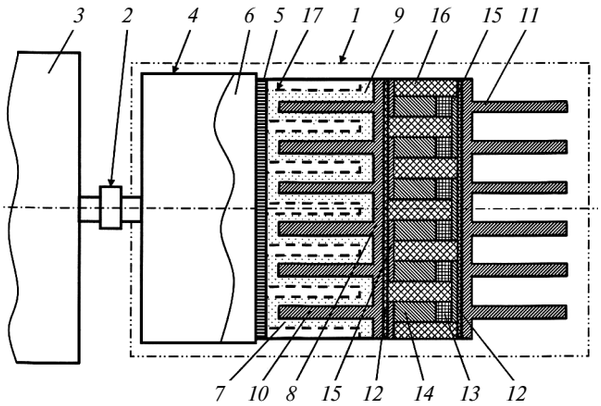


Рис. 2. Упрощенный вид системы регулирования двигателя Стирлинга с внешней системой сорбера-десорбера водорода

буферной полостью *6* через отверстия в перфорированной перегородке *5*. Если рабочее тело ДС — водород, то в качестве мелкодисперсного порошка активированного сорбента можно использовать гидриды интерметаллических соединений, например гидриды интерметаллидов $LaNi_5$, FeTi, MgNi [6, с. 84—86], или $CaNi_5$ [7]. При использовании в качестве рабочего тела гелия сорбентом может быть активированный уголь [6, с. 86—88].

Регулирование ДС обеспечивается изменением среднего давления рабочего тела в цилиндре *3*. При этом предварительно с помощью системы *1* организуют внешнее аккумулирование рабочего тела, например водорода, в герметичной системе сорбера-десорбера, которая после аккумулирования водорода способна обеспечить его дополнительную подачу в цилиндр и возврат.

Действие системы сорбера-десорбера основано на использовании теплового эффекта обратимой реакции гидрирования металла или интерметаллического соединения [7, 8]:

$$M + xH_2 \leftrightarrow MH_{2x} \pm Q,$$

где M — металл; H_2 — водород; MH_{2x} — металлогидрид; Q — теплота, выделяемая при сорбции водорода и поглощаемая при его десорбции.

Внешнее аккумулирование рабочего тела — водорода и его возврат из цилиндра в систему, а также дополнительную подачу рабочего тела из системы сорбера-десорбера в цилиндр *3* осуществляют соответственно сорбцией и десорбцией. Для этого внутри герметичной системы сорбера-десорбера помещают мелкодисперсный порошок *9* активированного сорбента с развитой поверхностью, при охлаждении которого происходят поглощение системой сорбера-десорбера водорода из цилиндра *3* и понижение в нем рабочего давления. При нагреве мелкодисперсного порошка активированного сорбента система сорбера-десорбера выделяет водород в цилиндр *3* и рабочее давление в нем повышается.

При использовании в качестве рабочего тела водорода в качестве сорбента применяют интерметаллиды, например $LaNi_5$, FeTi или MgNi, образующие при соединении с водородом соответствующие гидриды.

Для водородных аккумуляторов обратимого действия (системы типа сорбер-десорбер) требуются гидриды с особыми сорбционно-десорбционными характеристиками, для которых реакция с водородом обратима и протекает достаточно быстро при технологически допустимых давлениях и температурах. Наиболее приемлемым для аккумулирования водорода является интерметаллид $LaNi_5$, поскольку он обладает достаточно высокими сорбционной способностью и давлением перехода (≈2 МПа при T = 298 К). Количество водорода, поглощаемого $LaNi_5$, соответствует составу гидрида $LaNi_5H_{6,7}$. Для быстрого поглощения максимального количества водорода следует применять интерметаллид в виде активированного порошка с хорошо развитой поверхностью. Процесс активации достаточно длителен и требует выдержки образца в водороде при давлении в несколько мегапаскалей с последующей дегазацией динамическим вакуумом. При такой обработке материал разрушается, превращаясь в порошок с частицами размером $(5\div7)10^{-6}$ м. Чем чище поверхность материала, тем больше скорость сорбции водорода. При сорбции интерметаллид разогревается и его необходимо охлаждать, при десорбции, наоборот, следует подогревать [6, с. 84—86].

При использовании в качестве рабочего тела гелия сорбентом могут быть различные сорта активированного угля, например СКТ, БАУ, УУТ-2, имеющие большое отношение площади поверхности к массе [6, с. 86, 87].

Устройство регулирования ДС работает следующим образом. При необходимости повысить выходную мощность ДС в его цилиндр *3* (или цилиндры в многоцилиндровой схеме) подается дополнительное количество водорода из системы *1* внешнего аккумулирования рабочего тела через магистральный трубопровод и клапан *2*. В результате повышаются давление водорода в цилиндре *3* и выходная мощность самого ДС. Для этого через электрическую цепь нагревателя-холодильника *8*, выполненного в виде термоэлектрического теплового насоса [5, с. 54, 55], пропускают постоянный электрический ток. При этом на горячих спаях термоэлектрического теплового насоса, контактирующих с радиатором *10*, выделяется теплота, которая передается через поверхность радиатора мелкодисперсному порошку активированного сорбента (металлогидриду водорода). В результате происходит десорбция водорода, который поступает через фильтр *17* и перфорированную перегородку *5*, попадает в буферную полость *6* и через магистральный трубопровод с клапаном *2* непосредственно в цилиндр *3*. При этом радиатор *11* на холодных спаях охлаждается. Наружные поверхности герметичной рабочей камеры *4* покрыты теплоизоляционными слоями, предотвращающими тепловые потери.

При необходимости понизить выходную мощность ДС водорода из его цилиндра *3* (или цилиндров в многоцилиндровой схеме) через магистральный трубопровод и клапан *2* поглощается системой внешнего аккумулирования рабочего тела, в результате чего понижаются давление рабочего тела в цилиндре *3* и выходная мощность самого ДС. Для этого переключают полюса источника электрического тока нагревателя-холодильника *8* термоэлектрического теплового насоса. При этом радиатор *10* на горячих спаях становится холодным, а радиатор *11* на холодных спаях — горячим, металлогидрид водорода охлаждается и происходит сорбция водорода. Теплота от радиатора *11* на холодных спаях поступает в окружающее пространство. Процесс выделения и поглощения рабочего тела — водорода повторяется необходимое число раз.

Таким образом, получили легкоуправляемую схему, которая позволяет регулировать выходную мощность ДС.

Предлагаемую систему можно также эффективно применять в устройствах управления высотой подъема аэростатов, в которых в качестве подъемного газа используется водород [6]. В известных системах высотой подъема аэростатов управление осуществляется либо стравливанием подъемного газа в атмосферу, либо его нагнетанием из баллонетов. В результате потерь подъемного газа сокращается ресурс автономной работы аэростата, а при применении компрессора, закачивающего водород обратно в баллонеты, усложняется его конструкция и увеличивается потребляемая мощность.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кириллов Н. Г.** Энергетические установки на основе двигателей Стирлинга. Новые технологии использования альтернативных топлив // Вестник машиностроения. 2008. № 2. С. 6—11.
2. **Двигатели Стирлинга** / Под ред. М. Г. Круглова. М.: Машиностроение. 1977. 150 с.
3. **Уокер Г.** Двигатели Стирлинга. М.: Машиностроение, 1985. 408 с.
4. **Пат. 2328611 Рос. Федерации:** МПК F02G 1/06 Способ регулирования двигателя Стирлинга и устройство для его осуществления.
5. **Каганов М. А., Привин М. Р.** Термоэлектрические тепловые насосы. Л.: Энергия, 1970. с. 54, 55.
6. **Аэростаты** в атмосфере Венеры / Р. С. Кремнев, В. П. Карягин, В. В. Балыбердин, А. А. Клевцов Киев: Наукова Думка, 1985. С. 84—86.
7. **Ino S., Sato M.** A Novel Soft Actuator using Metal Hydride Materials and Its Applications in Quality-of-Life Technology // New Developments in Biomedical Engineering 2010. P. 499—515.
8. **Ижванов Л. А., Соловей А. И.** Разработка гидридных тепловых насосов // Российский химический журнал (журнал Рос. хим. об-ва им. Д. И. Менделеева). 2001. Т. XLV. № 5—6. С. 112—118.

Ve0717.fm Page 19 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 629.114.2.001.63

В. М. ШАРИПОВ, д-р техн. наук, Ю. С. ЩЕТИНИН, канд. техн. наук (Московский политехнический университет), e-mail: trak@mami.ru

Выбор параметров двухпоточной гидромеханической передачи для колесных и гусеничных машин

Приведена методика выбора параметров двухпоточной гидромеханической передачи, широко используемой в трансмиссиях современных колесных и гусеничных машин. Рассмотрено согласование нагрузочной характеристики двухпоточной гидромеханической передачи с внешней скоростной характеристикой дизельного двигателя. Показано влияние параметров двухпоточной гидромеханической передачи на ее эксплуатационные свойства.

Ключевые слова: двухпоточная гидромеханическая передача, внешняя характеристика дизельного двигателя, внешняя и нагрузочная характеристики гидромеханической передачи.

The selection methodic of parameters of a two-engine hydromechanical transmission, widely used in transmissions of modern wheeled and track-laying machines, is provided. The conformance of the load characteristic of a two-engine hydromechanical transmission with the external load characteristics of a diesel engine is considered. The influence of two-engine hydromechanical transmission parameters on its performance characteristics is shown.

Keywords: two-engine hydromechanical transmission, external characteristic of diesel engine, external and load characteristics of hydromechanical transmission.

Двухпоточные гидромеханические передачи (ГМП) получили широкое распространение в трансмиссиях современных колесных и гусеничных машин [1—8]. Методика конструирования и расчета однопоточных (полнопоточных) ГМП в настоящее время достаточно хорошо отработана [4—8].

Коэффициент полезного действия (КПД) однопоточной ГМП и ее кинематическое и силовое передаточные числа равны соответственно произведениям КПД и произведениям передаточных чисел соответствующих механизмов. Однопоточные ГМП имеют большой диапазон регулирования, но низкий КПД [4—8].

Более высокий КПД у двухпоточных ГМП, в которых мощность передается двумя потоками через механические и гидравлические звенья. Такая передача, как правило, состоит из гидротрансформатора или комплексной гидродинамической передачи (ГТ) и дифференциального звена, выполненного в виде трехзвенного дифференциального механизма (ТДМ) со смешанным или внешним зацеплением зубчатых колес. При этом через ГТ передается только часть мощности, остальная же мощность передается через механическую передачу, имеющую значительно более высокий КПД по сравнению с ГТ.

В зависимости от расположения дифференциального звена по отношению к ГТ различают двухпоточные ГМП с дифференциальным звеном на входе или на выходе [4—9].

Основными показателями двухпоточных ГМП являются кинематическое ($u_{ГМП}$) и силовое ($\hat{u}_{ГМП}$) передаточные числа и КПД $\eta_{ГМП}$.

В настоящее время недостаточно полно отработана методика выбора параметров двухпоточных ГМП применительно к трансмиссиям колесных и гусеничных машин.

Рассмотрим в качестве примера наиболее часто используемую в трансмиссиях колесных и гусеничных машин схему двухпоточной ГМП с дифференциальным звеном на выходе (рис. 1) [4, 5, 7, 8].

Для рассматриваемого примера двухпоточной ГМП максимальный КПД $\eta_{ГМП\ max} > \eta_{ГТ\ max}$, где $\eta_{ГТ\ max}$ — максимальный КПД ГТ. Это связано с тем, что через ГТ здесь передается только часть потока мощности с ведущего вала ГМП. Другая же часть потока мощности передается через механические звенья передачи с высоким КПД.

Основные показатели данной двухпоточной ГМП (см. рис. 1) определяются выражениями [4, 5, 8]:

кинематическое передаточное число

$$u_{ГМП} = \frac{n_{вщ}}{n_{вм}} = \frac{1+k}{1+k/u_{ГТ}}; \qquad (1)$$

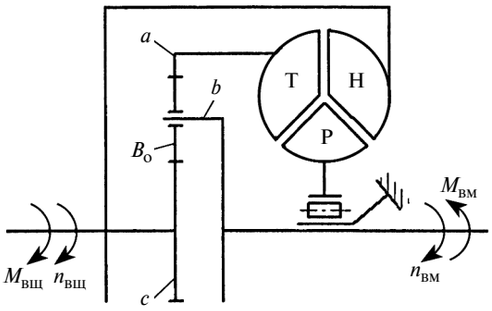


Рис. 1. Схема двухпоточной ГМП с дифференциальным звеном на выходе:

a — центральное зубчатое колесо; B_o — сателлит; *b* — водило; *c* — эпициклическое колесо; Н — насосное колесо; Т — турбинное колесо; Р — реактор; $M_{вщ}$ и $M_{вм}$ — крутящие моменты соответственно на ведущем и ведомом валах ГМП; $n_{вщ}$ и $n_{вм}$ — частоты вращения соответственно ведущего и ведомого валов ГМП

Ve0717.fm Page 20 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

силовое передаточное число

$$\hat{u}_{\text{ГМП}} = K_{\text{ГМП}} = \frac{M_{\text{вм}}}{M_{\text{вщ}}} = \frac{1+k}{1+k/\hat{u}_{\text{ГТ}}} = \frac{1+k}{1+k/K_{\text{ГТ}}}; \quad (2)$$

КПД ГМП

$$\eta_{\text{ГМП}} = \hat{u}_{\text{ГМП}}/u_{\text{ГМП}} = K_{\text{ГМП}}/u_{\text{ГМП}}; \quad (3)$$

коэффициент нагрузки насосного колеса ГТ (учитывает долю крутящего момента, подводимого от ведущего вала ГМП к насосному колесу ГТ)

$$\alpha_{\text{н}} = \frac{M_{\text{н}}}{M_{\text{вщ}}} = \frac{k}{\hat{u}_{\text{ГТ}}+k} = \frac{k}{K_{\text{ГТ}}+k};$$

коэффициент нагрузки центрального зубчатого колеса ТДМ (учитывает долю крутящего момента, подводимого от ведущего вала ГМП к центральному колесу ТДМ)

$$\alpha_a = \frac{M_a}{M_{\text{вщ}}} = \frac{\hat{u}_{\text{ГТ}}}{\hat{u}_{\text{ГТ}}+k} = \frac{K_{\text{ГТ}}}{K_{\text{ГТ}}+k}.$$

В приведенных выражениях $k = z_c/z_a$ — характеристика планетарного ряда (по абсолютной величине равна передаточному числу планетарного ряда при остановленном водиле), где z_c и z_a — числа зубьев соответственно эпициклического и центральных зубчатых колес ряда; $K_{\text{ГТ}}$ и $K_{\text{ГМП}}$ — коэффициенты трансформации соответственно ГТ и ГМП; M_a и $M_{\text{н}}$ — крутящие моменты соответственно на центральном колесе ТДМ и насосном колесе ГТ.

Внешняя характеристика двухпоточной ГМП представляет собой зависимость крутящего момента $M_{\text{вщ}}$ на ведущем и $M_{\text{вм}}$ на ведомом валах передачи и ее КПД $\eta_{\text{ГМП}}$ от отношения $1/u_{\text{ГМП}} = n_{\text{вм}}/n_{\text{вщ}}$ при постоянной частоте вращения $\eta_{\text{вщ}}$ ведущего вала. Она может быть построена по внешней характеристике ГТ для заданной характеристики k планетарного ряда.

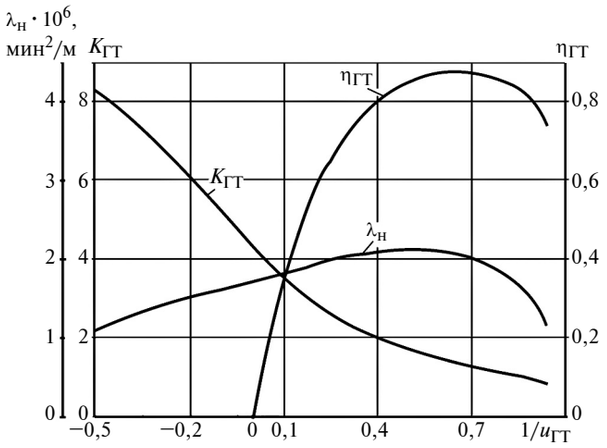


Рис. 2. Внешняя характеристика ГТ

Крутящий момент на ведущем валу ГМП можно представить по аналогии с ГТ в виде [4]:

$$M_{\text{вщ}} = \gamma\lambda_{\text{вщ}} n_{\text{вщ}}^2 D^5 = M_{\text{н}}/\alpha_{\text{н}} = \gamma\lambda_{\text{н}} n_{\text{н}}^2 D^5/\alpha_{\text{н}}, \quad (4)$$

где $\lambda_{\text{вщ}}$ и $\lambda_{\text{н}}$ — коэффициенты момента соответственно ведущего вала ГМП и насосного колеса ГТ, мин^2/м; D — активный диаметр ГТ, м; γ — удельный вес рабочей жидкости, Н/м^3 ($\gamma = 8200 \div 9000$ Н/м^3).

Наиболее часто внешняя характеристика двухпоточной ГМП представляется в виде зависимостей $\lambda_{\text{вщ}}$, $K_{\text{ГМП}}$ и $\eta_{\text{ГМП}}$ от отношения $1/u_{\text{ГМП}}$ при постоянной частоте вращения $n_{\text{вщ}}$ ведущего вала.

Из выражения (4) следует, что для данной схемы ГМП

$$\lambda_{\text{вщ}} = \lambda_{\text{н}}/\alpha_{\text{н}}, \quad (5)$$

так как здесь $n_{\text{вщ}} = n_{\text{н}}$.

Крутящий момент на ведомом валу ГМП

$$M_{\text{вм}} = M_{\text{вщ}}\hat{u}_{\text{ГМП}} = M_{\text{вщ}}K_{\text{ГМП}}.$$

Рассмотрим методику построения внешней характеристики двухпоточной ГМП (см. рис. 1) с ГТ, внешняя характеристика которого приведена на рис. 2 [9].

Отметим, что в данной схеме двухпоточной ГМП возможен режим работы, когда турбинное колесо ГТ вращается в сторону, противоположную вращению насосного колеса (противовращение турбинного колеса). Этот фактор необходимо учитывать при построении внешней характеристики двухпоточной ГМП.

Из выражения (1) получим:

$$1/u_{\text{ГТ}} = [(1+k)/u_{\text{ГМП}} - 1]/k. \quad (6)$$

Задаваясь величиной $1/u_{\text{ГМП}}$, из выражения (6) определим соответствующее значение $1/u_{\text{ГТ}}$ при заданной величине характеристики k планетарного ряда.

Приняв для примера $k = 2{,}0$, получим следующие результаты расчета величины $1/u_{\text{ГТ}}$:

$1/u_{\text{ГМП}} = n_{\text{вм}}/n_{\text{вщ}}$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,95
$1/u_{\text{ГТ}} = n_{\text{т}}/n_{\text{н}}$	−0,5	−0,35	−0,2	−0,05	0,1	0,25	0,4	0,55	0,7	0,85	0,925

Для каждого значения $1/u_{\text{ГТ}}$ на рис. 2 определим величины $\lambda_{\text{н}}$ и $K_{\text{ГТ}} = \hat{u}_{\text{ГТ}}$. Далее по выражениям (5), (2) и (3) определим соответствующие им значения $\lambda_{\text{вщ}}$, $\hat{u}_{\text{ГТ}} = K_{\text{ГМП}}$ и $\eta_{\text{ГМП}}$. Полученные результаты используем для построения внешней характеристики двухпоточной ГМП (рис. 3).

Ve0717.fm Page 21 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

Внешние характеристики однопоточной и двухпоточных ГМП (см. рис. 1) с различными характеристиками k планетарного ряда и внешней характеристикой ГТ, приведенной на рис. 2, представлены на рис. 4.

Поскольку в однопоточной ГМП отсутствует режим противовращения турбинного колеса ГТ, то при построении внешней характеристики однопоточной ГМП принято, что $1/u_{ГМП} = 1/u_{ГТ}$, так как $n_{вщ} = n_н$ и $n_{вм} = n_т$.

Из анализа приведенных графиков следует, что двухпоточные ГМП имеют более высокие значения максимального КПД $\eta_{ГМП\ max}$. При этом с уменьшением характеристики планетарного ряда k значение $\eta_{ГМП\ max}$ повышается.

При заданной внешней характеристике ГТ (см. рис. 2) и $1/u_{ГМП} > 0{,}52$ имеем $\eta_{ГМП} > \eta_{ГТ}$, а при $1/u_{ГМП} < 0{,}52$ имеем $\eta_{ГМП} < \eta_{ГТ}$ (режим противовращения турбинного колеса).

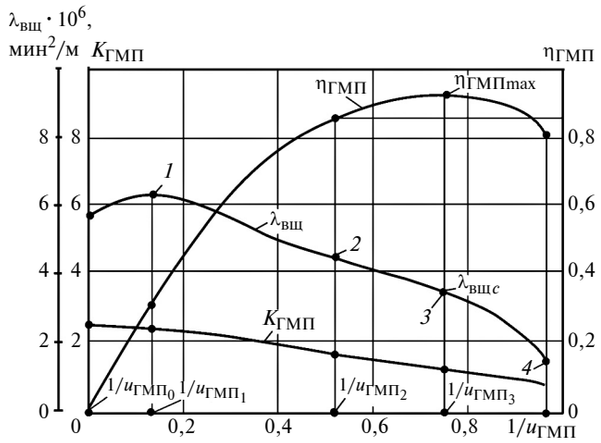


Рис. 3. Внешняя характеристика двухпоточной ГМП при $k = 2{,}0$

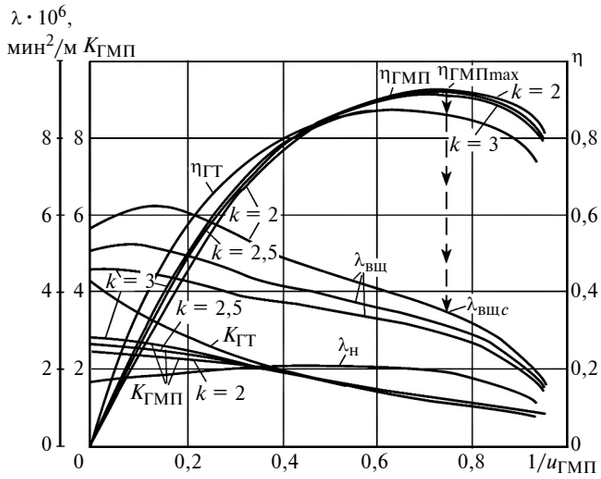


Рис. 4. Внешние характеристики однопоточной и двухпоточных ГМП

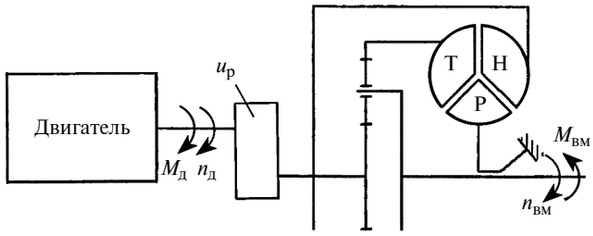


Рис. 5. Расчетная схема силового блока "двигатель — двухпоточная ГМП":

$M_д$ и $n_д$ — крутящий момент и частота вращения вала двигателя соответственно; $u_р$ — передаточное число согласующего редуктора

Изменение характеристики k планетарного ряда сказывается также на других параметрах внешней характеристики ГМП. Так, увеличение k приводит к снижению прозрачности ГМП и к повышению ее коэффициента трансформации $K_{ГМП}$.

Согласование нагрузочной характеристики ГМП с внешней скоростной характеристикой двигателя. Нагрузочная характеристика ГМП представляет собой зависимость крутящего момента $M_{вщ}$ на ведущем валу ГМП от частоты $n_{вщ}$ его вращения. Так как ведущий вал ГМП связан с валом двигателя, то при изменении крутящего момента $M_{вщ}$ на ведущем валу будет изменяться загрузка двигателя. Эту характеристику иногда называют входной характеристикой ГМП. Для построения нагрузочной характеристики ГМП используют выражение (4).

Прежде чем приступить к проектированию остальных элементов ГМП, необходимо проверить возможность ее совместной работы с двигателем колесной и гусеничной машин. Для этого на внешнюю скоростную характеристику двигателя наносят нагрузочную характеристику ГМП. Число парабол нагрузочной характеристики определяется степенью прозрачности ГМП.

В настоящее время при согласовании нагрузочной характеристики ГМП с внешней скоростной характеристикой двигателя принимают, что максимальный КПД ГМП $\eta_{ГМП\ max}$ должен соответствовать работе дизельного двигателя на номинальном режиме.

Расчетная схема силового блока "двигатель — двухпоточная ГМП" представлена на рис. 5.

Согласование нагрузочной характеристики ГМП с внешней скоростной характеристикой дизельного двигателя можно выполнить тремя способами:

изменением активного диаметра D гидротрансформатора;

выбором необходимого передаточного числа $u_р$ согласующего редуктора;

выбором соответствующей характеристики k планетарного ряда.

Ve0717.fm Page 22 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

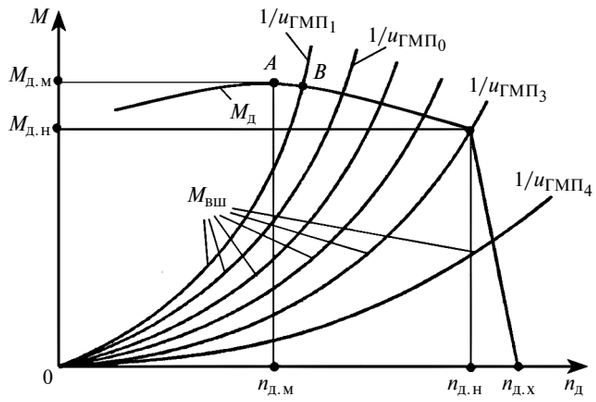


Рис. 6. Совмещение характеристики ГМП с характеристикой дизельного двигателя:

$n_{д.х}$, $n_{д.н}$ и $n_{д.м}$ — частоты вращения вала двигателя соответственно на холостом ходу, номинальная и при максимальном моменте; $n_д = n_{вщ}$

Согласование нагрузочной характеристики ГТ с внешней скоростной характеристикой двигателя изменением его активного диаметра D. Примем с учетом выражения (4) и расчетной схемы на рис. 6, что

$$M_{вщ} = \gamma\lambda_{вщ} n_{вщ}^2 D^5 = M_н/\alpha_н = \gamma\lambda_н n_н^2 D^5/\alpha_н = \\ = M_{д.н} u_р \eta_р, \qquad (7)$$

где $M_{д.н}$ — номинальный крутящий момент двигателя; $\eta_р$ — КПД согласующего редуктора.

При отсутствии согласующего редуктора принимают $u_р = 1$ и $\eta_р = 1$.

В то же время крутящий момент на ведущем валу ГМП

$$M_{вщ} = \gamma\lambda_{вщ}(n_д/u_р)^2 D^5. \qquad (8)$$

Тогда, приравнивая правые части выражений (7) и (8) и принимая, что $\lambda_{вщ} = \lambda_{вщ\ c}$ и $n_д = n_{д.н}$, получим необходимый активный диаметр ГТ в виде:

$$D = \sqrt[5]{\frac{M_{д.н} u_р^3 \eta_р}{\gamma\lambda_{вщ\ c} n_{д.н}^2}}.$$

Здесь $\lambda_{вщ\ c}$ — коэффициент момента ведущего вала ГМП при максимальном ее КПД $\eta_{ГМП\ max}$. На рис. 3 и 4 показано значение $\lambda_{вщ\ c}$ для ГМП с характеристикой планетарного ряда $k = 2{,}0$ и внешней характеристикой гидротрансформатора, представленной на рис. 2.

Согласование нагрузочной характеристики ГТ с внешней скоростной характеристикой двигателя выбором соответствующего значения передаточного числа $u_р$ согласующего редуктора. Приравнивая правые части выражений (7) и (8) и принимая, что $\lambda_{вщ} = \lambda_{вщ\ c}$ и $n_д = n_{д.н}$, определим необходимое передаточное число согласующего редуктора:

$$u_р = \sqrt[3]{\frac{\gamma\lambda_{вщ\ c} n_{д.н}^2 D^5}{M_{д.н}\eta_р}}.$$

Согласование нагрузочной характеристики ГТ с внешней скоростной характеристикой двигателя выбором соответствующего значения характеристики k планетарного ряда. Для этой схемы $\lambda_{н\ c} = \lambda_{вщ\ c}\alpha_{н\ c}$, где $\alpha_{н\ c} = k/(\hat{u}_{ГТ\ c} + k)$. Тогда, заменяя в выражении (7) $\lambda_{вщ}$ на $\lambda_{вщ\ c}$ и $\lambda_н$ на $\lambda_{н\ c}$, получим:

$$M_{вщ} = \gamma\lambda_{вщ\ c} n_{вщ}^2 D^5 = M_н/\alpha_н = \\ = \gamma\lambda_{н\ c}(n_{д.н}/u_р)^2 D^5/\alpha_{н\ c} = M_{д.н} u_р \eta_р. \qquad (9)$$

Из выражения (9) определим

$$k = \frac{\gamma\lambda_{н\ c}(n_{д.н}/u_р)^2 D^5 \hat{u}_{ГТ\ c}}{M_{д.н} u_р \eta_р - \gamma\lambda_{Н\ c}(n_{д.н}/u_р)^2 D^5}.$$

Здесь $\hat{u}_{ГТ\ c} = K_{ГТ\ c}$ соответствует значению коэффициента $\lambda_{вщ\ c}$ момента ведущего вала ГМП при максимальном ее КПД (см. рис. 3 и 4).

При согласовании нагрузочной характеристики двухпоточной ГМП с внешней скоростной характеристикой дизельного двигателя желательно обеспечить пересечение левой параболы нагрузочной характеристики с кривой крутящего момента двигателя в точке *A* (см. рис. 6), соответствующей величине $M_{д.м}$ максимального крутящего момента.

Это позволит наиболее полно использовать преобразующее свойство двигателя изменять величину крутящего момента при изменении внешней нагрузки. Это особенно важно для дизельных двигателей постоянной мощности, у которых коэффициент приспособляемости по величине крутящего момента может достигать значений 1,4÷1,65 [3, 4].

Крайняя левая парабола на рис. 6 соответствует режиму работы, когда $\lambda_{вщ}$ имеет максимальное значение (точка *1* на рис. 3), крайняя правая парабола построена для минимального значения $\lambda_{вщ}$ (точка *4* на рис. 3). Точки *2* и *3* на рис. 3 соответствуют промежуточным значениям коэффициента $\lambda_{вщ}$ момента на ведущем валу ГМП. Значение $\lambda_{вщ\ c}$ в точке *3* соответствует коэффициенту момента ГМП при максимальном КПД $\eta_{ГМП\ max}$ ГМП.

Расчеты показали, что в двухпоточной ГМП левая парабола нагрузочной характеристики пересекает кривую крутящего момента дизельного двигателя в точке *B* (см. рис. 6), расположенной ближе к точке *A*, соответствующей величине $M_{д.м}$ его максимального крутящего момента, по сравнению с однопоточной ГМП. Следовательно, рассмотренная схема двухпоточной ГМП по сравнению с од-

Ve0717.fm Page 23 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

нопоточной позволяет наиболее полно использовать преобразующее свойство двигателя изменять величину крутящего момента при изменении воздействующей на него внешней нагрузки.

Определение относительных частот n_{B_o} вращения сателлитов ТДМ. Для схемы ТДМ со смешанным зацеплением зубчатых колес (см. рис. 1) относительные частоты вращения сателлитов определяются по одному из выражений [4, 5, 10—12]:

$$n_{B_o} = -(n_a - n_b)\frac{2}{k-1};$$

$$n_{B_o} = (n_c - n_b)\frac{2k}{k-1}; \qquad (10)$$

$$n_{B_o} = (n_a - n_c)\frac{2k}{k^2-1}.$$

При выборе параметров ТДМ для двухпоточной ГМП одним из основных ограничений является предельная относительная частота n_{B_o} вращения сателлитов, которая должна удовлетворять условию нормальной работы подшипниковых узлов в течение заданного срока службы машины.

Применяемые для сателлитов серийные подшипники качения допускают под нагрузкой относительную частоту вращения колец n_{B_o} до 6000 мин$^{-1}$. Поэтому при проектировании двухпоточной ГМП будем принимать $n_{B_o} \le [n_{B_o}]$, где $[n_{B_o}]$ = 6000 мин$^{-1}$ — допускаемая частота вращения сателлитов.

Рассмотрим пример определения частоты n_{B_o} вращения сателлитов ТДМ для схемы двухпоточной ГМП, представленной на рис. 1. При определении n_{B_o} будем использовать выражение (10). В нашем случае $n_н = n_{вщ}$, а $n_b = n_{вм}$ (см. рис. 1).

Рассмотрим наихудший случай, когда $n_a = n_{вщ} = n_{д.х}$, а $n_b = n_{вм} = 0$. Примем, что для дизельного двигателя $n_{д.х}$ = 2250 мин$^{-1}$.

Ниже приведены результаты расчетов частоты n_{B_o} вращения сателлитов ТДМ в двухпоточной ГМП:

k	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0	2,2
$\lvert n_{B_o}\rvert$, мин$^{-1}$ . . .	9000	7500	6428,6	5625	5000	4500	3750

Согласно полученным результатам при данной схеме двухпоточной ГМП ТДМ с характеристикой ряда k = 1,5÷1,7 требования по допустимой частоте вращения сателлитов не удовлетворяются. При уменьшении характеристики k планетарного ряда увеличивается частота n_{B_o} вращения сателлитов ТДМ.

Выводы

1. Приведенная методика позволяет на этапе проектирования определять все необходимые параметры двухпоточной ГМП, представленной на рис. 1.

2. Установлено, что для данной схемы двухпоточной ГМП при уменьшении характеристики k планетарного ряда повышается ее максимальный КПД, уменьшается активный диаметр D ГТ и увеличивается относительная частота n_{B_o} вращения сателлитов ТДМ. Увеличение характеристики k планетарного ряда приводит к снижению прозрачности ГМП и повышению ее коэффициента $K_{ГМП}$ трансформации.

3. Рассмотренная схема двухпоточной ГМП по сравнению с однопоточной позволяет наиболее полно использовать преобразующее свойство двигателя изменять величину крутящего момента при изменении воздействующей на него внешней нагрузки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сергеев Л. В., Кадобнов В. В.** Гидромеханические трансмиссии быстроходных гусеничных машин. М.: Машиностроение, 1980. 200 с.
2. **Трансмиссии** гусеничных и колесных машин / В. М. Труханов, В. Ф. Зубков, Ю. И. Крыхтин, В. Ф. Желтобрюхов М.: Машиностроение, 2001. 736 с.
3. **Гинзбург Ю. В., Швед А. И., Парфенов А. П.** Промышленные тракторы. М.: Машиностроение, 1986. 296 с.
4. **Шарипов В. М.** Конструирование и расчет тракторов. М.: Машиностроение, 2009. 752 с.
5. **Шарипов В. М.** Проектирование механических, гидромеханических и гидрообъемных передач тракторов. М.: МГТУ "МАМИ", 2002. 300 с.
6. **Выбор** и определение параметров гидромеханических передач / В. С. Кожевников, А. П. Маринкин, В. В. Серебряков и др. Под общ. ред. В. М. Шарипова. М.: Университет машиностроения, 2012. 66 с.
7. **Петров А. В.** Планетарные и гидромеханические передачи колесных и гусеничных машин. М.: Машиностроение, 1966. 385 с.
8. **Расчет** и конструирование гусеничных машин / Н. А. Носов, В. Д. Галышев, Ю. П. Волков, А. П. Харченко. Под ред. Н. А. Носова. Л.: Машиностроение, 1972. 560 с.
9. **Конструирование** и расчет двухпоточных гидромеханических передач / Г. О. Котиев, В. М. Шарипов, Ю. С. Щетинин и др. // Известия МГТУ "МАМИ". 2015. № 4 (26). Т. 1. С. 31—42.
10. **Красненьков В. И., Вашец А. Д.** Проектирование планетарных механизмов транспортных машин. — М.: Машиностроение, 1986. 272 с.
11. **Шарипов В. М., Крумбольдт Л. Н., Маринкин А. П.** Планетарные коробки передач колесных и гусеничных машин / Под общ. ред. В. М. Шарипова. М.: МГТУ "МАМИ", 2000. 142 с.
12. **Шарипов В. М., Крумбольдт Л. Н., Маринкин А. П.** Планетарные коробки передач. Методы выбора наиболее рациональных схем планетарных коробок передач транспортных и тяговых машин. Saarbrücken: LAP LAMBERT Academic Publishing GmbH & Co. KG, 2012. 149 с.

Ve0717.fm Page 24 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.22.001.573

В. В. СЫРКИН, д-р техн. наук (ОмГТУ), В. Р. ЭДИГАРОВ, канд. техн. наук, В. А. ТРЕЙЕР (Омский филиал ВАМТО), e-mail: syrkinvv@mail.ru

Исследование динамических характеристик регуляторов давления с эластичными запорно-регулирующими элементами

Приведены результаты исследования динамических характеристик регулятора давления (предохранительного клапана прямого действия). Представлена принципиальная схема регулятора с запорно-регулирующим элементом, выполненным из эластичного материала и армированным упругим элементом (пружиной). Методом фазовых траекторий установлены параметры регулятора и режимы, при которых обеспечивается устойчивость его работы.

Ключевые слова: регулятор давления, предохранительный клапан прямого действия, давление, расход, неустойчивость, демпфирование колебаний.

The research results of dynamic characteristics of a pressure regulator (direct operated pressure relief valve) are presented. The principle scheme of a regulator with a shut-off-and-regulating element, made from an elastic material and reinforced by an elastic element (spring) is presented. By phase trajectory method the parameters of the regulator and modes, at which stability of its operation is provided, are determined.

Keywords: pressure regulator, direct operated pressure relief valve, pressure, consumption, instability, vibration damping.

При математическом моделировании динамических процессов гидравлических регуляторов давления учитывают, как правило, упругие свойства рабочей жидкости, гидродинамические силы потока жидкости, массу запорного элемента регулятора, действующие при движении элемента вязкое и сухое трения, а также квадратичный закон истечения жидкости через рабочее окно регулятора [1—3]. Нелинейные характеристики в большинстве случаев подвергаются линеаризации. В результате дифференциальные уравнения становятся линейными уравнениями, которые с достаточной для инженерных расчетов точностью позволяют определять динамические характеристики регуляторов.

Исследуемый регулятор (рис. 1) состоит из корпуса с внутренним цилиндром *1*, имеющим кольцевую трапецеидальную канавку, в которой размещен армированный металлической пружиной *3* эластичный запорно-регулирующий элемент *2*, обеспечивающий необходимый уровень давления в гидросистеме. В корпусе выполнены соосно входной и выходной осевые каналы I и III, связанные между собой радиальными каналами II через меньшее основание трапецеидальной канавки.

В исходном положении регулятор (клапан) закрыт, запорно-регулирующий элемент *2* разъединяет каналы I и III. При повышении давления в гидросистеме, к которой подключен регулятор давления, запорно-регулирующий элемент *2* под действием давления, превышающего давление настройки регулятора (предохранительного клапана), деформируется в радиальном направлении. В результате между коническими поверхностями канавки и запорным элементом *2* образуются кольцевые щели, обеспечивающие сброс рабочей жидкости через выходной канал III. При снижении давления запорно-регулирующий элемент *2* под действием упругих сил пружины *3* возвращается в исходное положение, разъединяя входной I и выходной III каналы.

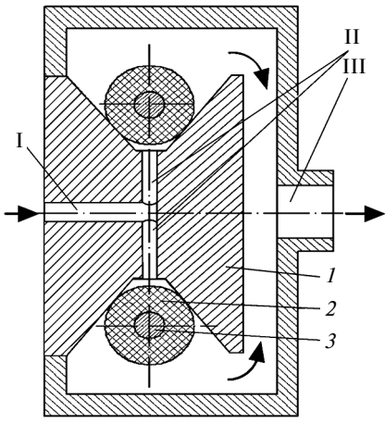


Рис. 1. Гидравлический регулятор давления с эластичным запорно-регулирующим элементом

Для демпфирования колебаний запорно-регулирующего элемента в конструкции клапана могут быть предусмотрены вертикальные стенки канавки, в которой размещен запорно-регулирующий элемент (рис. 2), на уплотнительных поверхностях которого создается постоянное избыточное контактное давление $p_к$, зависящее от модуля E упругости материала и степени сжатия ε. При $\varepsilon < 30$ % это давление определяется согласно работе [1] по формуле

$$p_к = 1{,}25\varepsilon E 10^{-3}, \text{ МПа}.$$

Площадь $f_к$ контакта запорно-регулирующего элемента с вертикальными стенками канавки определяется как $f_к = 2\pi d l_к$, где ширина $l_к$ контакта элемента со стенкой определяется степенью деформации этого элемента при монтаже; для резины с твердостью $H_р = 55 \div 75$ единиц по Шору она может быть определена по эмпирической формуле $l_к = 0{,}03 d_к \varepsilon$, мм [1].

Нормальная сила определяется при этом как $N_к = p_к f_к$, а соответствующая сила трения с учетом нелинейного характера может быть определена как $F_{тр} = f_{тр} N_к = \text{sign} sr$, где r — радиаль-

Ve0717.fm Page 25 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

ное перемещение запорно-регулирующего элемента, s — оператор дифференцирования, $f_{тр}$ — коэффициент трения между вертикальной стенкой и запорно-регулирующим элементом.

Математическую модель регулятора с предохраняемым объемом рабочей жидкости можно представить уравнениями равновесия сил, действующих на запорно-регулирующий элемент, и баланса расходов рабочей жидкости в рабочей зоне регулятора (предохранительного клапана). При этом предполагается, что давление во всех точках напорной магистрали изменяется одновременно, коэффициент расхода рабочей жидкости через рабочее окно регулятора и ее температура постоянны, гидравлическое сопротивление сливной магистрали незначительно, гидродинамические силы не учитываются из-за небольших скоростей течения жидкости.

Применяя принцип Даламбера и закон сохранения масс для некоторого фиксированного гидравлического контура, получим систему дифференциальных уравнений, описывающих динамические процессы, протекающие в гидравлическом контуре, включающем регулятор давления.

Уравнение равновесия сил, действующих на затвор регулятора, имеет вид:

$$ms^2r + \beta sr + c(r_0 + r) + F_{тр} = pf,$$

где m — масса регулирующего элемента; r — перемещение элемента; β — коэффициент вязкого трения; c — жесткость пружины; r_0 — величина предварительного растяжения пружины; f — площадь, на которую действует давление жидкости; p — давление на входе регулятора; s — оператор дифференцирования.

Уравнение баланса расходов рабочей жидкости для регулятора давления может быть представлено следующим образом:

$$Q = Q_р + Q_{сж} + Q_n,$$

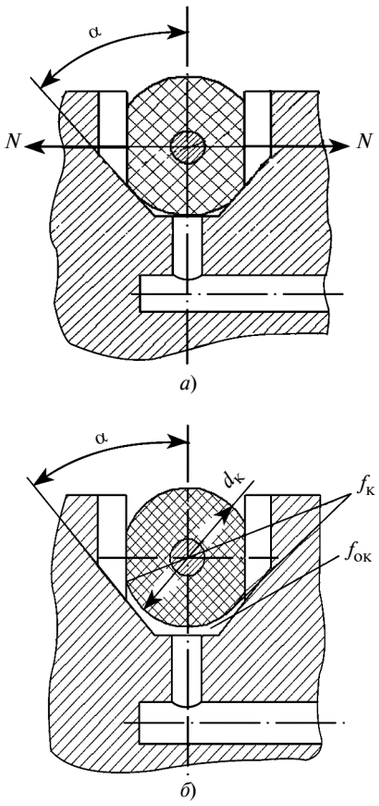


Рис. 2. Исходное (*а*) и рабочее (*б*) положения запорно-регулирующего элемента

где $Q = f_1su$ — расход жидкости для предохраняемого объема площадью f_1, ограниченного торцом цилиндра; $Q_р = B_р f_{ок}\sqrt{\Delta p}$ — расход жидкости, проходящей через рабочее окно площадью $f_{ок}$ (B_p — постоянная рабочего окна регулятора; Δp — перепад давления в регуляторе); $Q_{сж} = kWsp$ — расход жидкости, вызванный ее сжатием (k — коэффициент сжимаемости рабочей жидкости; W — объем входной полости регулятора); $Q_n = fr$ — расход жидкости, образуемый смещением регулирующего элемента.

Система дифференциальных уравнений примет вид:

$$ms^2r = fp - F_{тр} - \beta sr - c(r_0 + r);$$

$$f_1sr = B_р f_{ок}\sqrt{\Delta p} + kWsp + fsr.$$

Динамическая устойчивость регулятора давления может выражаться наличием или отсутствием автоколебаний в широком диапазоне частот — от явлений акустического резонанса до самовозбуждающихся колебаний, вызванных сжимаемостью жидкости или нежесткостью привода насоса [2]. Так, неустойчивость регулятора может быть вызвана совпадением собственной частоты регулирующего органа с частотой пульсации давления насоса.

Неустойчивость регулятора, вызванная сжимаемостью жидкости, проявляется следующим образом. При приложении импульса давления к регулирующему органу в сторону закрытия давление в напорной полости возрастает. Освобождаемый при сжатии жидкости объем должен заполниться вновь поступившей жидкостью. После снятия импульса давления регулирующий орган начнет перемещаться в обратную сторону, что сопровождается понижением давления в напорной полости клапана. Через дроссельную кольцевую щель регулятора вместе с основным расходом жидкости должен пройти и расход, освобождаемый при расширении жидкости, что приводит к появлению дополнительной силы, направленной в сторону перемещения затвора (регулирующего органа). Если дополнительная сила меньше силы демпфирования, то регулятор через некоторое время возвратится в установившееся состояние. В противном случае регулятор войдет в режим автоколебаний с постоянной или возрастающей амплитудой.

Для линейных систем определение границ устойчивого состояния носит тривиальный характер. Для нелинейных систем требуется дополнительный анализ прежде всего с точки зрения метода определения границ устойчивого состояния. Необходимо определить возможность линеаризации той или иной нелинейности, выявленной при решении конкретной задачи, а также получаемую при этом погрешность.

С учетом нелинейностей данной модели целесообразно при-

Ve0717.fm Page 26 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

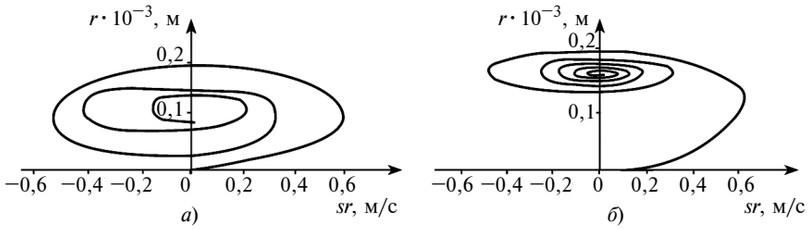


Рис. 3. Фазовые траектории запорно-регулирующего элемента клапана (затвора), полученные численным (*а*) и графическим (*б*) методами

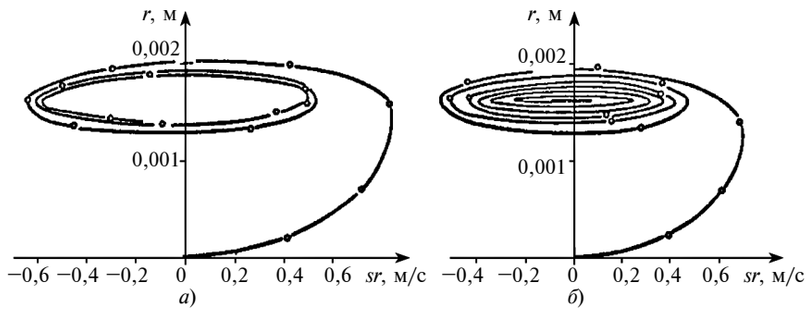


Рис. 4. Фазовые траектории затвора регулятора без учета (*а*) и с учетом (*б*) силы трения затвора

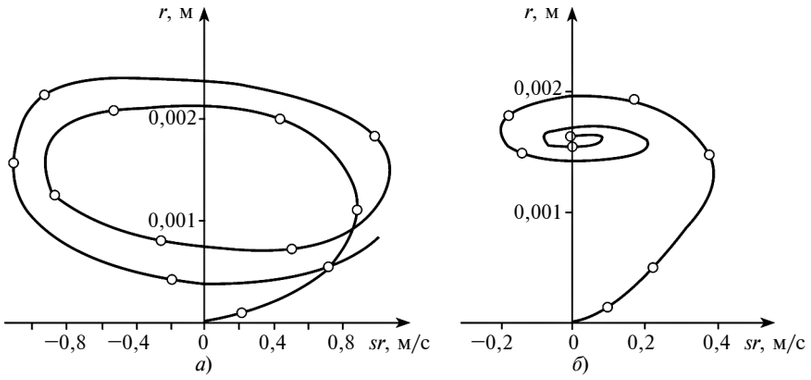


Рис. 5. Фазовые траектории затвора регулятора при изменении коэффициента демпфирования

менить метод фазовых траекторий [4], который позволяет исследовать нелинейные колебательные системы без непосредственного построения всей картины фазовых траекторий.

При использовании данного метода строятся фазовые траектории полуцикла (в случае симметричных фазовых траекторий) или полного цикла (в случае несимметричных фазовых траекторий) движения системы, по которым определяется функция последования [4], позволяющая построить диаграмму Кенигса—Ламерея. По виду диаграммы можно судить о наличии в системе предельных циклов или бифуркационных режимов. Начальные значения параметров системы и возмущающие воздействия выбирают максимальные. При отсутствии предельных циклов можно утверждать, что они будут отсутствовать при любых других начальных значениях и возмущающих воздействиях.

Динамическую устойчивость регулятора исследовали численным методом Рунге—Кутта. Алгоритм решения математической модели регулятора давления (предохранительного клапана прямого действия) предусматривает получение переходного процесса и фазовой траектории в полярных координатах. Для исследования приняли следующие начальные условия:

$$p_0 = 2 \text{ МПа}; \quad m = 0{,}1 \cdot 10^{-3} \text{ кг};$$
$$f = 0{,}5 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2; \quad f_{\text{тр}} = 0{,}075;$$
$$d = 0{,}8 \cdot 10^{-2} \text{ м}; \quad \beta = 50 \text{ Н} \cdot \text{с/м};$$
$$c = 10^3 \text{ Н/м}; \quad r_0 = 3 \cdot 10^{-3} \text{ Н/м};$$
$$f_1 = 0{,}16 \cdot 10^{-2} \text{ м}^2; \quad \mu = 0{,}4;$$
$$B_p = 0{,}18 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/(\text{Н} \cdot \text{с});$$
$$k = 0{,}714 \cdot 10^{-3} \text{ 1/МПа};$$
$$W = 2 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3.$$

Фазовую траекторию, полученную численным методом, сравнивали с построенной графическим способом [5] (рис. 3). Полученное отличие не превышало 5 %, что можно считать вполне допустимым.

Исследованием установлено, что на динамическую устойчивость предохранительных клапанов прямого действия в основном влияют: масса запорного элемента (затвора), жесткость пружины, объем напорной магистрали, сухое и вязкое трение.

Построенные фазовые траектории запорно-регулирующего элемента без учета (рис. 4, *а*) и с учетом (рис. 4, *б*) сил трения показывают, что в первом случае имеет место предельный цикл, а во втором — затухающий переходный процесс.

При исследовании в качестве изменяемых начальных параметров были приняты: жесткость пружины, коэффициент демпфирования, расход рабочей жидкости и начальное смещение затвора. Соответствующие фазовые траектории представлены на рис. 5 и 6. По результатам расчетов построены диаграммы Кенигса—Ламерея, по которым можно судить о характере переходных процессов в гидравлическом контуре с ре-

Ve0717.fm Page 27 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

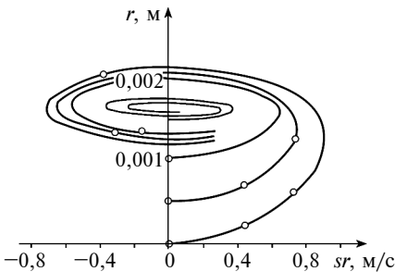


Рис. 6. Фазовые траектории затвора регулятора при изменении начального смещения r_0 затвора

гулятором давления (предохранительным клапаном прямого действия с эластичным запорно-регулирующим элементом). На рис. 7, *а* и *в* представлены диаграммы, полученные при изменении начальных значений жесткости *c* пружины и расхода *Q* на входе в регулятор. Функция последования диаграмм расположена под биссектрисой, что свидетельствует об отсутствии предельных циклов в системе и наличии затухающего переходного процесса [4].

На рис. 7, *б* и *г* представлены диаграммы, полученные при изменении начальных значений коэффициента β демпфирования и давления *p*. В обоих случаях функции последования пересекают биссектрису, что свидетельствует о наличии предельного цикла в системе, т. е. незатухающего переходного процесса.

Проецируя точки пересечения A_β и A_p на соответствующие оси, получим амплитуды автоколебаний A_{β_0} и A_{β_1}; A_{p_0} и A_{p_1} соответственно. Период автоколебаний определяется по фазовой траектории по времени одного цикла автоколебаний при известном шаге интегрирования.

После сравнения значений параметров автоколебаний исследуемой системы, полученных экспериментально ($A_а$ = 1,8 МПа, $f_а$ = 350 Гц) и в результате численного решения математической модели ($A'_а$ = 1,9 МПа, $f'_а$ = = 330 Гц) установлено, что предложенная математическая модель удовлетворительно описывает динамические процессы, происходящие в гидравлической системе с гидравлическим регулятором предложенной конструкции.

Анализ результатов показывает, что основными параметрами, влияющими на динамическую устойчивость регулятора давления, являются коэффициент β демпфирования и начальное давление p_0. Оптимальные значения данных параметров определяли путем анализа переходных характеристик клапана при воздействии на него типового ступенчатого возмущающего воздействия по расходу. Установлено, что режим клапана неустойчив в случае, когда коэффициент демпфирования β < 40 Н · с/м, а начальное давление p_0 > 3 МПа. При изменении других параметров в достаточно широких пределах неустойчивых режимов не наблюдалось.

При проектировании данных устройств для других условий работы возможны неустойчивые режимы при различных значениях указанных выше параметров.

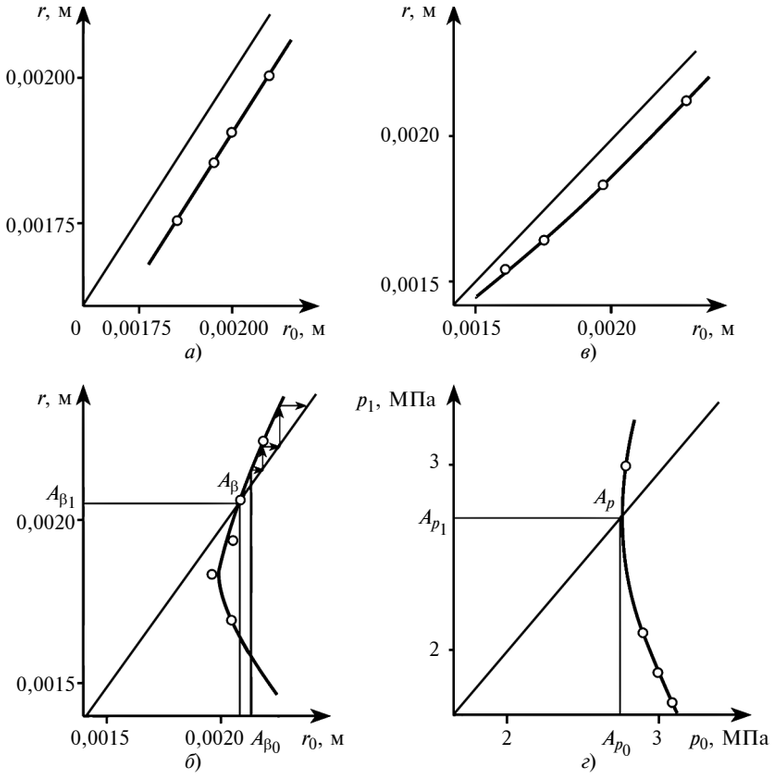


Рис. 7. Диаграммы Кенигса—Ламерея, полученные при изменении жесткости *c* пружины (*а*), коэффициента β демпфирования регулятора (*б*), расхода *Q* на входе в регулятор (*в*), начального давления p_0 (*г*)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гидравлика**, гидромашины и гидроприводы / Т. М. Башта, С. С. Руднев, Б. Б. Некрасов и др. М.: Машиностроение, 1982. 423 с.
2. **Анализ** устойчивости клапанов давления с учетом гидродинамических сил // Гидропривод и гидропневмоавтоматика. Вып. 16. Киев: Техника, 1968. С. 103—106.
3. **Тягунов Ф. Ф.** Напорные гидравлические клапаны непрямого действия. М.: Компания Спутник, 2004. 70 с.
4. **Попов Е. П.** Теория нелинейных систем автоматического регулирования и управления. М.: Наука, 1979. 256 с.
5. **Башарин А. В., Башарин И. А.** Расчет динамики и синтез нелинейных систем управления. М.: Госэнергоиздат, 1960 г., 298 с.

Ve0717.fm Page 28 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 539.376:531.715.27

В. В. ТЕРАУД, канд. техн. наук (НИИ механики МГУ им. М. В. Ломоносова), e-mail: ldrnww@gmail.com

Экспериментальные критерии локализации деформаций ползучести в прямоугольных образцах при высокой температуре[1]

На основании экспериментальных данных получен критерий определения времени локализации деформаций в цилиндрических и плоских образцах при растяжении при высокой температуре. Определен интервал времени равномерного деформирования образца.

Ключевые слова: растяжение, цилиндрический и плоский образцы, шейка, ползучесть, высокая температура, критерий локализации деформации.

Basing on experimental data the criterions of time determination of deformation localization in flat specimens at high-temperature tension is obtained. The time interval of uniform deformating of a specimen is determined.

Keywords: tension, flat specimens, neck, creep, high temperature, deformation localization criterion.

Развитие разрушения в металлах и сплавах при растяжении, как правило, сопровождается образованием шейки, т. е. локализацией деформаций, что обусловливается развитием неустойчивости в материале, снижающей несущую способность. В ряде исследований уменьшение несущей способности материалов изучалось с использованием предложенного Ю. Н. Работновым [1] рассеянного скалярного параметра поврежденности ω, в дальнейшем обобщенного до векторной и тензорной структуры. В этом случае не учитываются стадии образования и развития шейки. Однако В. Бриджмен показал [2], что при образовании шейки появляются радиальные и тангенциальные напряжения, способствующие образованию пор. Поэтому в настоящей работе локализацию деформаций будем исследовать с учетом образования шейки при высокотемпературной ползучести материала.

Проанализируем ряд исследований, посвященных разрушению материалов при растяжении.

В 1885 г. В. Консидеран предложил ***силовой подход*** в исследованиях процессов разрушения при растяжении материалов [3], в соответствии с которым утонение в испытуемом образце происходит, когда растягивающая сила достигает максимального значения. В момент локализации деформаций (время τ) деформационное упрочнение $d\sigma/d\varepsilon$ перестает компенсировать возрастающее напряжение σ, ввиду уменьшения поперечного сечения образца.

В ряде сплавов разрушение может происходить в результате сдвига по толщине образца под углом, близким к направлению максимального касательного напряжения. В работе [4] для таких материалов предложен критерий локализации деформаций: шейка в направлении чистого сдвига появляется при максимальном напряжении сдвига. В дальнейшем данный критерий был улучшен [5—7]. Более совершенный критерий был предложен в работе [8], однако для его использования необходимы громоздкие вычисления и ряд констант материала. Использовать его для большинства имеющихся экспериментальных данных по высокотемпературной ползучести невозможно.

Деформационный критерий в анализе процессов разрушения при растяжении материалов рассматривается в работе [9], в которой сделан вывод, что шейка появляется, когда деформация образца достигает 12 %. Развитие данного подхода предложил А. Малыгин [10], который связал однородную деформацию $\varepsilon_{од}$ со степенью в законе ползучести $\sigma = \chi\varepsilon^n$: $\varepsilon_{од} < n$. Однако в работах [11, 12] отмечено, что в наноматериалах с зернами менее 1 мкм шейка при растяжении образуется при деформациях в 2÷3 %.

Временной критерий предполагает, что время τ образования шейки составляет $0{,}9t^*$ (t^* — время с начала нагружения до разрушения). Данный подход верен для высокопрочных металлов, например, для Cr—Mo—V-стали [13]. Временной критерий также используется в ряде аналогичных исследований [14, 15].

При определении момента образования шейки применяют и другие подходы, например, опирающиеся на алгоритмы с обучением [16].

В настоящей работе используется гипотеза плоских сечений. При этом считается, что напряжения по поперечному сечению равны. В работе [17] при анализе деформирования цилиндрических образцов получено приближенное аналитическое распределение напряжений и деформаций в направлении радиуса наименьшего поперечного сечения. Известны аналитическое решение задачи на распределение напряжений при растяжении [18] и экспериментально полученные распределения деформаций и напряжений в шейке [19].

Для корректного описания состояния материала важно знать момент перехода от однородного деформирования к неоднородному.

[1] Работа выполнена при финансировой поддержке РФФИ, гранты № 16-38-60200 и 17-08-00210.

Ve0717.fm Page 29 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

В основном известные критерии локализации деформаций не учитывают форму образца. Испытания на ползучесть проводят в закрытой печи, поэтому, как правило, единственный показатель деформированного состояния, который можно измерить, это удлинение Δl образца, зависящее от времени t испытания. Для измерения параметров образца испытание можно периодически останавливать [9], однако это снижает точность результатов. Поэтому получило развитие использование обобщенных критериев [2—14, 16].

Предлагаемый способ бесконтактного измерения параметров образца при его испытаниях позволяет исследовать появление и развитие шейки при высокой температуре в реальном времени [20]. Для повышения точности при нахождении момента локализации рассмотрены разные критерии оценки данного момента на основании большого числа экспериментов [21].

Натурные испытания

Исследовали образцы из сплава Д16Т (ГОСТ 4784—97) с прямоугольным поперечным сечением. Химический состав сплава: 0,5 % Fe; 0,5 % Si; 0,3—0,9 % Mn; 0,1 % Cr; 0,15 % Ti; 3,8÷4,9 % Cu; 1,2÷1,8 % Mg; 0,25 % Zn; остальное 0,15 %. Образцы изготовлены в соответствии с ГОСТ 9651—84 и ISO 783—89 из одного листа.

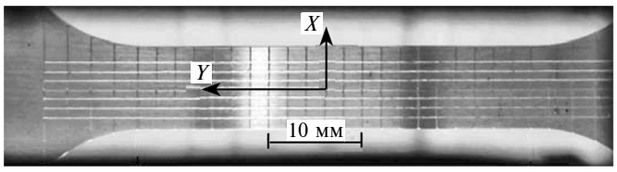


Рис. 1. Рабочая часть образца внутри печи перед нагружением

На рис. 1 показан образец перед нагружением, нагретый до температуры 400 °С, с рабочей частью, на которой нанесены риски на станке с ЧПУ, образующие сетку 2 × 1 мм.

Исходные размеры рабочей части образцов: длина l_0 = 44 мм, ширина w_0 = 9 мм, толщина h_0 = 1,3 мм. Растягивающее усилие P_0 выбирали так, чтобы напряжения в начальный момент времени при испытаниях составляли: 25,8; 16,3; 12,4; 10 МПа (см. таблицу). Было проведено 23 испыта-

Значения времени τ, с, образования шейки, полученные по разным критериям (Ω_3—Ω_5) при разных начальных напряжениях σ_0 и времени t^* нарушения образца

Номер испытания	σ_0, МПа	t^*, с	τ_3 (k_3^1)	τ_3 (k_3^2)	τ_{31} (k_{31}^1)	τ_{31} (k_{31}^2)	τ_4 (k_4^1)	τ_4 (k_4^2)	τ_5 (k_5^1)	τ_5 (k_5^2)
1	25,8	553	>	>	476	514	514	533	342	488
2		802	>	514	>	514	606	695	331	619
3		495	348	439	453	468	439	457	393	446
4		625	524	563	542	563	524	575	393	524
5		879	832	850	850	865	832	850	483	804
6		629	583	598	567	583	567	588	298	524
7	16,3	4522	3930	4144	3826	4114	3930	4302	2512	3930
8		4537	4204	4353	4399	4443	4204	4399	2782	4127
9		3455	3358	3439	3358	3439	3358	3439	2695	3358
10		3500	>	2959	3067	3219	3182	3358	1635	2959
11		4629	>	4337	4398	4507	4429	4548	1866	3902
12		5115	5240	5299	5221	5273	5240	5332	2685	4698
13		4081	>	3295	3802	3910	3802	3399	2217	3543
14	12,4	6972	>	6571	6668	6772	6752	6895	3657	6428
15		5439	>	3462	4463	5022	4580	5240	2176	4690
16		7759	5622	7305	7105	7481	7253	7685	3188	6834
17		5139	>	>	4956	5009	4828	5055	3106	4730
18		12 331	>	12 075	12 125	12 125	12 163	12 253	7492	11 672
19		9349	>	>	9088	9156	9102	9276	5350	8434
20		14 484	14 417	t^*	14 102	14 221	14 402	14 464	12 245	13 974
21	10	26 716	26 268	26 472	26 332	26 521	26 472	26 690	22 145	25 974
22		33 941	33 576	33 701	33 576	33 701	33 576	33 797	27 541	32 962
23		19 476	19 140	19 242	18 934	19 114	19 114	19 349	16 323	18 698

Примечания: 1. Знак ">" означает, что данный критерий показал наличие шейки с момента нагружения. 2. Значения используемых критериев: k_3^1 = 0,1 мм; k_3^2 = 0,2 мм; k_{31}^1 = 0,1 мм; k_{31}^2 = 0,2 мм; k_4^1 = 0,3 МПа; k_4^2 = 1,4 МПа; k_5^1 = 0,3 МПа; k_5^2 = 1,4 МПа.

Ve0717.fm Page 30 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

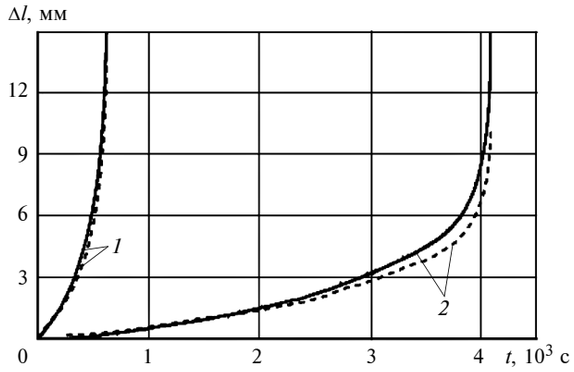


Рис. 2. Удлинения прямоугольных образцов 5 (*1*) и 13 (*2*), измеренные контактным (сплошная линия) и оптическим (штриховая линия) методами

ния с записью данных по форме и перемещениям с фронтальной стороны образцов и три испытания с записью параметров по торцу.

Испытания проводили в НИИ механики МГУ им. М. В. Ломоносова на установке ИМЕХ-5. Геометрические параметры определяли по методике [20]. Для бесконтактного определения перемещений использовали фотоаппарат NIKON D300s с объективом NIKKOR 80÷200 мм и удлинительное кольцо 12 мм для фокусировки с близкого расстояния. Фокусное расстояние составляло 130 мм, фотоаппарат устанавливали на расстоянии 1 м от печи.

Испытания проводили по следующей схеме. Съемку осуществляли через заданный интервал удлинения образца. В нижней части установки с помощью груза образец нагружали усилием P_0 до получения заданного начального напряжения σ_0. Дальнейшее деформирование образца осуществляли в условиях ползучести при постоянном растягивающем усилии P_0 вплоть до разрушения. Полученные данные представлены в работе [21].

Для измерений удлинений образца использовали контактный индуктивный датчик растяжения, а также систему сбора данных HBM Spider 8.

На рис. 2 показаны зависимости изменения удлинения Δl в ходе испытаний для прямоугольных образцов 5 и 13, измеренные контактным и оптическим методами. Максимальное расхождение при использовании разных способов измерения составило 1,5 мм.

Для исключения концентратора напряжения рабочая часть образца с каждой стороны плавно переходит в захваты. Размеры плавных переходов 10÷15 мм. Поэтому у прямоугольных образцов расхождения при разных способах измерения больше по сравнению с расхождениями у цилиндрических образцов [22]. Кроме того, контактный датчик завышает показание удлинения, так как фиксирует и растяжение участка плавного перехода. Поэтому в экспериментах без оптической системы измерения данное удлинение ошибочно принимали за удлинение рабочей части образца.

Определение момента образования шейки

Пусть критерием появления шейки является функция Хэвисайда $\Omega(t) = H[\theta(t, l, w, k, ...)]$, принимающая при отсутствии локализации деформаций значение 0, а при наличии — 1. Будем использовать относительное время $\bar{t} = t/t^*$, тогда относительное время локализации $\bar{\tau} = \tau/t^*$.

Определение момента образования шейки в плоском образце по сравнению с цилиндрическим образцом сложнее [22], так как шейка развивается и по ширине, и по толщине образца одновременно.

Критериев определения момента появления шейки множество. Предпочтительными являются наиболее простые. Однако ряд простых и очевидных критериев вызывает трудности в однозначном определении момента появления шейки. Так, разница $\theta = w_{\max}(t) - w_{\min}(t) - k_1$ (критерий Ω_1) максимального и минимального значений поперечных размеров образца и максимальное отклонение приращения Δw поперечного размера от его математического ожидания $\theta = \max\limits_{y}(|M[\Delta w(t, y)] - \Delta w(t, y)|) - k_2$ (критерий Ω_2) не позволяют определить момент τ по экспериментальным данным из-за невозможности определения универсальных констант k_1 и k_2.

Для получения более сложных критериев рассмотрим однородно деформирующийся образец, т. е. образец, который деформируется по тому же закону изменения $l(t)$, но при сохранении однородной деформации всей рабочей зоны в процессе всего растяжения (виртуальный образец):

$$w_{\text{од}}(t) = w(t, y); \quad h_{\text{од}}(t) = h(t, y). \tag{1}$$

Предположим, что деформации ползучести по толщине (p_h) и ширине (p_w) равны:

$$p_w = p_h. \tag{2}$$

Тогда выражение (1) будет иметь вид: $h_{\text{од}}(t) = h_0/w_0 w_{\text{од}}(t)$.

Для виртуального образца имеет место выражение $\sigma(t, y, r) = \sigma_{\text{од}}(t)$, так как не учитывается влияние шейки. Тогда для любого сечения y имеем:

$$w_{\text{од}}(t) = w_0\sqrt{l_0/l(t)}; \quad h_{\text{од}}(t) = h_0\sqrt{l_0/l(t)}; \tag{3}$$

$$\sigma_{\text{од}}(t) = \sigma_0 l(t)/l_0.$$

Очевидно, что в начальный момент времени реальный образец деформируется идентично виртуальному, конечно, при отсутствии начальных дефектов. В момент же локализации деформации

Ve0717.fm Page 31 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

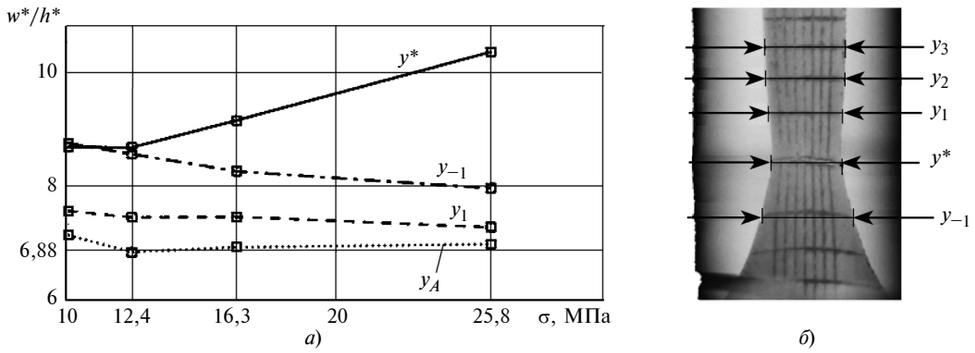


Рис. 3. Зависимости отношения w^*/h^* в разных сечениях образца от начального напряжения (*а*) и сечения, в которых выполняли измерения (*б*)

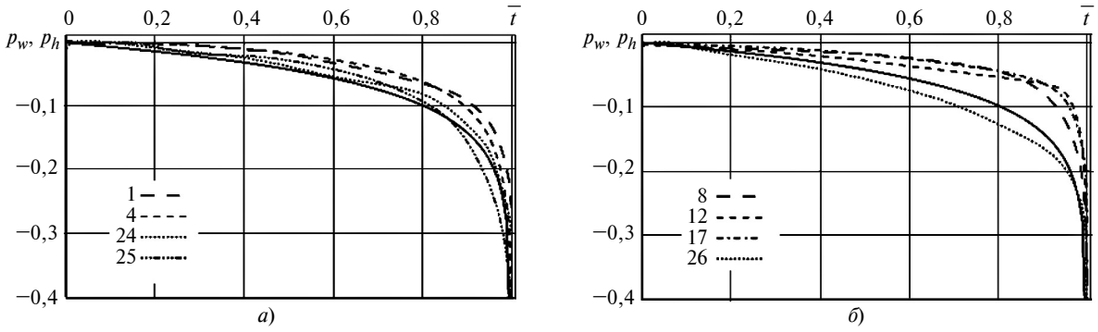


Рис. 4. Зависимости деформаций ползучести по толщине (p_h) (эксперименты 24—26) и в поперечном направлении (p_w) (1, 4, 8, 12, 17) от времени $\bar{t}$ для начальных напряжений σ_{01} (*а*) и σ_{02} (*б*)

деформирование реального образца начинает отличаться от деформирования виртуального образца.

Эксперименты работы [19] показали, что деформации по ширине и толщине образца неодинаковые, что существенно усложняет исследование плоских образцов. Исследования в работе [21] также показали, что начальное отношение $w_0/h_0 = 6{,}88$ отличается от его значения в момент разрушения в месте разрыва, которое может составлять $w^*/h^* = 10$ (рис. 3, *а*), однако нет информации о причине данного отличия. Введем обозначения: y^* — продольная координата поперечного сечения, в котором произошел разрыв образца (может не совпадать с линией сетки); y_1, y_2, y_3 — координаты сечения с одной стороны от сечения y^*; y_{-1} — координата сечения с другой стороны от сечения y^* (рис. 3, *б*). Сечения y_{-1}, y_1, y_2, y_3 привязаны к сетке, расстояния между соседними сечениями перед испытаниями составляют 2 мм; y_A — сечение образца, удаленное от места локализации (привязано к линии сетки). Зона вне шейки деформируется по ширине и толщине почти одинаково (сечения y_A, y_1). Ближе к зоне локализации (сечения y_1, y_2) деформаций деформация по толщине превышает деформацию по ширине (сечение y^*) на 30÷50 %. С повышением начального растягивающего усилия отношение w^*/h^* в месте разрыва увеличивается.

Более сложным подходом является измерение деформаций по толщине образца в наименьшем сечении. Очевидно, что осуществить высокотемпературные опыты с бесконтактным измерением сразу с двух перпендикулярных сторон в нагревательной печи очень сложно. Поэтому для изучения деформирования плоских образцов по третьей координате выполнены аналогичные эксперименты с измерением с торца образца (образец повернули на 90° до начала эксперимента). Для совмещения результатов разных экспериментов использовали относительное время $\bar{t}$ и продольную деформацию p ползучести.

На рис. 4 приведены зависимости логарифмических деформаций в наименьшем сечении плоских образцов: поперечных деформаций $p_w(\bar{t}) = \ln(w_{\min}(\bar{t})/w_0)$ и деформаций по толщине образца $p_h(\bar{t}) = \ln(h_{\min}(\bar{t})/h_0)$), которые показывают, что деформация по толщине образца больше деформации по ширине, что согласуется с результатами работ [21—22].

Ve0717.fm Page 32 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

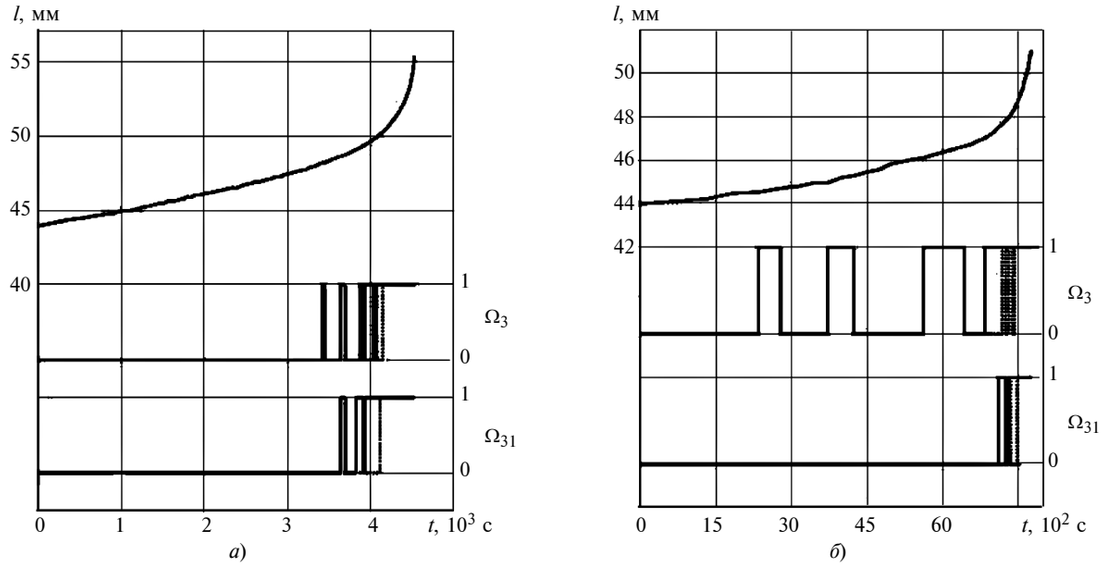


Рис. 5. Изменения длин *l* образцов от времени растяжения в экспериментах 7 (*а*) и 16 (*б*) и значения критериев Ω_3 и Ω_{31} при $k_3 = k_{31} = 0{,}1$ мм (сплошная линия) и $k_3 = k_{31} = 0{,}2$ мм (пунктирная линия)

В расчетах использовали зависимость, полученную аппроксимацией всех экспериментальных данных $p_h(\bar{t})$ (см. рис. 4, сплошная линия):

$$\tilde{p}_h(\bar{t}) = 61{,}1 \cdot 10^{-3} \ln(1 - \bar{t}). \qquad (4)$$

Построим критерий Ω_3 по разнице между шириной $w_{\text{од}}$, соответствующей деформации без образования шейки, вычисляемой по формуле (3), и реальной шириной образца в рассматриваемом сечении:

$$\Omega_3 = H\left[w_{\text{од}}(t) - \max_y (w(t, y)) - k_3\right]. \qquad (5)$$

Данный критерий для плоского образца имеет значимое преимущество — простота получения, однако есть и недостаток — не учитывается утонение образца по толщине.

Сравним критерий Ω_3 с критериями, учитывающими больше факторов процесса деформирования.

Производный критерий от Ω_3, исключающий начальные неравномерности изготовления образца $[\Delta w(t, y) = w(t, y) - w(0, y)]$, будет иметь вид:

$$\Omega_{31}(t) = H\left[\Delta w_{\text{од}}(t) - \max_y (\Delta w(t, y)) - k_{31}\right]. \qquad (6)$$

Результаты экспериментов приведены на рис. 5 и в таблице.

На рис. 5 (*а*, *б*) показаны изменения длины *l* образца в текущем времени в экспериментах 7 и 16 и значения критериев Ω_3 и Ω_{31} при $k_3 = k_{31} = 0{,}1$ мм и $k_3 = k_{31} = 0{,}2$ мм, анализ которых показал, только по зависимости $l(t)$ невозможно определить момент локализации.

При низком значении параметра критерий (5) определяет момент образования шейки раньше и менее однозначно (колебания сплошной линии), чем критерий (6), что связано с точностью системы измерения (ее погрешностью).

Средние значения момента образования шейки для плоского образца по критериям Ω_3 и Ω_{31}:

$$M[\bar{\tau}_3] = \begin{cases} 82\ \%\ \text{при}\ k_3 = 0{,}1\ \text{мм}; \\ 91\ \%\ \text{при}\ k_3 = 0{,}2\ \text{мм}; \end{cases}$$

$$M[\bar{\tau}_{31}] = \begin{cases} 93\ \%\ \text{при}\ k_{31} = 0{,}1\ \text{мм}; \\ 95\ \%\ \text{при}\ k_{31} = 0{,}2\ \text{мм}. \end{cases}$$

Анализ моментов образования шейки для плоских образцов, полученных по формуле (5), и цилиндрических образцов (80 и 84,5 %) показал, что данные по формуле (5) показывают образование шейки позднее. Это, вероятно, связано с тем, что не учитывается образование шейки по толщине. Следовательно, для повышения точности критерия необходимо учитывать утонение образца по толщине.

Рассмотрим кинематические критерии момента образования шейки. Используем предположение (2) о равенстве деформации по толщине и ширине образца. Тогда напряжение в сечении y составит $\sigma_2(t, y) = \sigma_0 w_0^2 / w_2(t, y)$, а критерий будет иметь вид:

$$\Omega_4(t) = H\left[\max_y (\sigma_2(t, y) - \sigma_{\text{од}}(t)) - k_4\right]. \qquad (7)$$

Как уже отмечалось, предположение (2) полностью экспериментально не подтверждается. На основании зависимости (4) получим изменение

Ve0717.fm Page 33 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

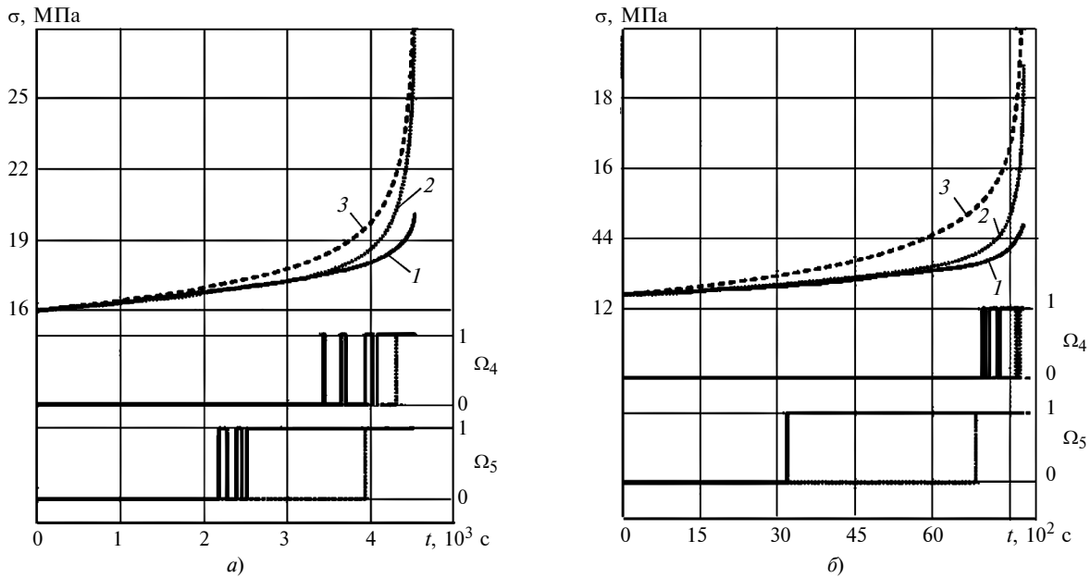


Рис. 6. Изменения значений критериев $\Omega_{од}$ (сплошная линия), Ω_2 (пунктирная) и Ω_3 (штриховая) от времени t для сечения y_{min} и критериев Ω_4 и Ω_5 при $k_4 = k_5 = 0{,}3$ МПа (сплошная) и $k_4 = k_5 = 1{,}4$ МПа (пунктирная) для экспериментов 7 (*а*) и 16 (*б*)

толщины образца в наименьшем сечении: $h_{min}(\bar{t}) = h_0\exp(p_h(\bar{t}))$ и найдем напряжение $\sigma_3(t)$ в наименьшем сечении y_{min} шейки:

$$\sigma_3(t) = \sigma_0 \frac{w_0 h_0}{w_{min}(t) h_{min}(t)}.$$

Критерий имеет вид:

$$\Omega_5(t) = H[\sigma_3(t) - \sigma_0(t) - k_5]. \qquad (8)$$

На рис. 6 показаны зависимости $\sigma_{од}(t)$, $\sigma_2(t)$ и $\sigma_3(t)$ для сечения y_{min} и критерии Ω_4 и Ω_5 при $k_4 = k_5 = 0{,}3$ МПа и $k_4 = k_5 = 1{,}4$ МПа для экспериментов 7 и 16. Время локализации показано в таблице. Очевидно, что критерий Ω_4 определяет появление локализации с запозданием из-за предположения (2).

Заметим, что повышенная деформация по толщине (см. рис. 4, эксперименты 24—26), наблюдается с самого начала и предположение (2) занижает напряжение σ_2 в начальный момент времени. Поэтому момент появления шейки по критерию Ω_4 [см. формулу (7)] будет занижен. Средние моменты $\bar{\tau}_4$ и $\bar{\tau}_5$ появления шейки по формулам (7) и (8) составляют:

$$M[\bar{\tau}_4] = \begin{cases} 93\ \%\ \text{при}\ k_4 = 0{,}3\ \text{МПа}; \\ 96\ \%\ \text{при}\ k_4 = 1{,}4\ \text{МПа}; \end{cases}$$

$$M[\bar{\tau}_5] = \begin{cases} 60\ \%\ \text{при}\ k_5 = 0{,}3\ \text{МПа}; \\ 90\ \%\ \text{при}\ k_5 = 1{,}4\ \text{МПа}. \end{cases}$$

Следовательно, использование формулы (7) для определения момента появления шейки не эффективно из-за предположения (2), которое не выполняется в окрестности шейки.

Таким образом, развитие локализации деформации в образце может занимать значительное время. Это необходимо учитывать при расчетах и натурных испытаниях. Критерии Ω_1 и Ω_2 не достаточно точные.

Из-за сложности высокотемпературных экспериментов целесообразно сравнить применимость формулы (5) (критерий Ω_3) и формулы (8) (критерий Ω_5). Для больших значений параметров (1,4 МПа) оба критерия дают схожие результаты (90 и 91 %), однако при малых значениях (0,3 МПа) формула (5) существенно завышает время появления шейки.

В зоне образования шейки деформации по толщине и ширине не равны.

Для плоского образца при определении момента локализации целесообразно применять критерий (8). Время появления неравномерной деформации по данному критерию: 60 % при $k_5 = 0{,}3$ МПа; 90 % при $k_5 = 1{,}4$ МПа.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Работнов Ю. Н.** Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука. 1966. 752 с.

2. **Bridgman P.** Studies in large plastic flow and fracture with special emphasis on the effects of hydrostatic pressure. New York: McGraw_Hill, 1952. 362 p.

3. **Altmeyer G.** Mod'elisation th'eoretique et num'erique des crit`eres d'instabilit'e plastique: Application la pr'ediction

Ve0717.fm Page 34 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

des ph'enom`enes de striction et de localisation lors d'operation demise en forme par emboutissage. PhD thesis, L' 'Ecole Nationale Sup'erieure d'Arts et M'etiers. 2012.

4. **Bressan J., Williams J.** The use of a shear instability criterion to predict local necking in sheet metal deformation // Int. Mechanics Sci. 1983. Vol. 25. P. 155—168.

5. **Swift H.** Plastic instability under plane stress // Mechanics Physics Solids. 1952. N. 1. P. 1—18.

6. **Hill R.** On discontinuous plastic states with special reference to localized necking in thin sheets // Mechanics Physics Solids. 1952. N. 1. P. 19—30.

7. **Hora P., Tong L., Reissner J.** // Conf. NUMISHEET—96 MI. USA. 1996. P. 252—256.

8. **Michel B., Patrice C.** Predictions of necking with analytical criteria and comparisons with experimental // Materials Processing and Design. Modeling, Simulation and Applications. NUMIFORM'07. 2007. Vol. 908. P. 81.

9. **Nirmal K.** Constant-load tertiary creep in nickel-base single crystal superalloys // Materials Science and Engineering. 2006. Vol. 432. P. 129—141.

10. **Malygin G.** Influence of the grain size on the resistance of micro and nanocrystalline metals against the neck like localization of plastic deformation // Physics of the Solid State. 2011. V. 53. N. 2. P. 363—368.

11. **High** tensile ductility in a nanostructured metal / Y. Wang, M. Chen, F. Zhou, E. Ma. London: Nature. Vol. 419. 2002. P. 912—915.

12. **Особенности** локализации пластической деформации при интенсивном деформировании металлов / Н. М. Русин, Т. М. Полетика, С. Л. Гирсова, В. И. Данилов // Известия высших учебных заведений. Физика. Т. 50. 2007. № 11. С. 43—49.

13. **Wilshire B., Burt H.** Long-term creep design data for forged 1Cr—1Mo—0,25V steel // Strength, Fracture and Complexity. 2006. № 4. P. 65—73.

14. **Srinivas B., Janaki P., Ganesh R.** Application of a few necking criteria in predicting the forming limit of unwelded and tailor-welded blanks // Strain Analysis. 2009. V. 45. P. 79—96.

15. **Радченко В. П., Небогина Е. В., Андреева Е. А.** Структурная модель разупрочняющегося при ползучести материала в условиях сложного напряженного состояния // Вестник Самарского ГТУ. Сер. Физ.-мат. науки. 2009. № 1 (18). С. 75—84.

16. **Volk W., Suh J.** Reliable and robust evaluation of local necking with a generalized thinning limit diagram // Forum Forming Technology. 2012. P. 115—120.

17. **Давиденков Н. Н., Спиридонова Н. И.** Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца // Завод. лаб. 1945. № 6. С. 583—593.

18. **Бриджмен П.** Исследование больших пластических деформаций и разрыва. М.: Иностранная литература. 1955. 444 с.

19. **Ахметзянов М. Х., Албаут Г. Н., Барышников В. Н.** Исследование локализации деформаций и напряжений в шейке тонкой полосы методом фотоупругих покрытий // Физическая мезомеханика 7. Спец. Выпуск. 2004. Ч. 1. С. 347—350.

20. **Локощенко А. М., Терауд В. В.** Метод регистрации и измерения деформаций при температуре на основе фотоаппарата // Вестник двигателестроения. 2012. № 2. С. 61—64.

21. **Терауд В. В., Валисовский Н. Е.** Экспериментальные исследования особенностей локализации деформаций плоских образцов, растягиваемых при высокотемпературной ползучести // Машиностроение и инженерное образование. 2015. № 2. С. 40—47.

22. **Локощенко А. М., Терауд В. В.** Исследование методом фоторегистрации локализации деформации в цилиндрических образцах при высокотемпературной ползучести // Деформация и разрушение материалов. 2013. № 11. (№ 289/2013). С. 43—46.

УДК 629.113.001.573

В. В. НОВИКОВ, д-р техн. наук, А. В. ПОЗДЕЕВ, канд. техн. наук, Д. А. ЧУМАКОВ, А. М. КОВАЛЕВ, канд. техн. наук (Волгоградский ГТУ), e-mail: avp24897@mail.ru

Совместная работа пневматической подвески АТС с динамическим гасителем колебаний колес и гидроамортизатором

Исследована эффективность совместной работы пневматической рессоры с динамическим гасителем колебаний колес и гидравлическим амортизатором в подвеске АТС.

Ключевые слова: подвеска, виброзащитные свойства, пневматическая рессора, динамический гаситель колебаний колес, сухое трение, гидроамортизатор.

The effectiveness of combined operation of a pneumatic spring with a wheel dynamic absorber and a hydraulic absorber in an automobile vehicle mounting is studied.

Keywords: mounting, vibration protection properties, pneumatic spring, wheel dynamic absorber, dry friction, hydraulic absorber.

В современных подвесках автотранспортных средств (АТС) в основном применяются гидроамортизаторы (ГА), обеспечивающие эффективное гашение резонансных колебаний кузова и колес, которое характеризуется коэффициентом ψ затухания колебаний. Как правило, при движении АТС по ровным дорогам коэффициент ψ не превышает 0,2÷0,3. Однако для уменьшения вероятности пробоя подвески АТС, эксплуатируемых на неровных дорогах, требуется коэффициент затухания ψ = 0,4÷0,6. Но при больших сопротивлениях ГА увеличиваются ускорения в межрезонансной и зарезонансной зонах колебаний (рис. 1, [1]). На-

Ve0717.fm Page 35 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

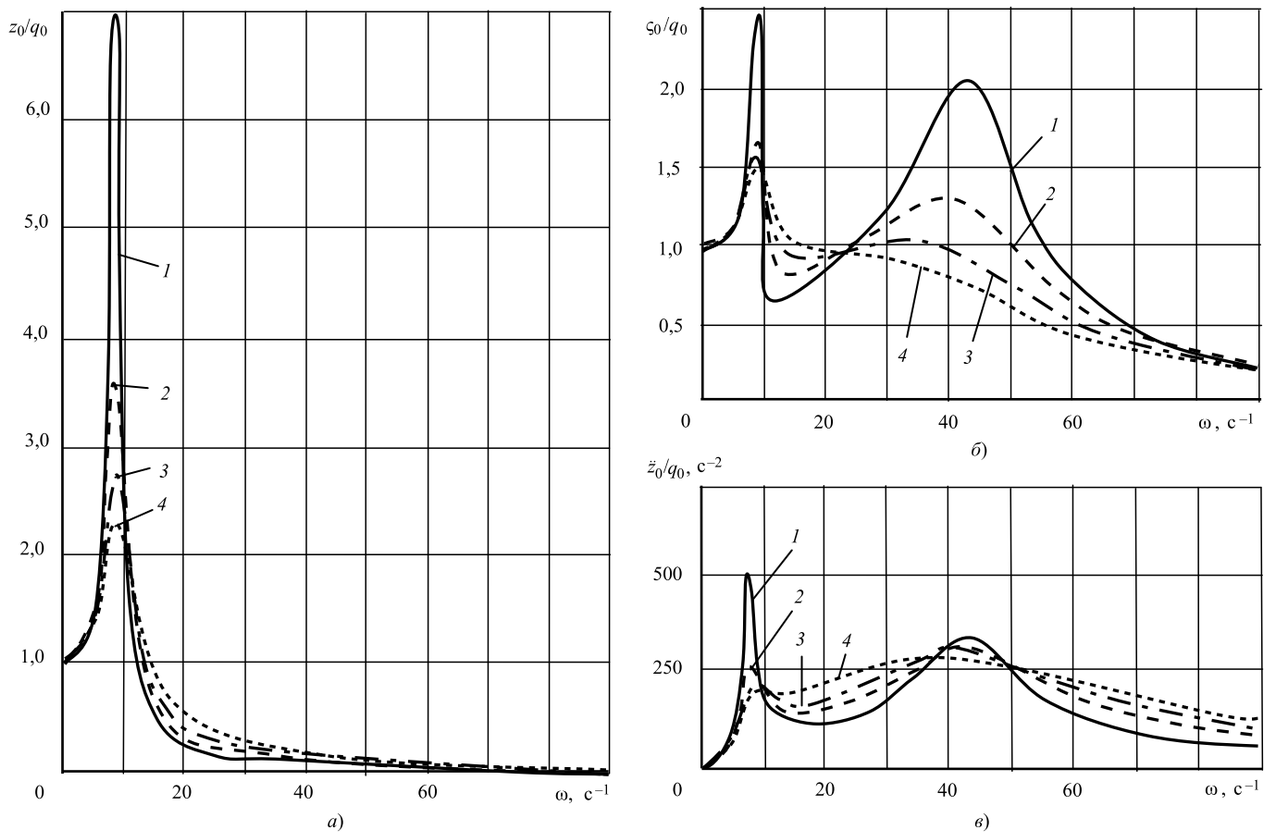


Рис. 1. АЧХ перемещений кузова (*а*), колеса (*б*) и ускорений кузова (*в*) АТС при коэффициенте затухания колебаний ψ = 0,15 (*1*); 0,25 (*2*); 0,35 (*3*); 0,45 (*4*)

пример, при коэффициенте затухания $\psi > 0{,}2$ ускорения подрессоренной массы в зоне резонанса колес становятся больше, чем в зоне резонанса кузова; более того, дальнейшее увеличение коэффициента затухания не приводит к заметному уменьшению ускорений кузова в зоне резонанса колес. Большое сопротивление ГА вызывает значительный рост ускорений подрессоренной массы на высоких частотах колебаний, которые преобладают в дорожном воздействии. В результате средние скорости движения АТС по неровным дорогам уменьшаются в 1,5—2 раза.

Для решения данной проблемы наиболее подходят динамические гасители колебаний (ДГК), которые могут работать как без ГА, так и совместно с ГА небольшой мощности.

Известны исследования эффективности работы подвески с ДГК без ГА, проведенные на Украине и в России [2—5]. Например, в Институте технической механики НАН Украины разработана конструкция пневмоподвески с квазинулевой жесткостью с раздельным гашением низкочастотных и высокочастотных колебаний подрессоренной и неподрессоренной масс автомобиля ВАЗ-21099 с помощью ДГК [2]. В Волгоградском государственном техническом университете проведены исследования установки ДГК в конструкциях линейной пружинной подвески и нелинейной серийной пневматической рессоры (ПР) для гашения высокочастотных колебаний колес пассажирских автомобилей [3, 4]. Данные исследования показали, что при применении ДГК возможно существенное (в 3—5 раз) улучшение виброзащитных свойств подвески АТС в зоне высокочастотного резонанса колес, а для эффективного гашения колебаний в зоне низкочастотного резонанса кузова требуется либо пневмоподвеска с квазинулевой жесткостью, либо регулируемый по частоте ГА. Аналитические зависимости для определения оптимальных параметров пружинного ДГК для классической линейной подвески без ГА приведены в работе [6]. Однако данных о совместной работе ДГК и ГА в литературе нет.

Ниже приведены результаты исследования эффективности совместной работы пневматической рессоры (ПР) с ДГК и ГА разной мощности. Расчетная схема исследуемой подвески включает шину колеса, неподрессоренную и подрессоренную массы, ПР с резинокордной оболочкой (РКО) и сухим трением, ДГК с сухим трением, встроенный в поршень ПР, и ГА (рис. 2).

При разработке данной математической модели были приняты следующие допущения: рабочий газ

Ve0717.fm Page 36 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

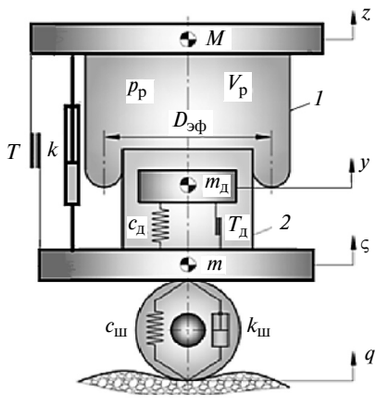


Рис. 2. Расчетная схема пневмоподвески с динамическим гасителем и гидроамортизатором:

1 — РКО; *2* — поршень; *M* и *m* — подрессоренная и неподрессоренная массы; $p_р$ — давление в рабочей полости; $V_р$ — объем рабочей полости; $D_{эф}$ — эффективный диаметр; *T* — сухое трение; $m_д$ — масса ДГК; $c_д$ — жесткость пружины ДГК; $T_д$ — сухое трение ДГК; $c_ш$ — жесткость шины; *k* — коэффициент демпфирования ГА; $k_ш$ — коэффициент демпфирования шины; *z* — перемещение подрессоренной массы; ς — перемещение неподрессоренной массы; *q* — кинематическое возмущение; *y* — перемещение массы ДГК

является идеальным и подчиняется адиабатическому процессу; утечка воздуха из ПР отсутствует; эффективная площадь при деформации ПР постоянна ($F_э$ = const); сухое трение при перекатывании РКО по поршню постоянно (T = const); сухое трение в ДГК постоянно ($T_д$ = const); сопротивление ГА имеет линейную характеристику, одинаковую на ходах сжатия и отбоя; упругие и демпфирующие характеристики шины линейны ($c_ш$ = const, $k_ш$ = const).

Уравнения динамики данной колебательной системы имеют вид:

$$\left.\begin{aligned}
&M\ddot{z}-\left[\left(\frac{V_{р.ст}}{V_{р.ст}-F_{эф}(z-\varsigma)}\right)^n p_{р.ст}-p_{атм}\right]F_{эф}+\\
&+Mg+T\operatorname{sgn}(\dot{z}-\dot{\varsigma})+k\operatorname{sgn}(\dot{z}-\dot{\varsigma})=0;\\
&m_д\ddot{y}+c_д(y-\varsigma)+T_д\operatorname{sgn}(\dot{y}-\dot{\varsigma})=0;\\
&m\ddot{\varsigma}+\left[\left(\frac{V_{р.ст}}{V_{р.ст}-F_{эф}(z-\varsigma)}\right)^n p_{р.ст}-p_{атм}\right]F_{эф}-\\
&-Mg-T\operatorname{sgn}(\dot{z}-\dot{\varsigma})-c_д(y-\varsigma)-T_д\operatorname{sgn}(\dot{y}-\dot{\varsigma})+\\
&+c_ш(\zeta-q)+k_ш(\dot{\varsigma}-\dot{q})-k\operatorname{sgn}(\dot{z}-\dot{\varsigma})=0,
\end{aligned}\right\}\quad(1)$$

где $p_{р.ст}$ — давление в рабочей полости при статической нагрузке; $p_{атм}$ — атмосферное давление; $V_{р.ст}$ — объем рабочей полости при статической нагрузке; $F_{эф}$ — эффективная площадь РКО; z, $\dot{z}$, $\ddot{z}$ — перемещение, скорость и ускорение подрессоренной массы; ς, $\dot{\varsigma}$, $\ddot{\varsigma}$ — перемещение, скорость и ускорение неподрессоренной массы; q, $\dot{q}$ — перемещение и скорость кинематического возмущения; y, $\dot{y}$, $\ddot{y}$ — перемещение, скорость и ускорение массы ДГК; n — показатель адиабаты.

Математическая модель была исследована в диапазоне частот 0÷25 Гц в приложении SIMULINK программного комплекса MATLAB. Система дифференциальных уравнений решалась численным методом Рунге—Кутта 4—5 порядка точности с шагом интегрирования $10^{-3}\div10^{-5}$ с. В качестве исходных данных взяты следующие параметры: $p_{атм}$ = 0,1 МПа; n = 1,4; M = 1500 кг; m = 134 кг; g = 9,81 м/с^2; $F_{эф}$ = 0,047 м^2; $V_{р.ст}$ = 0,011 м^3; $c_ш$ = 300 000 Н/м; $k_ш$ = 1000 Н · с/м; $m_д$ = 15 кг; $c_д$ = 40 000 Н/м; $T_д$ = 380 Н; T = 0,015Mg. При вынужденных колебаниях в качестве кинематического возмущения задавался гармонический профиль с амплитудой q_0 = 7,5 мм, а при возбуждении свободных колебаний ПР растягивалась от статического положения на 100 мм.

В результате вычислений были получены графики амплитудно-частотных характеристик (АЧХ) и осциллограммы колебательной системы в соответствии с ОСТ 37.001.252—82.

На рис. 3, *а*, *б* показано влияние коэффициента ψ затухания колебаний на АЧХ размахов абсолютных перемещений подрессоренной и неподрессоренной масс на пневматической подвеске с динамическим гасителем при двойной амплитуде кинематического воздействия $2q_0$ = 15 мм.

Согласно рис. 3, *а* при совместной работе ДГК и ГА в зоне высокочастотного резонанса резонансного пика не наблюдается. При этом ДГК практически не гасит ускорения в зоне низкочастотного резонанса. Добавление в подвеску ГА с коэффициентом затухания ψ = 0,1÷0,5 приводит к снижению перемещений подрессоренной массы в зоне низкочастотного резонанса на 20÷60 %, а в зоне высокочастотного резонанса — в несколько раз.

Из анализа рис. 3, *б* следует, что по сравнению с серийной ПР (без ГА) установка ДГК приводит к снижению абсолютных перемещений неподрессоренной массы (колеса) в зоне высокочастотного резонанса на 55 %, при этом ДГК практически не гасит перемещения в зоне низкочастотного резонанса. Добавление в подвеску ГА с коэффициентом затухания ψ = 0,1÷0,5 приводит к снижению перемещений неподрессоренной массы в зоне высокочастотного резонанса на 16÷48 %, а в зоне низкочастотного резонанса на 31÷47 %.

На рис. 4, *а* показано влияние коэффициента ψ затухания колебаний на АЧХ ускорений подрессоренной массы при двойной амплитуде кинематического воздействия $2q_0$ = 15 мм.

Из графиков на рис. 4, *а* видно, что по сравнению с серийной ПР (без ГА, кривая *1*) установка ДГК приводит к снижению ускорений подрессоренной массы в зоне высокочастотного резонанса

Ve0717.fm Page 37 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

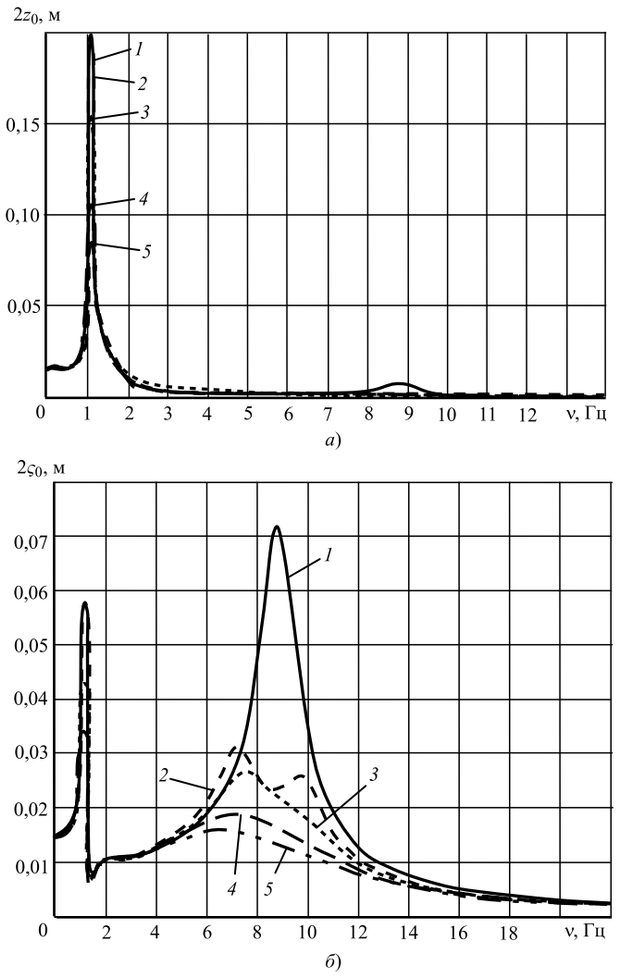


Рис. 3. АЧХ размахов абсолютных перемещений подрессоренной (*а*) и неподрессореной (*б*) масс на пневмоподвеске с динамическим гасителем при разных коэффициентах ψ затухания колебаний:

1 — ПР без ГА и ДГК; *2* — ПР с ДГК; *3, 4, 5* — ПР с ДГК и ГА при ψ = 0,1 (*3*); 0,3 (*4*); 0,5 (*5*)

на 48 %, при этом ДГК практически не гасит ускорения в зоне низкочастотного резонанса. Добавление в подвеску ГА с коэффициентом затухания ψ = 0,1÷0,5 (кривые *3*, *4*, *5*) приводит к снижению ускорений подрессоренной массы в зоне высокочастотного резонанса на 17÷28 %, а в зоне низкочастотного резонанса на 44÷69 %. Следует отметить, что при коэффициенте затухания ψ = 0,1 ускорения подрессоренной массы в зоне резонанса колес (ψ = 8,8 Гц) уменьшатся до 30 %, а при коэффициенте ψ = 0,5 практически не уменьшаются. При этом в зарезонансной зоне (ν > 12 Гц) происходит увеличение ускорений подрессоренной массы на 5 и 20÷25 %, соответственно.

На рис. 4, *б* показано влияние коэффициента ψ затухания колебаний на АЧХ размахов относительных перемещений подрессоренной массы (деформация пневморессоры) при двойной амплитуде кинематического воздействия $2q_0$ = 15 мм.

Из анализа графиков на рис. 4, *б* следует, что по сравнению с серийной ПР (без ГА) установка ДГК приводит к снижению относительных перемещений подрессоренной массы в зоне высокочастотного резонанса на 54 % (приблизительно в 2 раза), при этом ДГК практически не уменьшает колебания в зоне низкочастотного резонанса. Добавление в пневмоподвеску ГА с коэффициентом затухания ψ = 0,1 приводит к снижению относительных перемещений в зоне низкочастотного резонанса на

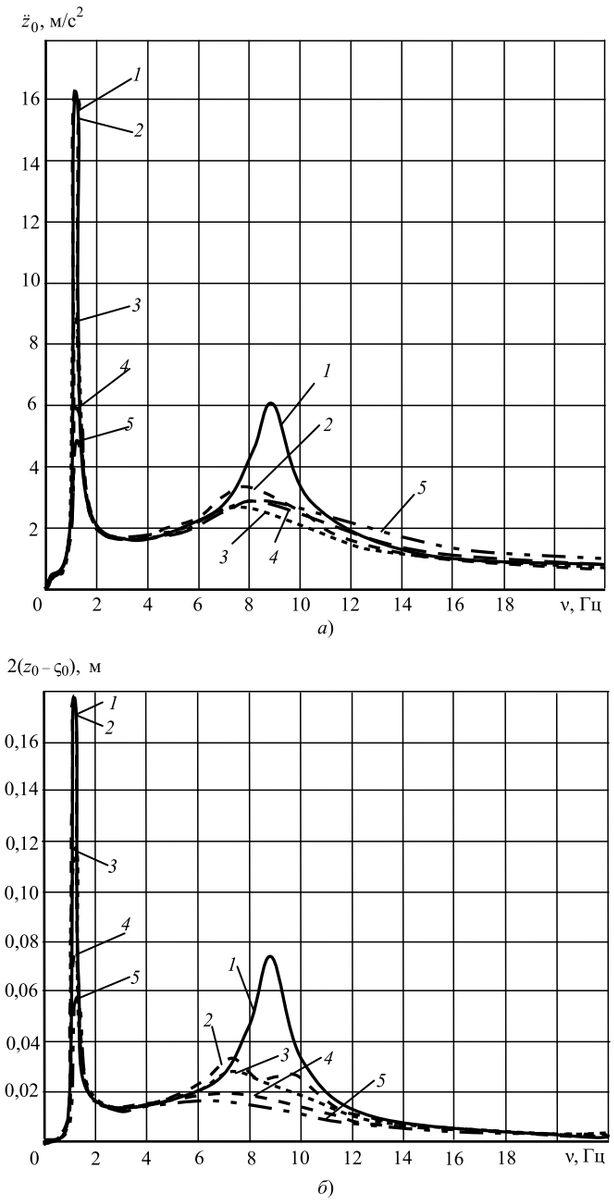


Рис. 4. АЧХ ускорений (*а*) и размахов относительных перемещений (*б*) подрессоренной массы на пневмоподвеске с динамическим гасителем при разных коэффициентах ψ затухания колебаний (поз. *1—5* см. подпись к рис. 3)

Ve0717.fm Page 38 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

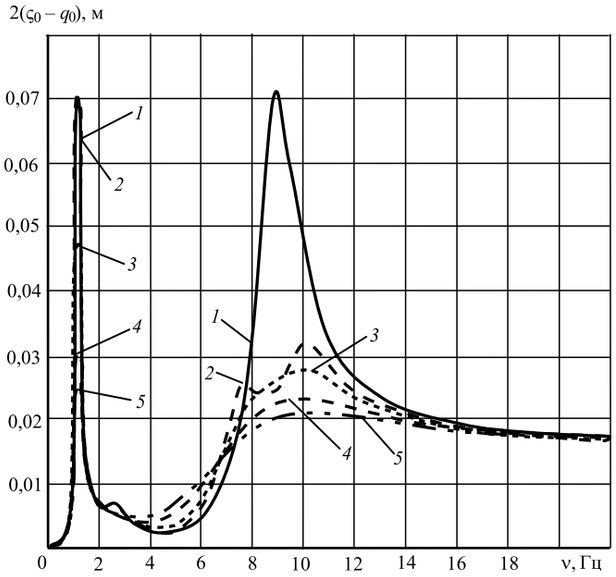


Рис. 5. АЧХ размахов относительных перемещений неподрессоренной массы (деформация шины) на пневмоподвеске с динамическим гасителем при разных коэффициентах ψ затухания колебаний (поз. *1—5* см. подпись к рис. 3)

35 %. При увеличении коэффициента затухания ψ до 0,5 относительные колебания в зоне низкочастотного резонанса уменьшаются еще на 34 %, а в зоне высокочастотного резонанса — еще на 40 %.

На рис. 5 показано влияние коэффициента ψ затухания колебаний на АЧХ размахов относительных перемещений неподрессоренной массы (деформация шины) при тех же параметрах колебательной системы.

Анализ графиков на рис. 5 показал, что по сравнению с серийной ПР (без ГА) установка ДГК приводит к снижению амплитуды относительных перемещений неподрессоренной массы в зоне высокочастотного резонанса на 55 % (приблизительно в 2 раза), при этом ДГК практически не гасит колебания в зоне низкочастотного резонанса. Добавление в подвеску ГА при значениях коэффициента затухания $\psi = 0{,}1 \div 0{,}5$ уменьшает относительные перемещения колес в области высокочастотного резонанса на 18÷35 %, а в области низкочастотного резонанса — на 34÷63 %. При этом в межрезонансной зоне относительные перемещения колес увеличиваются до 50 %.

На рис. 6, *а*, *б* показано влияние ДГК и коэффициента ψ на процесс затухания колебаний подрессоренной и неподрессоренной масс после растяжения пневмоподвески от статического положения на 100 мм.

Из анализа графиков на рис. 6, *а* следует, что по сравнению с серийной ПР (без ГА) установка ДГК не влияет на время затухания колебаний подрессоренной массы, уменьшение которых в цикле затухающих колебаний происходит по линейному закону. Добавление в пневмоподвеску с ДГК ГА приводит к ускорению процесса затухания колебаний по экспоненциальному закону, показатель которого увеличивается пропорционально коэффициенту ψ затухания колебаний. При этом время затухания колебаний при увеличении коэффициента ψ с 0,1 до 0,5 уменьшается до 2 раз.

Согласно рис. 6, *б* по сравнению с серийной ПР (без ГА) установка ДГК не влияет на время затухания колебаний неподрессоренной массы. При этом за первый период ($t = 0 \div 0{,}9$ с) колебания уменьшаются в 5 раз, а затем уменьшаются незначительно по линейному закону. Добавление в пневмоподвеску с ДГК ГА приводит к еще большему уменьшению амплитуд колебаний и времени затухания от 1,5 до 2 раз.

Таким образом, совместная работа ДГК и ГА позволяет существенно снизить амплитуды перемещений подрессоренной и неподрессоренной

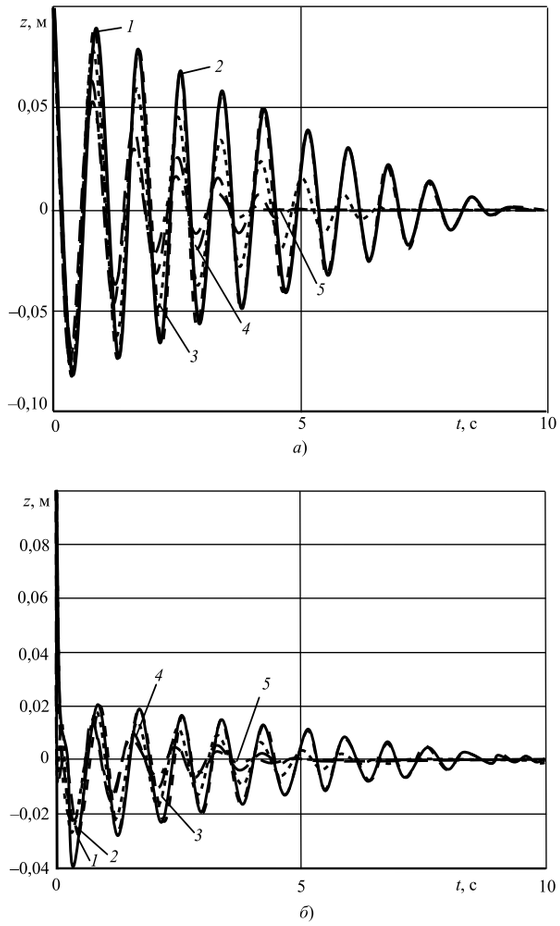


Рис. 6. Осциллограммы свободных затухающих колебаний подрессоренной (*а*) и неподрессоренной (*б*) масс на пневмоподвеске с динамическим гасителем после ее растяжения на 100 мм при разных коэффициентах ψ затухания колебаний (поз. *1—5* см. подпись к рис. 3)

Ve0717.fm Page 39 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 629.7.036

Г. БРЕНН, д-р техн. наук (Технологический университет Граца, Австрия), А. А. КОЗЛОВ, д-р техн. наук, И. Н. БОРОВИК, канд. техн. наук, Е. А. СТРОКАЧ (МАИ — национальный исследовательский университет), e-mail: borovik.igor@mai.ru

Анализ процессов подготовки и сгорания топлива в КС двигателей летательных аппаратов[1]

Предложена методика исследований рабочих процессов в камере сгорания (КС) химических тепловых двигателей, в которой одновременно анализируются рабочие процессы в КС и процесс смесеобразования в смесительном элементе.

Ключевые слова: двигатель, камера сгорания, форсунка, смесеобразование, горение, оптимизация.

The research methodic of operating processes in a combustion chamber of chemical heat engines, in which the operating processes in the combustion chamber and the process of mixture formation in a mixing element are being analyzed simultaneously, is suggested.

Keywords: engine, combustion chamber, nozzle, mixture formation, burning, optimization.

С целью повышения эффективности подготовки и сгорания топлива в двигателях и, в частности, в двигателях летательных аппаратов постоянно совершенствуют и разрабатывают новые методы исследований рабочих процессов в камере сгорания (КС), большинство из которых направлены на изучение распыления топлива и детализации данного процесса. Так, в работах [1—14] предлагаются эмпирические модели для оценки дисперсности распыляемого топлива. Для исследования процессов в горячей части двигателя используют численное моделирование, учитывающее наиболее значимые факторы и связывающее в одно целое отдельные модели таких процессов, как испарение, смешивание, турбулизация потока, сгорание и т. д.

В двигателях наиболее применяемым элементом системы ввода жидких компонентов топлива является центробежная форсунка.

Наибольшие трудности в исследованиях работы двигателя вызывают переходы от аналитического, экспериментального или численного моделирований течений в элементах ввода топлива к моделированию рабочих процессов в горячей зоне двигателя. Поэтому актуальным является создание алгоритма исследования рабочих процессов в двигателе еще на этапе его проектирования с учетом всех особенностей ввода топлива.

[1] Работа выполнена при поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках государственного задания № 13.7418.2017/БЧ.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 34)

масс АТС как в зоне высокочастотного, так и в зоне низкочастотного резонансов, но при этом несколько увеличиваются ускорения подрессоренной массы в межрезонансной и особенно в зарезонансной зонах. Однако применение в составе пневмоподвески с динамическим гасителем колебаний относительно слабых гидроамортизаторов (коэффициент затухания колебаний $\psi < 0{,}3$) позволяет практически нейтрализовать данный отрицательный эффект. Кроме того, совместная работа ДГК и ГА позволяет существенно уменьшить деформацию пневморессоры и шины в резонансных зонах, а также время свободных затухающих колебаний подвески. В результате по сравнению с серийной подвеской повысятся комфортабельность, устойчивость и скорость движения АТС особенно по неровным дорогам и местности. Определенные в результате проведенных исследований параметры динамического гасителя колебаний позволяют установить его внутри удлиненного поршня серийной пневморессоры.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ротенберг Р. В.** Подвеска автомобиля. М.: Машиностроение, 1972. 392 с.

2. **Пилипенко В. В., Пилипенко О. В., Запольский Л. Г.** Пневматические системы виброзащиты с квазинулевой жесткостью // Техническая механика. 2008. № 2. С. 17—25.

3. **Ковалев А. М.** Повышение плавности хода АТС путем выявления потенциальных виброзащитных свойств подвесок различной структуры: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Волгоград. 2011. 16 с.

4. **Виброзащитные** свойства пневматической подвески с динамическим гасителем колебаний колес и сухим трением / В. В. Новиков, А. В. Поздеев, Д. А. Чумаков и др. // Оборонная техника. 2015. № 9, 10. С. 102—106.

5. **Виброзащитные** свойства релаксационной подвески с инерционным демпфирующим устройством / А. В. Поздеев, И. М. Рябов, А. Ю. Соколов и др. // Известия ВолгГТУ. Сер. "Наземные транспортные системы". Вып. 8. 2014. № 3 (130). С. 30—33.

6. **Вибрации** в технике: Справочник. В 6 т. / Пред. ред. совета В. Н. Челомей Т. 6. Защита от вибраций и ударов / Под ред. К. В. Фролова. М.: Машиностроение, 1981. 456 с.

В настоящей работе рассматривается алгоритм проектирования эффективных смесительных элементов на основании моделирования процессов подготовки топлива и его сгорания, который должен быть простым для использования и позволять разработчику выполнять оптимизационный анализ конструкции и режима с учетом характеристик рабочего процесса.

Будем рассматривать процессы в такой последовательности: процессы, происходящие в форсунке; истечение из форсунки; внутри КС; истечение из КС. Алгоритм делится на две части расчета процессов — в элементе ввода топлива и непосредственно в КС. Это позволяет оценивать процессы сначала и до истечения топливной смеси из сопла двигателя, т. е. осуществляется сквозное проектирование.

Особенность данного метода заключается в необходимости обеспечения связи параметров на выходе из форсунки и на входе в расчетную зону горячей части двигателя. При этом желательно как можно больше упростить его применение.

Многообразие типов и схем подготовки топлива с центробежной подачей обусловливает наличие разных подходов к моделированию систем смесеобразования. Рассмотрим их преимущества и недостатки.

Для снижения материальных и временны́х затрат на испытания КС и двигателей рабочие процессы анализируют численным моделированием [15—17], используя коммерческие (Ansys CFX, Ansys FLUENT, Star-CCM+, Flow Vision) и открытые (Open FOAM и т. п.) пакеты программ для вычисления гидрогазодинамических процессов. Модели и подходы к моделированию процессов распыления, испарения, смешивания, горения и т. д. во всех пакетах схожи, что позволяет, отработав методику на одном из них, использовать ее на других. Параметры истечения из сопла форсунки задают в виде граничных условий для трех- или двумерного расчета. Расчет рабочих процессов внутри КС требует задания дисперсности капель на входе в расчетную область, их распределение по диаметру, скорости ввода топлива, угла факела распыления и диаметра сопла форсунки.

Экспериментальное определение среднего диаметра капель и распределение их диаметров можно выполнять классическими методами [18] и оптическими (PLIF, PIV, PDA и т. д.). Определение среднего диаметра капель (например, средний диаметр по Заутеру) можно выполнять с помощью относительно простой оптической аппаратуры, например методами, которые описаны в работах [20—22]. Для нахождения же распределения диаметров капель требуется решение обратной некорректно поставленной задачи, что вызывает определенные трудности в вычислениях.

Угол факела распыления можно найти экспериментально, например, с помощью фотографий. Определение же скорости капель требует применения сложных методов (теневое фотографирование, PIV, PDA и т. д.).

Ограничением в применении оптических методов является плотность газокапельной смеси, истекающей из форсунки. Затухание сигнала от лазера, прошедшего через струю распыленного топлива, вследствие многократного рассеяния не может быть больше определенной величины. Поэтому оптические методы для анализа состава струй большой концентрации в настоящее время использовать невозможно.

Чаще всего для определения дисперсности капель применяют ***эмпирические зависимости*** [1—14], которые позволяют, в основном, определять только средний диаметр. При этом, как правило, данные зависимости предназначены для однокомпонентных форсунок, а в рассматриваемых двигателях чаще всего используют двухкомпонентное распыление [1, 13—14]. Однако есть описание корреляций, позволяющих оценивать средний заутеровский или медианный диаметр капель для двухкомпонентных смесительных элементов. Данные зависимости учитывают, в основном, свойства жидкости и газа и их относительную скорость. Эти корреляции позволяют оценивать диаметры капель смесительных элементов разных конфигураций.

Таким образом, наиболее целесообразным является экспериментальное определение угла распыления и скорости истечения топлива. При невозможности проведения полноценного экспериментального исследования необходимо применять 3D-моделирование процесса истечения топлива из форсунки.

Численное моделирование позволяет исследовать любые конструкции и режимы работы элемента подачи топлива. Главными недостатками численных методов является плохая сходимость расчета из-за двухфазности решаемой задачи (в случае двухкомпонентных форсунок) и значительное время расчета.

Существует множество подходов к моделированию таких важных процессов для расчета форсунок, как двухфазное течение, первичное и вторичное дробление жидкости [1]. К перспективным можно отнести такие методы, как метод объема жидкости (Volume of fluid), метод отслеживания границы раздела жидкостей (Level set), отслеживания поверхности раздела фаз (Interface tracking), метод маркеров в ячейках (Marker and cell), отслеживание объемов (Volume tracking) и поверхностей (Surface tracking), обнаружение и отслеживание поверхностей раздела фаз (Surface capturing), прямое моделирование потока на границе фаз (Interfacial flow modeling) [1]. Наиболее экономичным являет-

Ve0717.fm Page 41 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

ся метод моделирования капель как частиц, двигающихся по определенной траектории (Lagrange-Euler), однако он имеет ограничения по объемной доли жидкой фазы в расчетной области. Относительно простым является и прямой расчет двухфазного течения, при котором задают плотности и необходимые свойства компонентов на входе (система «Эйлер — Эйлеровая смесь») и используют мелкую расчетную сетку, однако его можно использовать и для определения скорости и угла распыления при более крупной расчетной сетке.

Модели вторичного дробления капель, испарения топлива, смешивания компонентов топлива являются частью общей модели процессов в горячей части двигателя, поэтому в качестве связующего звена между расчетом течения топлива в форсунке и движения капель топлива в КС можно использовать модель первичного дробления на капли. Результатом является нахождение среднего диаметра капель по Заутеру и распределения капель по диаметру.

Моделирование первичного дробления жидкости в центробежной форсунке получило широкое распространение в коммерческих программах вычислительной гидрогазодинамики. Так, в моделировании высокоскоростного впрыска жидкости (Eulerian-Lagrangian spray atomization, ELSA) [23, 24] вблизи форсунки используют подход Эйлер—Эйлер, а также подход Эйлер—Лагранж и моделирование капель как частиц при определенных условиях (например, при увеличении расстояния между траекториями капель). Модель ELSA имеет преимущества при моделировании устройств с высокой скоростью ввода жидкости, однако использование ее для низкоскоростных потоков еще не верифицировано.

Модель Linear Instability Sheet Atomization (LISA) базируется на неустойчивости движения жидкой пленки. В данной модели истекающую из центробежной форсунки жидкость рассматривают как пленку с конечной толщиной, скоростью, углом распыления, исследуя ее динамический параметр — степень неустойчивости, которая определяется по критерию Вебера. Различают коротковолновую (если число Вебера выше 27/16) и длинноволновую (при числе Вебера ниже 27/16) неустойчивости. Модель основана на предложенном в работах [25, 26] подходе, который получил дальнейшее развитие в работах [27, 28].

Для получения среднего диаметра и распределения капель по диаметру с помощью модели LISA, необходимо задать следующие входные параметры: физические свойства жидкой и газообразной фаз, угол распыления и скорость жидкой пленки на выходе из сопла форсунки. Угол распыления и скорость пленки, соответственно, могут быть получены из гидравлических проливок форсунки или путем численного моделирования течения жидкости в форсунке и в объеме КС. Однако, несмотря на широкое использование данной модели в таких коммерческих пакетах, как Ansys CFX, Ansys FLUENT и Star-CCM+, была отмечена не всегда удовлетворительная точность результатов, а также сложность применения [29, 30].

Перспективным является определение среднего диаметра капель по распределению капель по диаметру, что позволяет не использовать модели для расчета диаметра капель, срывающихся с пленки, например, модели Dombrowski и Johns.

Диапазон диаметров капель можно определить, используя функцию распределения плотности вероятности (ФРПВ), которую получают измерением диаметров капель, например, с помощью фазовой допплеровской анемометрии [26] или методом максимальной энтропии Шеннона [1, 31, 32]. В работе [29] была предложена формула для плотности П вероятности, которую получили, предположив, что ФРПВ диаметров капель является γ-функцией:

$$\Pi = \frac{1}{(1 + C_1 C_2^2)}\left[\frac{1}{\kappa\Lambda_s}\frac{\nu^\nu}{\Gamma(\nu)}\left(\frac{d}{\kappa\Lambda_s}\right)^{\nu-1}\exp\left(-\nu\frac{d}{\kappa\Lambda_s}\right) + C_1\frac{d}{\Lambda_s^2}\exp\left(-\nu\frac{d}{C_2\Lambda_s}\right)\right]. \quad (1)$$

Здесь Λ_s — длина волны наиболее мощного возмущения; C_1, C_2, ν и κ — коэффициенты, зависящие от параметров форсунки и режима течения:

$$\nu = 0{,}4867\,We_g^{0{,}2068}\left(\frac{d_{or}}{t_{or}}\right)^{0{,}404};$$

$$\kappa = 0{,}00549\left(\frac{\Lambda_s}{d_{SC}}\right)^{-0{,}7211};$$

$$C_1 = 79{,}299\left(\frac{\Lambda_s}{d_{SC}}\right)^{0{,}7274};$$

$$C_2 = 0{,}016\left(\frac{\Lambda_s}{d_{SC}}\right)^{-0{,}5362};$$

$$t_{or} = \frac{d_{or}}{2}\left(1 - \sqrt{1 - \frac{1\frac{\dot{m}}{\rho}}{\pi d_{or}^2 U\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)}}\right),$$

где d_{SC} — диаметр камеры закручивания; d_{or} — диаметр среза сопла; We_g — газовое число Вебера; t_{or} — толщина пленки на выходе из сопла форсунки; $\dot{m}$ — расход жидкости через форсунку; ρ — плот-

Ve0717.fm Page 42 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

ность жидкости в форсунке; U — скорость пленки; α — угол конуса распыления.

Данный подход позволяет установить взаимосвязь распределения капель по диаметру, а следовательно, и средний диаметр капель с учетом свойств топлива, параметров потока и размеров форсунки.

Пример использования предложенной методики

Рассмотрим проектирование смесительного элемента ракетного двигателя малой тяги (РДМТ) для топлива (высококонцентрированная перекись водорода и керосина) с максимальной полнотой сгорания в КС по заданным параметрам.

Первый этап — моделирование течения компонентов топлива в центробежной форсунке. Граничные условия: массовый расход жидкости и давление на выходе из форсунки. Численным моделированием получим гидравлические показатели форсунки: коэффициент расхода, угол конуса распыления и абсолютную скорость жидкости на выходе из сопла форсунки. Результаты моделирования течения в центробежной форсунке представлены на рис. 1 и 2.

Второй этап — оценивается дисперсность распыления компонентов топлива. Для этого по данным из расчета течения в форсунке рассчитываем распределение капель по диаметрам. Если распад пленки жидкости происходит в результате коротковолновой неустойчивости (число Вебера выше 27/16), распределение капель по диаметрам рассчитываем по формуле из работы [29, формула (1)]. Для расчета необходимо знать: скорость пленки жидкости, угол конуса распыления, диаметр сопла форсунки, расход, перепад давлений, коэффициент расхода, физические показатели жидкости, диаметр камеры закручивания центробежной форсунки.

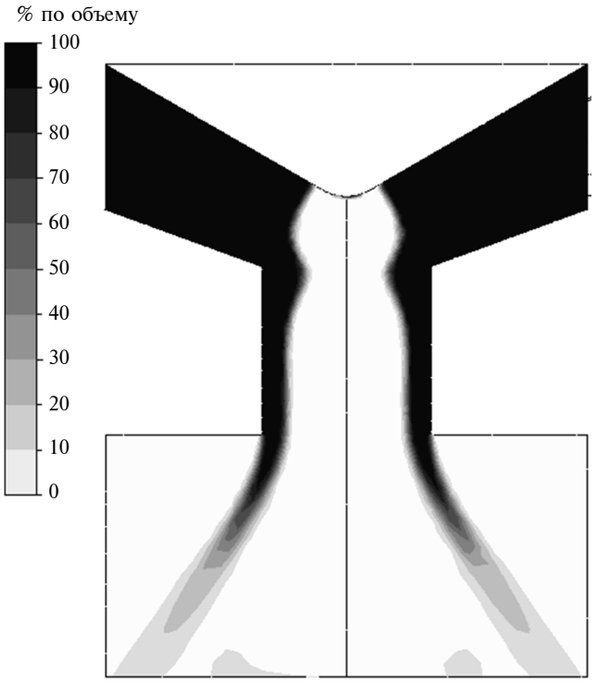


Рис. 1. Модель распределения топлива (% по объему) в продольном сечении форсунки

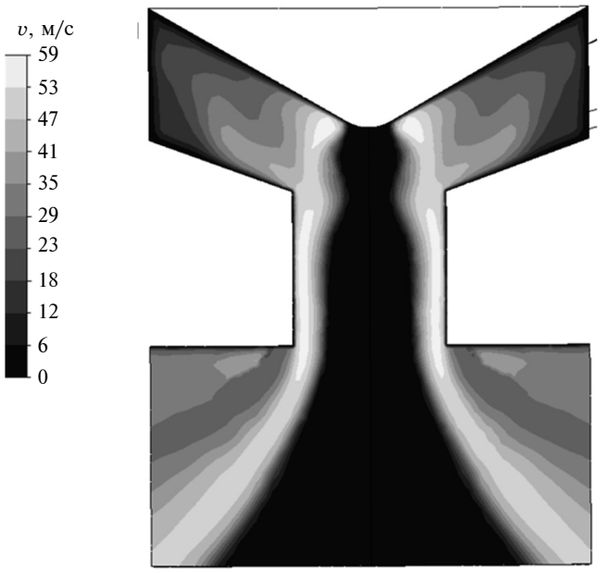


Рис. 2. Распределение скоростей v капель топлива в продольном сечении форсунки

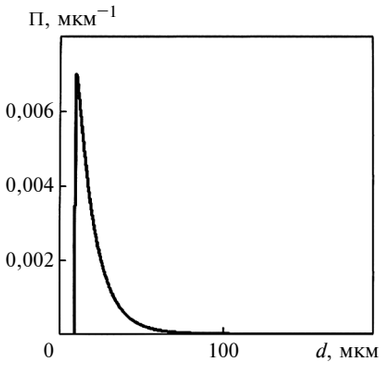


Рис. 3. Распределение плотности П вероятности для диаметров d капель топлива, рассчитанная по формуле (1) [26]

ФРПВ диаметров капель для рассматриваемой форсунки представлена на рис. 3.

Если распад пленки происходит в результате длинноволновой неустойчивости (число Вебера ниже 27/16), распределение можно рассчитывать по эмпирической зависимости диаметра капель по Заутеру, приняв гидравлические параметры из работы [7]:

$$d_3 = 607 \frac{\dot{m}^{0,75344}}{\Delta p^{0,57608} \rho^{0,75342}},$$

где Δp — перепад давлений в форсунке.

Ve0717.fm Page 43 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

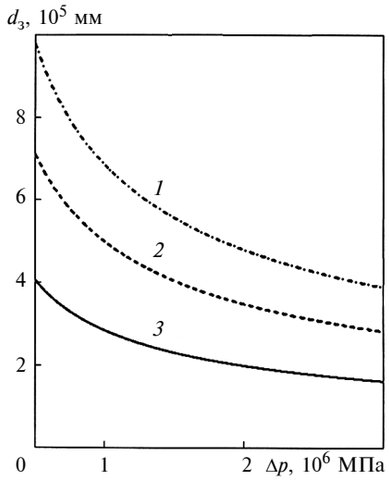


Рис. 4. Зависимости среднего диаметра d_3 капель по Заутеру от перепада давлений Δp в форсунке при расходах Q = 1,8 (*1*); 3,8 (*2*); 5,8 (*3*) г/с рабочего тела (воды) [7]

Принимаем, что распределение капель соответствует распределению Росина—Рамлера с шириной 2 [33], а диаметр равен рассчитанному по эмпирической зависимости среднему диаметру по Заутеру (рис. 4). Согласно работе [34] в рекомендуемом диапазоне ширины распределения при среднем диаметре капель до 100 мкм распределение слабо влияет на полноту сгорания топлива в КС.

При газожидкостном элементе смесеобразования можно использовать эмпирические зависимости для определения мелкости распыления и скорости жидкости [4, 14], численные методы, заменяющие экспериментальные исследования, а также комбинированные способы.

Третий этап — трехмерный расчет процессов в КС. Граничные условия: параметры КС, давление на выходе из сопла, расход компонентов топлива, параметры распределения капель по диаметрам, угол конуса распыления, скорость впрыска капель (из расчета течения в форсунке и распада жидкой пленки на первом этапе) на входе в КС.

Если моделирование рабочего процесса в КС показывает низкую полноту сгорания, то проводится оптимизация смесительного элемента, при которой последовательно решаются обратные задачи. Сначала из последовательных трехмерных расчетов находят оптимальное распределение капель по диаметрам, угол конуса распыления и скорости впрыска капель, обеспечивающее максимальную полноту сгорания топлива. Далее по формуле из работы [29] рассчитывают диаметры сопла и камеры закручивания форсунки, коэффициент расхода, соответствующий оптимальному распределению для истечения из центробежной форсунки и распада пленки с коротковолновой неустойчивостью. При длинноволновой неустойчивости определяют перепад давлений в форсунке. Затем по найденным геометрическим и гидравлическим параметрам выполняют проверочный трехмерный расчет течения в форсунке. При необходимости изменяют геометрические параметры центробежной форсунки для обеспечения необходимого угла распыления, скорости впрыска и коэффициента расхода. При известных параметрах форсунки, полученных из гидравлических проливок, первый этап можно исключить.

На рис. 5 показаны траектории капель топлива и их распределения по температурам в КС до и после оптимизации смесеобразования. Изменив параметры факела распыления, а следовательно, и распределение капель в зоне высоких температур (ширина распределения Росина—Раммлера составляла 0,92, а после оптимизации увеличилась до 3,8), повысили полноту сгорания топлива. До оптимизации большое число капель малого диаметра, вылетая из сопла, испарялось вблизи форсунки, формируя узкую зону высокой температуры, а в остальном объеме КС сохранялись низкие температуры. После оптимизации зона горения увеличилась и температурное поле в КС стало более равномерным.

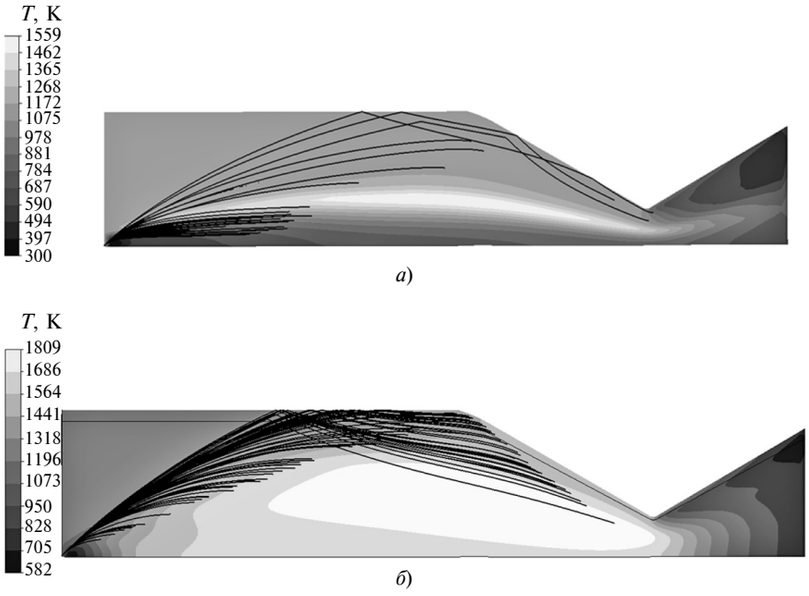


Рис. 5. Траектории капель топлива (линии) и их распределения по температурам T в КС до оптимизации смесительного элемента (*а*) и после (*б*)

Однако данный метод требует экспериментальной верификации и имеет определенные недостатки. Параметры оптимизированной форсунки будут идеальными только для данной КС. При изменении профиля дозвуковой части КС или ее объема результаты оптимизации следует пересмотреть. К тому же для определения диаметров и распределения капель в рабочем режиме КС необходимо дорогостоящее оборудование и доработка конструкции КС (например, встраивание окна из кварцевого стекла).

Данный метод позволяет оптимизировать выходные характеристики форсунки, но не обеспечивает оптимизацию параметров конструкции для реализации требуемого качества распыления топлива.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ashgriz N.** Handbook of Atomization and Sprays. Springer, 2011. 935 p.

2. **Wang X. F., Lefebvre A. H.** Atomization performance of pressure swirl nozzles. AIAA, 1986. P. 914—925.

3. **Kennedy J. B.** High Weber number SMD correlations for pressure atomizers // ASME. 1985. N. 37. P. 191—195.

4. **Lefebvre A.** Gas Turbine Combustion. Boca Raton: Taylor & Francis, 1998. 416 p.

5. **Radcliffe A.** High Speed Aerodynamics and Jet Propulsion. Vol. XI, Section D, New Jersey: Princeton University Press, 1960. 320 p.

6. **Jasuja A. K.** Atomization of crude and residual fuel oils // ASME J. Eng. Power. 1979. V. 101. N. 2. P. 250—258.

7. **Babu K. R., Narasimhan M. V., Narayanaswamy K.** Prediction of Mean Drop Size of Fuel Sprays from Swirl Spray Atomizers // Proceedings of the 2-nd conference on Liquid Atomization and Sprays. Madison. 1982. P. 99—106.

8. **Orzechowski A.** Liquid Atomization. Warsaw: WNT. 1976. 475 p.

9. **Khavkin Y. I.** Theory and Practice of Swirl Atomizers. New York: Taylor & Francis, 2004. 432 p.

10. **Nonnenmacher S., Piesche M.** Design of hollow Cone pressure swirl nozzles to atomize Newtonian fluids // Chemical Engineering Science. 2000. V. 55. P. 4339—4348.

11. **Phenomenological** study of the pressure swirl atomizer internal flow / D. Donjat, J. Estivalezes, M. Michau, G. Lavergne // Proceedings of the 9th International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems. Italy. Sorrento. 2003. P. 12—19.

12. **Дитякин Ю. Ф., Клячко Л. А.** Распыливание жидкостей. М.: Машиностроение, 1977. 206 с.

13. **Раушенбах Б. В., Белый С. А.** Физические основы рабочего процесса в камерах сгорания ВРД. М.: Главполиграфпром, 1964. 522 с.

14. **Lefebvre A.** Gas Turbine Combustion. Washington: D. C., Hemisphere, 1983. 550 p.

15. **Мингазов Б. Г.** Моделирование процессов в камерах сгорания на основе теории турбулентного горения // Изв. вузов. Авиационная техника. 2016. № 3. С. 106—110.

16. **Куценко Ю. Г.** Численное исследование предельно достижимых уровней эмиссии оксида азота при использовании технологии богато-бедного горения в камере сгорания ГТД // Изв. вузов. Авиационная техника. 2006. № 1. С. 40—42.

17. **Сипатов А. М., Карабасов С. А., Гомзиков Л. Ю.** и др. Моделирование распада пленки жидкости с использованием адаптивных сеточных моделей // Изв. вузов. Авиационная техника. 2016. № 3. С. 80—86.

18. **Пажи Д. Г., Галустов В. С.** Основы техники распыливания жидкостей. М.: Химия, 1984. 256 с.

19. **Численные** методы решения некорректных задач / А. И. Тихонов, А. Б. Гочарский, В. В. Степанов, А. Г. Ягола. М.: Наука, 1990. 232 с.

20. **Оптические** методы исследования потоков / Ю. Н. Дубнищев, В. А. Арбузов, П. П. Белоусов, П. Я. Белоусов. Новосибирск: Сибирский ГУ, 2003. 418 с.

21. **Ринкевичюс Б. С.** Лазерная анемометрия. М.: Энергия, 1978. 159 с.

22. **Born M., Wolf E.** Principles of Optics. Cambridge University press, 1999. 988 p.

23. **Evaluation** and validation of ELSA model in Diesel sprays: 3D cavitating nozzles case / S. Hoyas, A. Gil, P. Fajardo et. al. // Proceedings of ICLASS. Germany. Heidelberg. 2013. P. 1—8.

24. **Numerical** simulation of diesel sprays using an Eulerian-Lagrangian spray and atomization (ELSA) model coupled with nozzle flow / Y. Wang, W. Lee, R. Reitz et. al. // Paper SAE. 2011. N. 01-0386. P. 412—427.

25. **Dombrowski N., Hooper P. C.** The effect of ambient density on drop formation in sprays//Chemical Engineering Science 1962. V. 17. P. 291— 305.

26. **Dombrowski N., Johns W. R.** The aerodynamic instability and disintegration of viscous liquid sheets // Chemical Engineering Science. 1963. N. 18 (3). P. 203—214.

27. **Dombrowski N., Fraser R. P.** A photographic investigation into the disintegration of liquid sheets // Phil. Trans. 1954. N. 247 (924). P. 101—130.

28. **Modeling** high-speed viscous liquid sheet atomization / P. K. Senecal, D. P. Schmidt, I Nouar et. al. // International Journal of Multiphase Flow. 1999. N. 1. P. 1073—1097.

29. **Tratnig A., Brenn G.** Drop size spectra in sprays from pressure-swirl atomizers // International Journal of Multiphase Flow. 2010. N. 36. P. 349—363.

30. **Строкач Е. А., Боровик И. Н.** Численное моделирование процесса распыливания керосина центробежной форсункой // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2016. № 3. С. 37—54.

31. **Dumouchel C.** A new formulation of the maximum entropy formalism to model liquid spray drop size distribution // Part. Part. Syst. Charact. 2006. N. 23. P. 468—479.

32. **Villermaux E., Marmottant P., Duplat J.** Ligament-mediated spray formation // Phys. Rev. Lett. 2004. V. 92. N. 074501.

33. **ANSYS** CFX-Solver Modeling Guide / Ansys Inc. release. 2016. Vol. 17.

34. **Боровик И. Н., Строкач Е. А.** Влияние дисперсности распыла капель форсунками на полноту сгорания топлива в жидкостном ракетном двигателе // Вестник ПНИПУ. Аэрокосмическая техника. 2016. № 44. С. 45—62.

Ve0717.fm Page 45 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.892.22

Е. Б. СЕДАКОВА, д-р техн. наук, Ю. П. КОЗЫРЕВ, канд. техн. наук (Институт проблем машиноведения РАН, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого), e-mail: elenasedakova2006@yandex.ru

Влияние фрикционного переноса в паре трения полимер—сталь на трибологические свойства политетрафторэтилена при разных контактных температурах

Исследовано изнашивание пары трения политетрафторэтилен—сталь. Получены зависимости коэффициентов трения и изнашивания от контактной температуры. Определены диапазоны температур адгезионного изнашивания политетрафторэтилена.

Ключевые слова: пара трения, политерафторэтилен, сталь, коэффициент трения, адгезия, пленка переноса.

The wear of a polytetrafluorethylene—steel friction pair is studied. The dependencies of friction coefficients and wear from contact temperature are obtained. The temperature ranges of adhesion wear of polytetrafiuorethylene are determined.

Keywords: friction pair, polytetrafiuorethylene, steel, friction coefficient, adhesion, transfer film.

Известно, что в парах трения полимер—металл образуются пленки из полимера (так называемые пленки переноса), которые удерживаются на металлических поверхностях силами адгезии и в результате блокировки фрагментов полимерного материала в микронеровностях металла. При некоторых режимах трения данная пленка играет роль смазочного материала, что улучшает трибологические свойства сопряжения. Бóльшая часть исследований по данному эффекту посвящена изучению пар трения с политетрафторэтиленом (ПТФЭ) или композитами на его основе [1—3]. Однако на сегодняшний день отсутствуют данные о силе адгезии, скоростях и нагрузках, при которых данный эффект проявляется, что обусловлено отсутствием научно-обоснованных методик таких исследований. В большинстве публикаций рассматриваются физические и морфологические характеристики пленок переноса и их зависимость от условий трения, при этом не рассматривается главная причина, вызывающая формирование адгезионного контакта — температура в контактной зоне.

Данному аспекту посвящена работа [4], в которой исследуется слой переноса из ПТФЭ при трении по легированной стали по схеме «палец по плоскости». Контртело в виде металлической плоской пластины с помощью термосопротивления нагревали до температур $T = 20 \div 200$ °С. В ходе исследований было установлено, что в диапазоне температур $T = 20 \div 100$ °С образовывался небольшой слой из ПТФЭ, который мало изменялся, а в диапазоне $T = 100 \div 200$ °С объем образований из ПТФЭ резко увеличивался, что, по-видимому, обусловлено уменьшением сил адгезии между полимером и металлом. Однако в работе [4] не указаны путь трения, коэффициент трения и нагрузки, которым соответствуют указанные температуры, но показано, что силы адгезии зависят от температуры в контактной зоне.

Цель настоящей работы — исследовать работу пары трения ПТФЭ—сталь и установить зависимость показателя изнашивания аналитическим методом, используя расчет температуры фрикционного нагревания контактных поверхностей с учетом коэффициента распределения тепловых потоков в зоне трибологического контакта.

Установка для изучения пары трения кольцо—плоскость подробно описана в работе [5]. Исследовали образцы двух видов из ПТФЭ в виде параллелепипедов с основанием 25 × 20 мм с высотами 6 и 14 мм, что обеспечило разную площадь теплоотдающей поверхности. Использовали два контртела из легированной стали 18Х2Н4МА (ГОСТ 10702—78) в виде колец: первое с диаметрами 10 и 8 мм, второе с диаметрами 6 и 4 мм. Перед каждым экспериментом рабочую поверхность контртел обрабатывали шлифовальной бумагой с зернистостью 1000. Контртело с бóльшим диаметром обеспечивало при тех же нагрузках бóльшую фрикционную мощность.

Во всех экспериментах путь трения составлял $L_{тр} = 1000$ м, скорость скольжения — $v = 0{,}3$ м/с. Нагрузку pv — произведение контактного давления и скорости скольжения варьировали в диапазоне $0{,}1 \div 1$ МПа · м/с. В конце испытаний износ определяли как потерю массы испытуемого образца и

Ve0717.fm Page 46 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

рассчитывали объемный износ ΔV и коэффициент изнашивания:

$$K = \frac{\Delta V}{FL_{\text{тр}}},$$

где F — нормальная нагрузка.

В конце каждого испытания измеряли температуру t в центре боковой поверхности образца как среднюю температуру граней с помощью инфракрасного термометра UT 302.

Коэффициент трения определяли по изменению напряжения и тока электродвигателя, нагруженного моментом трения относительно этих показателей в режиме холостого хода двигателя. Мощность при холостом ходе двигателя находили по формуле

$$W_{\text{х.х}} = M_{\text{х.х}}\omega, \quad (1)$$

где $M_{\text{х.х}}$ — момент на валу двигателя при холостом ходе; ω — угловая скорость вала.

Момент $M_{\text{х.х}}$ складывается из момента якоря двигателя и момента на подшипниках вала. При нагружении электропривода узлом трения двигатель дополнительно потребляет мощность

$$W_{\text{т}} = M_{\text{т}}\omega, \quad (2)$$

где $M_{\text{т}}$ — момент трения, создаваемый узлом трения.

Тогда с учетом формул (1) и (2) потребляемая двигателем суммарная мощность составит:

$$W_{\Sigma} = W_{\text{х.х}} + W_{\text{т}} = M_{\text{х.х}}\omega + M_{\text{т}}\omega. \quad (3)$$

Показатели W_{Σ} и $W_{\text{х.х}}$ определяли измерением напряжения U_{Σ} и тока I_{Σ} и используя расчетный коэффициент $f_{\text{т}}$ трения:

$$W_{\Sigma} = U_{\Sigma}I_{\Sigma}\eta, \quad (4)$$

где η — КПД электродвигателя.

Из формулы (3) с учетом выражения (4) находим:

$$M_{\text{т}}\omega = U_{\Sigma}I_{\Sigma}\eta - M_{\text{х.х}}\omega. \quad (5)$$

Здесь

$$M_{\text{т}} = f_{\text{т}}Fr, \quad (6)$$

где r — средний радиус контртела.

Из формулы (1) с учетом КПД двигателя находим:

$$M_{\text{х.х}} = \frac{U_{\text{х.х}}I_{\text{х.х}}\eta}{\omega}. \quad (7)$$

Выражение (5) с учетом формул (6) и (7) будет иметь вид:

$$f_{\text{т}}Fr\omega = U_{\Sigma}I_{\Sigma}\eta - U_{\text{х.х}}I_{\text{х.х}}\eta. \quad (8)$$

В качестве электропривода использовали двигатель постоянного тока ДТ-550ПГ (ТУ 1-531-0044—89) с гладким якорем с возбуждением от магнитов высокой энергии, который не имеет отдельной обмотки возбуждения, поэтому его КПД составляет $\approx 0{,}5$.

Из выражения (8) с учетом η и угловой скорости вала двигателя ($\omega = 2\pi n$, где n — чистота вращения вала), получим:

$$f_{\text{т}} = \frac{0{,}5(U_{\Sigma}I_{\Sigma} - U_{\text{х.х}}I_{\text{х.х}})}{Fr2\pi n}.$$

В работе [6] рассмотрено температурное поле ограниченного параллелепипеда, создаваемое плоским прямоугольным источником энергии со сторонами l_1 и l_2, который, в данном случае, располагается на поверхности контакта. Предположим, что на остальных гранях постоянная температура t_S. Тогда среднюю температуру источника энергии можно найти по формуле

$$t_{\text{ср}} = \frac{P\varphi}{\lambda L} + t_S = \frac{P\varphi}{\lambda L} + \Delta t_p + t_c, \quad (9)$$

где P — мощность источника энергии, расположенного в контактной зоне полимерного образца; λ — коэффициент теплопроводности; L — средняя длина основания параллелепипеда; φ — коэффициент; Δt_p — средний температурный напор по результатам измерений; t_c — температура окружающей среды.

Коэффициент φ определяли по номограммам, приведенным в работе [6], его значение зависит от отношений l_1/L и l_2/L. Для использования номограмм работы [6] форму контактной поверхности используемых контртел необходимо соотнести с прямоугольниками. Для этого использовали формулу усреднения $l_1 = l_2 = \sqrt{S_{\text{н}}}$, где $S_{\text{н}}$ — номинальная площадь контакта контртела. При фрикционном контакте мощность источника, определяющего температуру в зоне контакта образца с металлом, зависит от коэффициента $K_{\text{т}}$ распределения тепловых потоков, который определяет часть от общего теплового потока, поступающего в металлическое контртело. Тогда мощность источника энергии определяется как

$$P = (1 - K_{\text{т}})f_{\text{тр}}p\upsilon S_{\text{н}}.$$

В работе [7] получено выражение средней поверхностной температуры при испытании на трение полимеров по стали, из которого найдем выражение для определения части энергии, затрачиваемой на нагревание полимера:

$$1 - K_{\text{т}} = \frac{\Delta t(\alpha_K BL + c_P m\upsilon)}{f_{\text{т}}p\upsilon S_{\text{н}}L_{\text{тр}}},$$

где B — площадь теплоотдающей поверхности полимера; c_P — удельная теплоемкость; m — масса полимерного образца; α_K — коэффициент теплоотдачи.

Ve0717.fm Page 47 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

Тогда

$$\Delta t_p = \frac{(1-K)fpvS_{\text{н}}L}{\alpha_K FL + c_P mv}.$$

При плоских поверхностях, обтекаемых ламинарным потоком воздуха, коэффициент α_K можно найти по выражению, приведенному в работе [6]:

$$\alpha_K = 1{,}33N\left(\frac{t-t_{\text{с}}}{A}\right)^{1/4},$$

где A — наименьшая сторона горизонтальной поверхности (или вертикальный размер), т. е. определяющий размер полимерного образца; N — коэффициент ориентации, для поверхности, направленной вниз $N = 0{,}7$, при других ориентациях $N = 1$.

На рис. 1 и 2 представлены расчетно-экспериментальные значения коэффициента трения и коэффициента изнашивания при разных средних температурах в контактной зоне, рассчитанных по формуле (9).

Коэффициент трения в рассматриваемом диапазоне температур имеет два значения (см. рис. 1): $f_{\text{т}} \approx 0{,}08$ при $t_{\text{ср}} = 60 \div 110$ °С; $f_{\text{т}} \approx 0{,}13$ при $t_{\text{ср}} = 20 \div 60$ °С и $t_{\text{ср}} = 110 \div 220$ °С. Таким образом, при $t_{\text{ср}} = 60 \div 110$ °С, очевидно, имеет место адгезионное взаимодействие с образованием пленок из полимера на поверхности контртела, так как трение происходит между пленками переноса и ПТФЭ [8], что и обусловливает низкий коэффициент трения. Когда температура $t_{\text{ср}}$ в зоне контакта достигает 110 °С, коэффициент $f_{\text{т}}$ резко увеличивается до 0,13. В других диапазонах температур адгезионные силы снижаются, и имеет место изнашивание ПТФЭ микронеровностями контртела. Таким образом, $f_{\text{т}} < 0{,}1$ указывает на адгезионный механизм изнашивания ПТФЭ.

Зависимость коэффициента K изнашивания от температуры в контактной зоне имеет нелинейный характер (см. рис. 2). Изнашивание полимера в диапазоне предполагаемого адгезионного изнашивания заметно ниже. При температурах выше 110 °С коэффициент K возрастает почти линейно. Таким образом, существует диапазон температур, при которых пленки переноса снижают изнашивание пары трения. Экспериментальные данные соответствуют закону изменения коэффициента изнашивания ПТФЭ, полученному в работе [9]. Такое сравнение правомерно, так как данный закон показывает зависимость K от произведения pv, которое напрямую определяет температуру в зоне трибоконтакта.

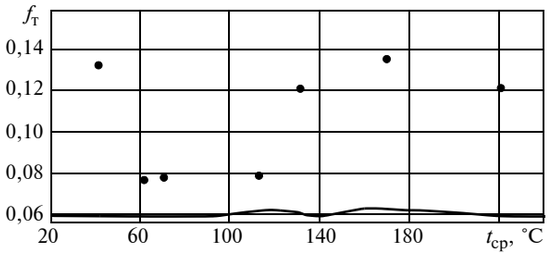


Рис. 1. Значения коэффициента $f_{\text{т}}$ трения при разных средних температурах $t_{\text{ср}}$ в контактной зоне

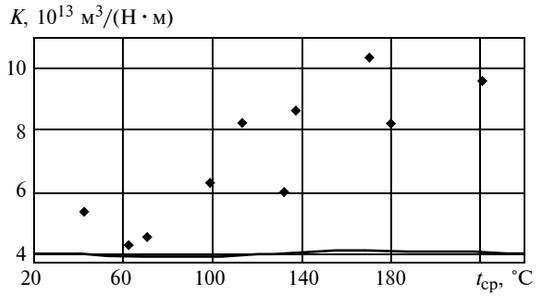


Рис. 2. Значения коэффициента K изнашивания при разных средних температурах $t_{\text{ср}}$ в контактной зоне

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Bahadur S.** The development of transfer layers and their role in polymer tribology // Wear. 2000. V. 245. N. 1, 2. P. 92—99.

2. **Bahadur S., Tabor D.** The wear of filled polytetrafluoroethylene // Wear. 1984. V. 98. P. 1—13.

3. **A study** of the tribological behavior of transfer films PTFE composites form under different loads, speed and morphologies of the counterface / L. HuLin, W. Y. Zxong, J. Dan // Wear. 2015. V. 328—320. P. 17—27.

4. **Effect** of temperature on the transfer film formation in slid PTFE with stainless steel / Yang E.-L., Hirvonen J.-P., Toivanen R. O. at el. // Wear. 1991. V. 146. N. 2. P. 367—376.

5. **Седакова Е. Б., Козырев Ю. П.** Влияние вязкоупругих свойств политетрафторэтилена на диапазон рабочих нагрузок пары трения политетрафторэтилен—сталь // Вопросы материаловедения. 2016. № 2. С. 69—75.

6. **Дульнев Г. Н., Семяшкин Э. М.** Теплообмен в электронных аппаратах. Л.: Энергия, 1968. 360 с.

7. **Седакова Е. Б., Козырев Ю. П.** К вопросу распределения тепловых потоков в паре трения политетрафторэтилен—сталь // Вестник машиностроения. 2016. № 6. С. 47—50.

8. **Седакова Е. Б., Козырев Ю. П.** Механизмы износа политетрафторэтилена при трении по сталям различных марок // Проблемы машиностроения и надежность машин. 2016. № 2. С. 80—84.

9. **Седакова Е. Б., Козырев Ю. П.** Прогнозирование триботехнических свойств полимерных композитов на основе физической модели изнашивания // Вестник машиностроения. 2013. № 11. С. 34—38.

Ve0717.fm Page 48 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.762:669.701

А. Т. МАМЕДОВ, д-р техн. наук, С. М. ГАДЖИЕВА (Азербайджанский технический университет, г. Баку),
e-mail: ariff-1947@mail.ru

Изменение состава и структуры диффузионных хромовых покрытий в результате трения при взаимном контакте

Рассмотрены изменения структуры и состава диффузионных покрытий из хрома в результате трения. Установлено, что при трении в покрытии в результате деформации формируется вторичная структура, происходит расслоение материала, что ускоряет изнашивание.

Ключевые слова: покрытие, трение, структура, вторичная структура, изнашивание.

The changes of structure and composition of diffusion coatings from chromium as a result of friction are considered. It is determined, that at friction as the result of deformation the secondary structure is formed in a coating, material delamination takes place, which accelerates wear.

Keywords: coating, friction, structure, secondary structure, wear.

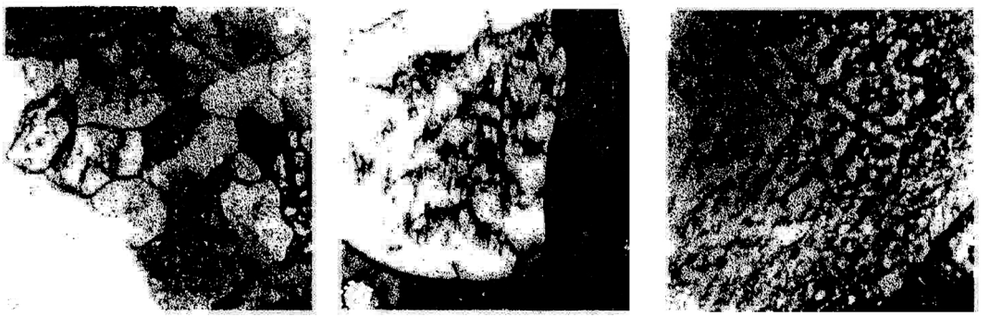
Диффузионное нанесение износостойких и защитных покрытий применяют для повышения эксплуатационных свойств изделий. Свойства покрытий во многом зависят от распределения включений, газонасыщенности и характера окисления материала. Покрытия на основе хрома имеют повышенную склонность к окислению.

Электронно-микроскопические исследования тонкой структуры газотермических покрытий [1, 2] сдерживаются сложностью подготовки объектов для анализа. Поэтому структура поверхностных и прилегающих к ним слоев в данных покрытиях мало изучена.

В настоящей работе исследуются структуры диффузионных покрытий в исходном состоянии и после трения. Хромирование проводили в твердой среде. Состав насыщающей смеси и режим насыщения приведены в работах [3, 4]. В качестве материала подложки выбран чугун А-ВПЧ-ХНМ, из которого изготовляют поршневые кольца судовых двигателей. На электронном микроскопе исследовали структуру покрытий образцов после испытания на машине трения без нагревания при скорости трения 15 м/с и нагрузке 1 МПа в течение 10 ч. Фазовый состав изучали с помощью электронного Оже-спектрометра.

Химический анализ показал, что содержание кислорода в покрытии достигает 2÷3 % по массе, а содержание азота и углерода составляет 0,1÷0,2 %. Микроструктура покрытий представляет собой соединения включений в виде дисков. Матрица состоит из поликристаллических равноосных зерен величиной от 0,1 до 10 мкм. Электронной дифракцией установлено, что фазовый состав близок к ОЦК-решетке хрома, что характерно и для крупных, и для мелких зерен. Между крупными зернами, как правило, образуется слой из мелкодисперсного материала (рис. 1, *а*). Иногда вокруг крупных зерен наблюдаются колонии из мелких вытянутых зерен. Границы зерен гладкие, похожи на границы зерен металла после рекристаллизации, однако отсутствует полосчатый контраст, что обусловлено многочисленными внутризеренными дефектами и высокой концентрацией дефектов на границах зерен и вокруг них.

Дефекты в хромовых покрытиях распределены неравномерно, средняя плотность превышает



а) *б*) *в*)

Рис. 1. Структуры диффузионного хромового покрытия (×22 000):
а — крупные зерна с включениями мелкодисперсной структуры; *б* — дефекты и кластеры в виде "бахромы"; *в* — скопления мелких дислокационных петель

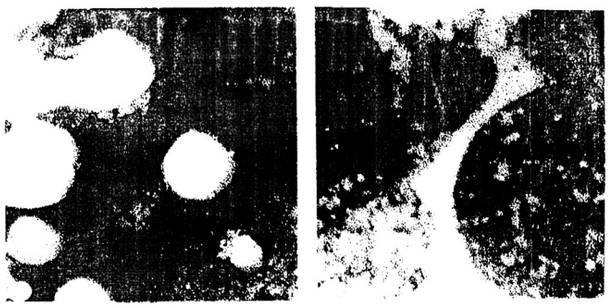
Ve0717.fm Page 49 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

$10^{-9} \div 10^{-10}$ см^2. Большая часть зерен представляет собой скопления винтовой формы и отличается дислокационной структурой — вблизи обнаруживаются скопления дефектов и кластеры в виде "бахромы", образующие дислокации (рис. 1, *б*). В нескольких зернах имелись скопления мелких дислокационных петель размерами 0,1 мкм (рис. 1, *в*). Как правило, петли распределяются в объеме зерен неравномерно, ближе к центру плотность их уменьшается, а ближе к поверхности границ повышается.

Плотность дефектов у небольших зерен превышает 10^{-10} см^2, поэтому отдельные дефекты различить невозможно, обнаруживается контраст относительно равных вкраплений.

Дифракционный анализ выявляет особенности разрушения рефлексов: радиальное разрушение слабых фаз рефлекционной матрицы и диффузионный блеск вокруг интенсивных рефлексов. Такие диффузионные эффекты, как правило, связаны с уменьшением пересыщенных твердых растворов или с переходным состоянием перед разрушением [5]. Кроме рефлексов фаз матрицы наблюдается ряд слабых рефлексов, не относящихся к твердым растворам на базе хрома. Их можно отнести к оксидам хрома и, в частности, к идентифицируемому как метастабильному тетрагональному Cr_2O_4. В покрытии наряду со структурой матрицы обнаруживается аномалия структуры. Наиболее часто имеют место две и более структуры. На отдельных участках покрытия обнаруживаются в большом количестве мелкие (до 1 мкм) круглые поры (рис. 2, *а*), как между зернами, так и внутри зерен. Образование большинства пор связано с оксидами вторичной фазы. Методикой черного "выслеживания" обнаружено, что оксиды скапливаются не только в порах, но и на границах зерен. Еще одна аномалия представляет собой тонкие слои величиной в несколько микрон, расположенные между зернами матрицы. Они состоят из гетерогенных смесей, оксидов и мелких зерен твердого раствора (рис. 2, *б*), которые невозможно идентифицировать.

Структурный и локальный рентгеноструктурный анализы показали, что легирующие элементы равномерно распределены по матрице. Во всех образцах матричная фаза представляет собой продукты избыточного насыщения и разложения твердого раствора. Данные дифракции подтверждают влияние процесса окисления на формирование структуры покрытий, имеются отклонения от основных структур, обусловленные образованием оксидов, а именно выделением новых крупных и мелких пор.



а) *б*)

Рис. 2. Аномалии в первичных структурах диффузионных хромовых покрытий (×22 000):

а — мелкие круглые поры; *б* — тонкие слои из гетерогенных смесей, оксидов и мелких зерен твердого раствора

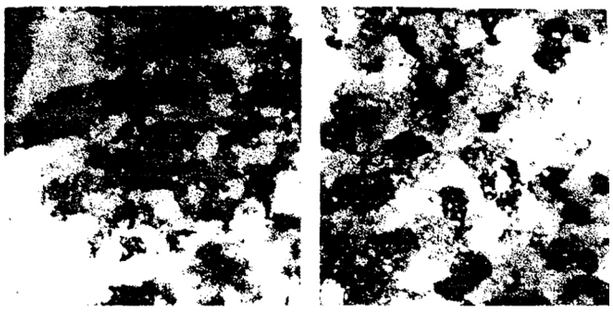
При трении на границе фрикционного контакта образуются вторичные структуры, обеспечивающие устойчивый режим работы пары трения. Вторичные структуры, имеющие в составе кислород, могут образовывать избыточно насыщенные структуры и с оксидами, и с кислородом основного металла. Исследованиями поверхностных и околоповерхностных слоев диффузионных покрытий с помощью электронной спектроскопии установлено, что количество кислорода и углерода в исходных образцах и после испытания трением разное (таблица).

Исследование структуры тонкого поверхностного слоя методом электронной микроскопии затруднено развитым рельефом поверхности. Поэтому применили метод последовательного распыления, т. е. ионная обработка поверхности трения контртела с выработкой слоя толщиной 1÷5 мкм, что позволило исследовать более глубокие слои. В ре-

Содержание химических элементов в диффузионном покрытии и контртеле до трения (знаменатель) и после (числитель) и в зависимости от места анализа, % по массе

Место анализа	Покрытия				Контртело			
	Fe	Cr	O	C	Fe	Cr	O	C
Вблизи от поверхности трения	41/40	36/25	12/28	11/14	75/38	—/25	10/30	11/12
На расстоянии, мм:								
0,5	42	28	18	12	40	17	28	13
3,0	45	35	10	11	62	—	13	11

Ve0717.fm Page 50 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM



а) *б*)

Рис. 3. Типы структур околоповерхностных слоев диффузионных хромовых покрытий после трения (×22 000):

а — зерна с облакообразными дефектами; *б* — фрагментация на базе первичных зерен

зультате были обнаружены структуры, значительно отличающиеся от первичных структур.

Вблизи поверхностных слоев обнаружены три микроструктуры, формируемые процессом трения: первая — с зернами первичных размеров, но с микрочастицами высокой плотности; вторая — с зернами исходной величины, но с другой субструктурой — множество зерен с облакообразными дефектами в основном с винтовыми дислокациями (рис. 3, *а*); третья структура возникает в результате фрагментации на базе первичных зерен — фрагменты размерами 0,2÷0,3 мкм в виде сердцевин с тонкой границей. На отдельных участках на фоне границ фрагментов еще можно различить границы первичных зерен. Это и случайное расположение округлых пор первичной структуры указывают на то, что сфрагментированная структура имеет деформационную основу и выявляется на базе первичной структуры, но не образуется в результате диспергирования продуктов изнашивания и консолидации окисления (рис. 3, *б*). При этом основными являются вторая и третья структуры, обнаруживаемые при деформации сдвига.

Анализ структур показал, что процессы окисления происходят в очень тонком поверхностном слое, а деформационные процессы — на глубине 10 мкм. Первая структура — результат изнашивания (скалывания) в поверхностном слое. Вторая структура обусловлена начальным этапом деформации первичных зерен. Третья структура — устойчивая, формируется в результате трения.

Наличие в покрытии из хрома сфрагментированной структуры указывает на его пластическую деформацию при трении. Формирование диффузионных слоев в контактных зонах при трении и сфрагментированных структур основы свидетельствуют о цикличности процесса и влиянии наряду с деформацией температуры и гидростатического давления.

Дефекты структуры межповерхностного слоя ослабляют связи между вторичной структурой и основным покрытием. Локальные деформации сдвига приводят к разрушению вторичной структуры расслоением.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Удовицкий В. И.** Антифрикционное пористое силицирование углеродистых сталей. М.: Машиностроение, 1977. 132 с.
2. **Физико-химические** свойства элементов: Справочник / Под ред. Г. В. Самсонова. Киев: Наукова думка, 1985. 353 с.
3. **Məmmədov A. T., Ağayev V. Ş.** Dəmir əsaslı ovuntu-materiallarının kipliyinin onların xromlama prosesinə və xassələrinə təsir i // AzTU-nun elmi əsərləri. 2011. № 3. S. 85—89.
4. **Современное** состояние и прогноз развития методов получения напыленных покрытий / К. А. Ющенко, Ю. С. Борисов, В. Н. Бернадский и др. // Новые процессы и оборудование для газотермических и вакуумных покрытий. Киев: Ин-т Электросварки АН СССР, 1990. С. 5—17.
5. **А. с. 1699710 СССР:** Способ получения композиционных покрытий на основе хрома.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

"Пресса России" — индекс **27841**

Ve0717.fm Page 51 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 620.17

Ю. Г. КАБАЛДИН, д-р техн. наук, М. С. АНОСОВ, Д. А. ШАТАГИН, Д. В. СИДОРЕНКОВ, А. А. ГОЛОВИН, М. А. ЖЕЛОНКИН (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), e-mail: uru.40@mail.ru

Механизмы усталостного разрушения материалов при низких температурах[1]

Рассмотрены особенности усталостного разрушения стали 20 при низких температурах. Показано, что при низких температурах процесс деформационного упрочнения в поверхностных слоях осуществляется в адиабатических условиях, что обеспечивает повышение усталостной прочности. Образование и рост усталостных трещин происходит на межзеренных границах. Исследовано влияние примесей на усталостное разрушение низкоуглеродистых сталей.

Ключевые слова: низкоуглеродистая сталь, усталостное разрушение, низкая температура, межзеренная прочность, примеси.

The features of fatigue failure of 20 steel at low temperatures are considered. It is shown, that at low temperatures the process of strain hardening in surface layers is carried out in adiabatic conditions, which ensure increase of fatigue strength. The formation and growth of fatigue cracks take place on intergranular boundaries. The influence of additions on fatigue failure of low-carbon steels is studied.

Keywords: low-carbon steel, fatigue failure, low temperature, intergranular strength, additions.

Существуют разные теории о механизмах образования микротрещин и разрушения металлов при усталостном нагружении [1—5]. При этом нет четких представлений о механизмах зарождения усталостных микротрещин при низких температурах. Большинство теорий усталостного разрушения основано на теориях дислокаций и дисклинаций (поворотных мод деформации). Согласно работе [5] дислокации представляют собой линейные дефекты структуры материалов на микроуровне, которые определяют устойчивость кристаллической решетки к сдвигу в условиях повышенной запасенной упругой энергии.

Сделаем предположение о том, что носителями необратимой деформации в кристаллической решетке при усталостном разрушении металлов являются не только дислокации или дисклинации, но и локализованные волны смещения [3, 6], возникающие в результате колебаний цепочки атомов (флуктация энергии атомов) при их растяжении или сжатии, усиливаемые колебаниями электронов, определяющих возникновение и характер движения микротрещин, особенно при низких температурах.

В работе [1] указывается, что кристаллическая структура твердого тела определяется его электронной подсистемой. Поэтому рождение фрагмента другой структуры в деформационном дефекте органически связано с электронно-энергетическим спектром кристалла.

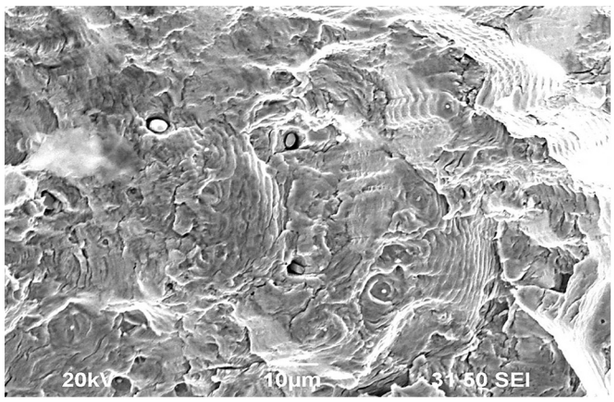
Согласно разработанной концепции при усталостном нагружении в циклически деформируемых локальных объемах, которые в данном случае рассматриваются как квантовые системы, происходит локализация деформации и в результате межатомного взаимодействия протекают структурные и фазовые переходы (превращения) из-за флуктаций энергии атомов в электронной и дефектной подсистемах кристаллической решетки.

В ряде работ подтверждено, что зарождение усталостных микротрещин происходит в поверхностных слоях [5]. Поэтому особый интерес представляет изучение свойств металлов вблизи поверхности, направленное на исследование динамического состояния возбужденной кристаллической решетки, процессов диффузии атомов, движения дислокаций, электрон-фононных и межатомных взаимодействий.

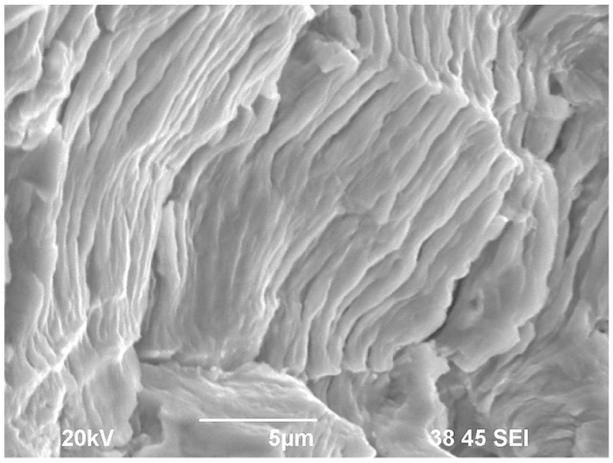
Исследования механизмов структурообразования при усталостном нагружении проводили на установке, описанной в работе [6]. Электронно-микроскопические исследования образцов из тонкой фольги выполняли с помощью просвечивающего электронного микроскопа JEM-7A, поверхности разрушений исследовали на сканирующем микроскопе JSM-649 с использованием микрорентгеноспектрального анализа. В ходе исследований регистрировали сигналы акустической эмиссии (АЭ).

[1] Работа выполнена в рамках гранта РНФ "Разработка программного и аппаратного обеспечения для системы интеллектуальной диагностики состояния транспортных средств и конструкций в условиях Арктики при удаленном доступе".

Ve0717.fm Page 52 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM



а)



б)

Рис. 1. Фрактограммы усталостного разрушения стали 20 при температуре 20 °С, числе циклов нагружения $N = 0{,}7 \times 10^5$ с увеличением ×500 (*а*) и ×2500 (*б*)

Исследовали образцы из стали 20 после циклического нагружения изгибом при нормальной температуре и температурах от −10 до −30 °С. Повреждаемость поверхностных слоев в виде полос скольжения и микротрещин изучали на растровом электронном микроскопе.

Было установлено, что усталостное разрушение имеет три фазы: первая — структурные изменения сопровождаются перестройкой дислокаций в локальных объемах зерен с образованием полос скольжения и микротрещин; вторая — в зонах локализации деформации, обусловленных структурной (ротационной) неустойчивостью в вершине трещины, происходит ее дальнейший рост; третья — в результате увеличения трещины сечение образца на этом участке уменьшается, что и приводит к разрушению.

На рис. 1, *а*, *б* приведена фрактограмма усталостного разрушения стали 20 при нормальной температуре. Усталостные бороздки чередуются ямочками, т. е. имеет место вязкое микроразрушение. Это указывает на то, что усталостному росту микротрещины предшествует интенсивная пластическая деформация в ее вершине с образованием пор и усталостных бороздок. Кроме того, рост усталостной микротрещины с пластической неустойчивостью (ротационный мод деформации) имеет дискретный характер (см. рис. 1, *б*).

Чтобы исключить контактное взаимодействие поверхностей разрушения усталостной трещины, исследовали АЭ за один цикл нагружения образца [5]. Энергия сигналов дискретного спектра повышается и изменяется периодически (рис. 2, *а*, *б*). Реализация ротационных мод в спектре сигналов АЭ обнаруживается в периодических всплесках в виде отдельных импульсов (рис. 2, *в*). Их исследование с использованием вайвлет-анализа выявило хаотические аттракторы (рис. 2, *б*). Таким образом, непрерывные сигналы АЭ несут информацию об увеличении числа дислокаций и их движении при пластической деформации, а всплески отдельных импульсов — о периодической реализации ротационной моды деформации. Рост фрактальной раз-

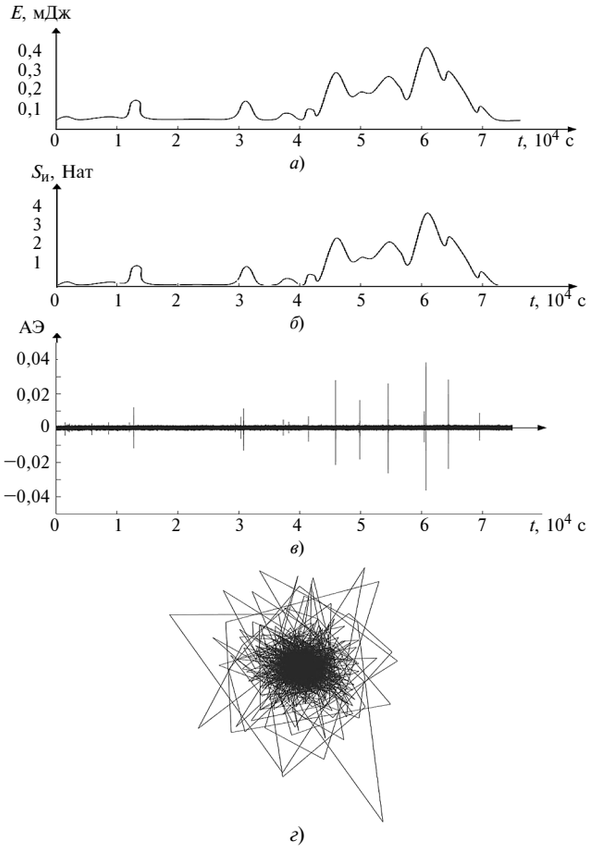


Рис. 2. Изменения общей энергии *E* сигналов (*а*) и информационной энтропии $S_и$ (*б*) при нагружении образца за один цикл при температуре 20 °С, осциллограмма АЭ (*в*) и аттрактор начального всплеска АЭ (*г*)

Ve0717.fm Page 53 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

мерности при увеличении циклов нагружения указывает на пространственно-временную организацию дислокаций, так как число степеней свободы увеличивается.

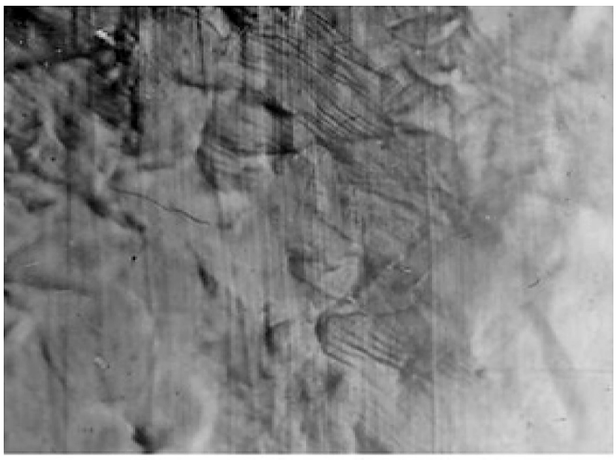
Реализация ротационной моды деформации наблюдается при пластической деформации в вершине микротрещины после ее образования, что вызывает резкое увеличение скорости (скачок) при ее продвижении и формирование усталостных бороздок с определенным шагом (см. рис. 1, *б*). Построение аттрактора и оценка его фрактальной размерности в дискретном спектре АЭ показали, что он периодически увеличивается при увеличении циклов нагружения.

На рис. 3, *а* представлены микрофотографии полированной поверхности образца из стали 20 при циклическом нагружении с полосами скольжения. Сначала при циклическом упрочнении стали образуется рельеф с впадинами и выпуклостями (рис. 3, *а*). По мере увеличения числа циклов нагружения и деформационного упрочнения в благоприятно ориентированных зернах феррита формируются линии скольжения, а затем возникают устойчивые полосы скольжения и микротрещины.

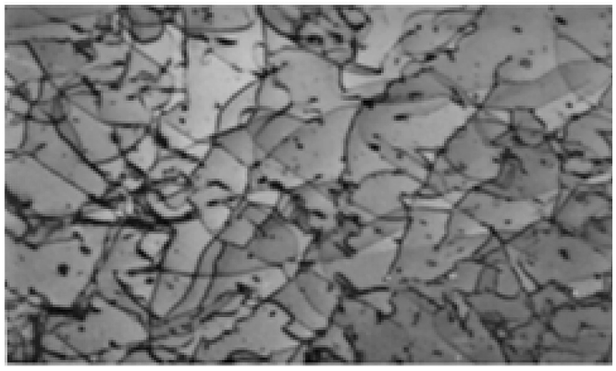
При исследовании образцов из фольги на просвет установлено, что дислокации при циклическом нагружении сосредоточиваются вблизи границ ферритных зерен. При увеличении циклов нагружения в ферритных зернах на этапе деформационного упрочнения образуется хаотическая дислокационная структура (рис. 3, *б*) с плотностью дислокаций 10^8 см$^{-2}$, затем создается ячеистая дислокационная структура, а далее — полосовая структура, что является результатом самоорганизации дефектной подсистемы [7].

В целом эволюционный процесс структурных изменений в деформируемых локальных объемах имеет последовательный характер: новые дефектные пространственно-временные структуры зарождаются в старой структуре, затем они ее разрушают в результате увеличения мод, формирующих режим пластического течения, т. е. дисклинаций, увеличивающих разориентацию субграниц дислокационной структуры, что обусловливает зарождение субмикротрещин.

Следует также отметить, что размер границ ячеек фрагментированной дислокационной структуры составляет 20÷30 нм [6]. Поэтому структурные превращения в дефектной подсистеме можно классифицировать как наноструктурирование. Образование субграниц в виде наноструктур объясняет их повышенную сопротивляемость внешним нагрузкам. Критерием их структурной устойчивости и диссипативных свойств может являться фрактальная размерность сигнала АЭ, характеризующая траекторию движения частиц в фазовом пространстве и их информационное содержание.



а)



б)

Рис. 3. Микрофотографии после циклического нагружения образцов из стали 20:

а — деформация в приграничных объемах (×450); *б* — устойчивые полосы скольжения (×450)

Как уже указывалось, при усталостном нагружении образцов пластически деформируется, прежде всего, поверхностный слой [5]. В результате в циклически деформируемых локальных объемах формируются растягивающие и сжимающие напряжения, а также касательные напряжения. При этом формируется холмистый рельеф (см. рис. 3, *а*). Это указывает на то, что в результате ротации структурных элементов в зонах сдвиговой деформации формирование выпуклостей в поверхностном слое происходит как в одном целом. Традиционно продвижение микротрещин при усталостном нагружении рассматривается с позиций механики разрушения [5]. В настоящей работе данный процесс связывается с периодической реализацией ротационной моды деформации в вершине микротрещины.

Исследования показали, что дислокации, взаимодействуя с интенсивными колебаниями крис-

Ve0717.fm Page 54 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

таллической решетки, вовлекаются в деформационный процесс и совместно реализуют элементарный акт пластической деформации в локальных объемах (см. рис. 2, *а—в*).

Можно предположить, что дефекты кристаллической решетки определяют ее начальное квантовое состояние. При деформации кристаллической решетки происходит изменение ее квантового состояния, а именно изменяется степень перекрытия электронных орбиталей (волновых функций электронов) как при растяжении, так и при сжатии атомов. Это означает нарушение симметрии кристаллической решетки и уменьшение прочности межатомного взаимодействия и, как следствие, снижение ее сдвиговой устойчивости. Таким образом, при механическом воздействии исходный материал изменяется в результате структурно-фазовых переходов в кристаллической решетке, а также изменяется квантовое состояние в зонах локализации деформации. В электронной подсистеме генерируется спектр волн смещения атомов, что увеличивает амплитуды колебаний атомов, усиливаемых колебаниями электронов, и удельный объем среды. Это обусловливает периодическую пластическую деформацию кристаллической решетки, стимулируя структурно-фазовые превращения в результате флуктаций атомной и тепловой энергий, т. е. зарождение новых структурных дефектов и ротационных разворотов [1]. Поэтому в поверхностном слое при усталостном нагружении и в дефектной подсистеме, и в электронной подсистеме имеют место волновые структурные переходы и ротационные моды в кристалле, что отражается в сигналах АЭ.

В работе [1] сделано предположение, что в электронно-энергетическом спектре кристалла уже заложен генетический код, определяющий появление в нем новых разрешенных структурных состояний. Известно также, что генетический код служит алгоритмом, задающим последовательность расположения атомов в кристаллической решетке. По-видимому, это тип кристаллической решетки. Показана также связь плотности электронных состояний на уровне Ферми с энергией дефекта упаковки (ЭДУ) металлов. Следовательно, можно полагать, что электронно-энергетическое состояние атомов и электронов в деформированном кластере будет определять плоскость низкоэнергоемкого скольжения (вдоль плотноупакованных плоскостей), подвижность дислокационного ансамбля и механизм его структурной перестройки в дефектной подсистеме. В свою очередь, движение дислокации будет сопровождаться динамическим смещением атомов и излучением упругих волн (сигналов АЭ).

По результатам исследований была предложена обобщенная динамическая модель механизма зарождения микротрещин в поверхностных слоях и механизма их дискретного роста, как результат последовательных согласованных структурных превращений при усталостном нагружении локальных объемов на разных уровнях. На наноуровне неупругая деформация кристаллической решетки и размножение дислокаций повышают ее искажение, снижают сдвиговую устойчивость и симметрию кристаллической решетки с образованием разорванных межатомных связей и полос локализации сдвиговой деформации. Хаотичная дислокационная структура с нарушенной симметрией кристаллической решетки по мере роста плотности дислокаций переходит в ячеистую и полосовую, что обусловлено самоорганизацией и контролируется внутренним механическим и электрическим полями. Формирование наноструктур в виде субграниц, снижение амплитуды колебаний атомов и электронов и, как следствие, увеличение перекрытия электронных орбиталей повышают сдвиговую устойчивость кристаллической решетки и сопротивление движению вновь генерируемым дислокациям при дальнейшем увеличении ее деформации. Однако при увеличении циклов нагружения по мере образования устойчивых полос скольжения в зонах локализации деформации, накопления энтропии, разрушения субграниц и снижения устойчивости атомных кластеров в результате увеличения амплитуд колебаний атомов и перехода на более высокий структурный уровень накопленная деформация передается в смежные зерна или приграничную зону деформации, вызывая ротационные движения зерен и образование микротрещин, т. е. в квантовой системе имеют место согласованные действия структурных элементов (зерен и их границ).

Следовательно, при циклическом нагружении металлов реализуется согласованный вихревой механизм сдвиговой деформации на разных структурных уровнях. Это свойство (масштабная инвариантность) обусловлено квантовым устройством Вселенной и подтверждается тем, что вихревые структуры, как инварианты, наблюдаются и на мезоуровне (поворот зерен как целого), и на наноуровне (вихревое образование субграниц). Кроме того, можно утверждать, что наноуровень «программирует» механизм и характер движения структурных элементов на верхних структурных уровнях (макроуровне), что и обусловливает согласованную реализацию вихревых мод деформации в условиях усталостного нагружения (см. рис. 1, *а*).

Масштабная инвариантность, как и другие характеристики, формируются в металлах уже на стадии кристаллизации. В этой связи физика Планковских масштабов определяет прочность материала, механизм зарождения микротрещин и их рост при циклическом нагруженш. Таким образом, возникает обратная связь между макроскопическими структурами и микроструктурами, т. е. последние спо-

Ve0717.fm Page 55 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

собствуют структурным изменениям на макроскопическом уровне.

Можно предположить, что при низких температурах и зарождение, и движение дислокаций затруднено.

На рис. 4, *а* представлена фрактограмма усталостного разрушения образца, а на рис. 4, *б* — осциллограмма АЭ при деформации изгибом образца из стали 20, охлажденного в специальной камере жидким азотом до температуры −30 °С.

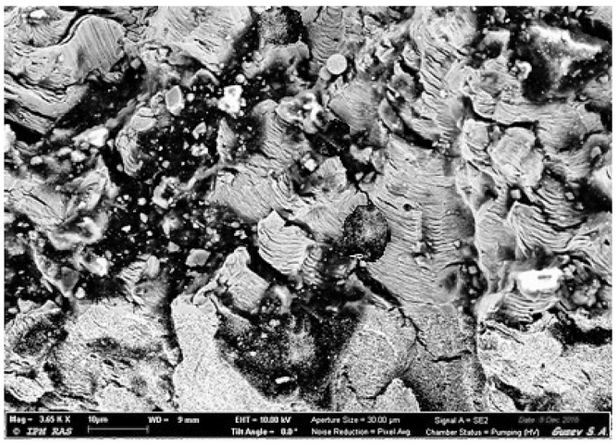
Анализ сигналов АЭ и расчет общей энергии E и информационной энтропии $S_И$, показали, что и накопленная энергия, и информационная энтропия у охлажденных образцов ниже, чем при испытаниях в условиях нормальной температуры (см. рис. 2, *а—в*). При испытаниях охлажденного образца за один цикл нагружения дискретный спектр сигналов АЭ менее интенсивен. Следовательно, деформация охлажденного образца менее энергоемкая. Это подтверждает и анализ фрактограммы усталостного разрушения охлажденного образца. В отличие от образца, испытанного при нормальной температуре, усталостные бороздки в охлажденном образце чередуются с хрупкими межзеренными разрушениями зерен стали 20 (см. рис. 4, *а*), т. е. менее энергоемким разрушением.

И усталостные испытания, и исследования дислокационной структуры при низких температурах сопряжены с определенными трудностями.

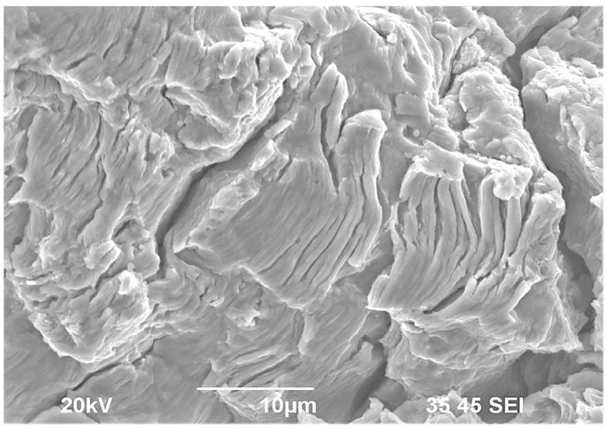
Исследования дислокационной структуры в изломах образца после его испытаний при температуре −30 °С показали, что образуется хаотическая дислокационная структура с плотностью 10^{10} см$^{-2}$.

В работе [5] показано, что в приповерхностных слоях разных металлов при циклическом нагружении в условиях низких температур наблюдается аномальное пластическое течение ввиду наличия поверхностных источников дислокаций.

На осциллограмме АЭ (рис. 5, *а*), полученной при деформации образца при температуре −30 °С, видно, что движение дислокаций начинается позже и более интенсивно, чем у образца, после деформации при температуре +20 °С (см. рис. 3, *б*), что обусловлено повышением предела текучести металла. Известно, что пластическая деформация кристалла характеризуется не только числом дислокаций, но и их активностью, определяющей напряжение течения кристалла [5]. Таким образом, повышение напряжений должно способствовать бóльшему заполнению дислокациями полос скольжения, т. е. повышению их плотности. Построенный аттрактор (рис. 5, *б*) в начале дискретного спектра АЭ имеет бóльший фазовый объем и соответственно бóльшую фрактальную размерность, чем аттрактор, полученный при температуре 20 °С (см. рис. 2, *г*).



а)



б)

Рис. 4. Фрактограммы усталостного разрушения стали 20 при температуре −30 °С (×500) (*а*) и усталостные бороздки (×2500) (*б*)

При исследованиях в условиях низких температурах с применением жидкого азота замечен эффект, заслуживающий внимания. В местах локализации деформации, где образовывались линии скольжения и затем возникали микротрещины, образовывались пузырьки из жидкого азота, вследствие его вскипания. Это можно объяснить тем, что при низких температурах ввиду малой теплоемкости твердых тел требуется небольшое количество теплоты.

Тот же эффект образования пузырьков отмечался и в работе [11] при деформациях ряда металлов в условиях гелевых температур (4 К), которые сопровождались локальным адиабатическим нагреванием в зонах скольжения дислокаций. Увеличение числа дислокаций связано с их поперечным скольжением. Аномальное течение в поверхностных слоях металла при низких температурах отмечается и в работе [5].

Можно предположить, что адиабатическое нагружение локально деформируемых объемов при

Ve0717.fm Page 56 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

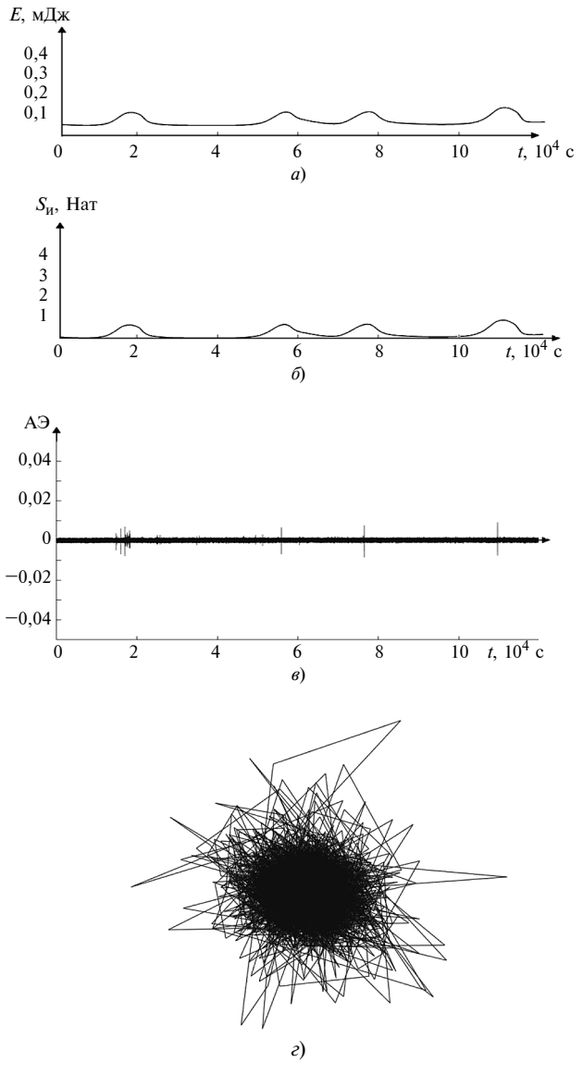


Рис. 5. Изменения общей энергии *E* сигналов (*а*) и информационной энтропии $S_и$ (*б*) при нагружении образца за один цикл при температуре −30 °С, осциллограмма АЭ (*в*) и аттрактор начального всплеска АЭ (*г*)

низкой температуре, сопровождаемое ростом, активизацией и движением дислокаций, реализуется при каждом цикле нагружения, что объясняет аномальное пластическое течение в поверхностных слоях, т. е. имеет место более высокая плотность дислокаций [5].

В работе [8] моделированием межатомных взаимодействий методом молекулярной динамики (МД) показано, что при низких температурах амплитуда делокализованных колебаний атомов в кристаллической решетке распространяется всего на несколько нанометров, т. е. в очень тонких поверхностных слоях, при этом теплоемкость поверхностных слоев выше, чем в объеме, и зависит от структуры поверхностного слоя. Следовательно, необходимо учитывать теплофизические свойства поверхностных слоев при зарождении усталостных трещин и разрушении металлов в условиях низких температур.

Таким образом, при испытаниях на усталость при низких температурах деформация тонких поверхностных слоев развивается в адиабатических условиях, и в зоне локализованной деформации сохраняется скольжение дислокаций (или двойникования) по определенным плоскостям скольжения для каждого материала.

Особенность деформации в квантовых объемах и увеличение в них числа дислокаций при низких температурах связано с повышением усталостной прочности. Испытания образцов из стали 20 при напряжении давлением 210 МПа, частоте циклов нагружения $f = 22{,}5$ Гц. Испытания показали, что при температуре +20 °С число циклов до разрушения составило $N = 0{,}7 \times 10^5$, а при температуре −30 °С увеличилось до $1{,}3 \times 10^5$.

Ввиду сложности исследований дислокационной структуры, формирующейся при низкой температуре, и влияния примесей на межзеренное разрушение (см. рис. 1, *а*) целесообразно применять моделирование прочности границ зерен, которые являются источниками и стоками дислокаций. Структура границ зерен представляет собой крупный дефект поликристаллов [12], обогащенных примесями при их сегрегации, который определяет хрупкое разрушение металлов с ОЦК решеткой.

Поскольку углеродистые стали на основе железа с ОЦК решеткой являются поликристаллическими, т. е. состоят из зерен, их прочность во многом определяется прочностью межзеренных границ. Поэтому далее ограничим исследование усталостного разрушения стали 20 изучением прочности границы между зернами и причин межзеренного разрушения металлов с ОЦК решеткой при низких температурах.

Физико-химический анализ структуры стали 20 показал, что в нем содержатся примеси в виде углерода до 0,19 % и фосфора до 0,03 %. Согласно работе [12] углерод — полезная примесь, а фосфор ухудшает сталь. Считается, что фосфор охрупчивает границы зерен, вызывая межзеренное разрушение, однако нет публикаций, подтверждающих это и количественно оценивающих это влияние.

Настоящее исследование прочности границ зерен α-феррита при наличии примесей выполнены с использованием квантово-механических расчетов на основании теории функционала плотности и метода псевдопотенциалов с помощью программного пакета FHI96md (spin) [13]. Псевдопотенциалы конструировали с помощью пакета FHI96pp и тестировали на отсутствие нефизических состояний (ghost states) и корректность описания объемных свойств.

Для моделирования объемного α-феррита использовали кубическую ячейку, содержащую два

Ve0717.fm Page 57 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

атома железа, один из которых находился в узле решетки, а второй — в центре куба. Расчет вели с энергией удаления набора плоских волн в 40 ридберг с одной специальной *k*-точкой (0,25; 0,25; 0,25). Минимальная полная энергия получена при постоянной решетке размером 28,8 нм, магнитный момент при это составил 2,0 μ_B, а энергия когезии — 4,5 эВ.

Границу двух зерен α-феррита моделировали контактом двух кристаллических пластин бесконечной протяженности по осям *X*, *Y* и с конечной толщиной по оси *Z*. Толщина каждой пластины составляла три атомных слоя. Пластины сближали до достижения минимальной суммарной полной энергии. Схема фрагмента данной системы приведена на рис. 6.

При исследовании растяжения на величину ΔZ находили изменение ΔE полной энергии системы, затем вычисляли приложенное напряжение $P = \frac{\Delta E}{\Delta Z}\frac{1}{S_{XY}}$, где S_{XY} — площадь системы в плоскости *XY*. Реакцию на сдвиг рассматривали как зависимость энергии от тангенса угла φ сдвига. Модуль сдвига вычисляли по формуле $G = \frac{\Delta E}{\Delta X}\frac{1}{S_{XY}}\frac{1}{\mathrm{tg}\varphi}$.

При растяжении границы двух пластин из чистого феррита по оси *Z* получены зависимости напряжения от растяжения и зависимости энергии от модуля сдвига (рис. 7). Атомы (серый цвет) смещаются и фиксируются при каждом шаге деформации, остальные находят свои равновесные позиции при взаимодействии с другими атомами (φ — угол сдвига).

На рис. 8, *а*, *б* приведены результаты расчета прочности на разрыв границ зерен α-Fe. Аналогичные расчеты выполнены и для случаев, когда один из атомов железа на границе пластин α-Fe заменен атомами углерода или фосфора. Заметим, что предельное напряжение на разрыв при наличии углерода примерно в 1,5 раза выше, чем в случае чистого феррита (рис. 9, *а*, *б*), а фосфор снижает предельное напряжение в 2,6 раза (рис. 10, *а*, *б*).

Предельное удлинение для чистого α-Fe составляет 10 %, углерод снижает его до 1 %, а фосфор — до 5 %. Таким образом, углерод укрепляет границы зерен железа, а фосфор ослабляет. Несмотря на то что содержание фосфора в стали, как правило, не превышает 0,030÷0,040 %, он повышает предел текучести феррита на 20÷30 МПа и может повышать порог хладноломкости на 20÷25 °С (0,01 %). Фрактографический анализ подтверждает влияние фосфора на межзеренное разрушение стали 20 (см. рис. 1, *а*).

Металлы с ГПУ и ГЦК решетками более устойчивы к сдвиговой деформации при низкой температуре. Стабильность ОЦК решетки в низкоугле-

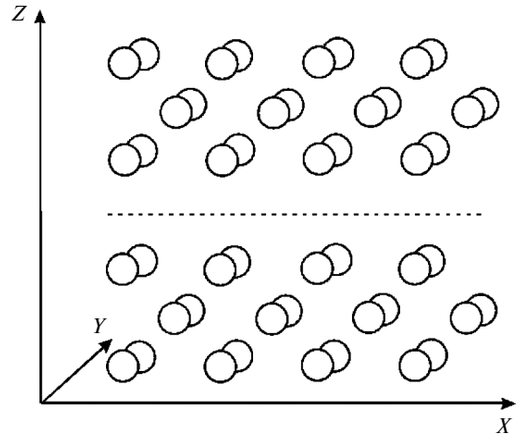


Рис. 6. Схема границы между двумя кристаллитами α-феррита (пунктир — дефектная плоскость раздела, в которой отсутствуют атомы, центрирующие кубические ячейки)

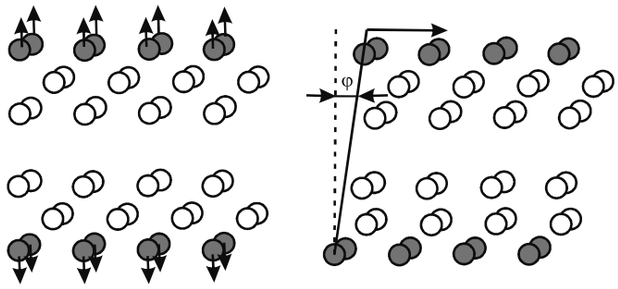


Рис. 7. Схемы компьютерных экспериментов (слева — растяжение; справа — сдвиг)

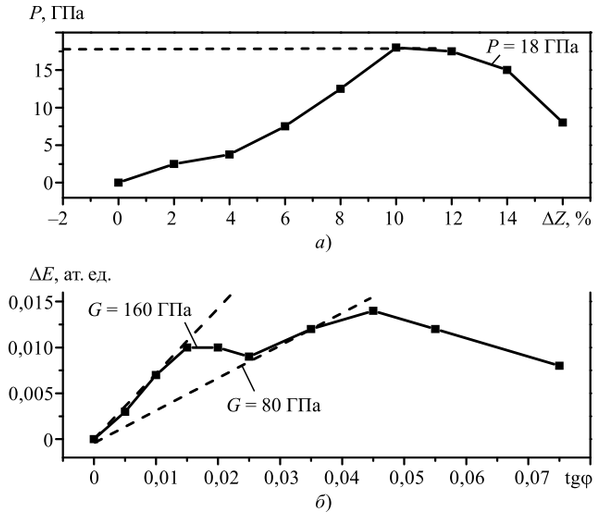


Рис. 8. Зависимости напряжения *P* от растяжения ΔZ (*а*), изменение ΔE полной энергии системы от тангенса угла φ сдвига и значения модуля *G* сдвига при исследовании границы между зернами чистого феррита (*б*)

Ve0717.fm Page 58 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

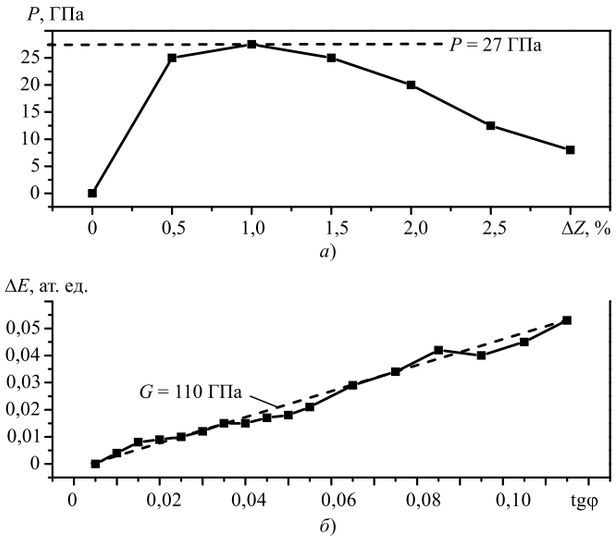


Рис. 9. Зависимости напряжения *P* от растяжения Δ*Z* (*а*), изменение Δ*E* полной энергии системы от тангенса угла φ сдвига и значения модуля *G* сдвига при исследовании границы между зернами в системе α-Fe—C (*б*)

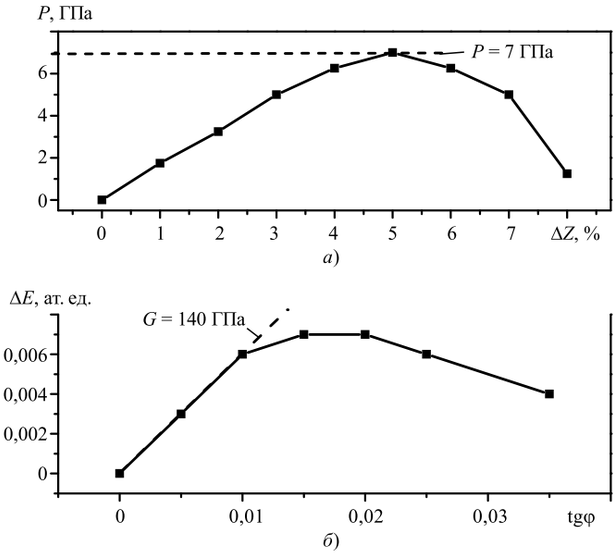


Рис. 10. Зависимости напряжения *P* от растяжения Δ*Z* (*а*), изменение Δ*E* полной энергии системы от тангенса угла φ сдвига и значения модуля *G* сдвига при исследовании границы между зернами в системе α-Fe—P (*б*)

родистых сталях при низких температурах связывают с повышением электронной составляющей теплоемкости.

Высокая прочность межатомных связей в α-Fe с атомами углерода при твердорастворном упрочнении стали 20 и стабильность ковалентной связи Me—C при низких температурах обеспечивают повышение предела прочности стали, но пластичность при этом снижается, и при внешнем воздействии конструкция разрушается хрупко (межзеренный механизм разрушения).

Таким образом, хладостойкость ответственных деталей, в частности, газо- и нефтепроводов из материалов на основе низкоуглеродистых сталей с ОЦК решеткой при усталостном нагружении определяется их структурным состоянием и наличием примесей на границах зерен. При старении данных сталей углерод уходит из кристаллической решетки на границы зерен с образованием там карбидов, что резко снижает хладостойкость труб, особенно при эксплуатации в условиях Крайнего Севера, что вызывает их хрупкое межзеренное разрушение.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Панин В. Е., Лихачев В. А., Гриняев Ю. В.** Структурные уровни деформации твердых тел. Новосибирск: Наука, 1985. 229 с.
2. **Аэро Э. Л., Булыгин Ф. Н.** Нелинейная теория локализованных волн в сложных кристаллических решетках как в дискретно-континуальных системах // Вычислительная механика сплошных сред. Т. 1. 2008. № 1. С. 14—30.
3. **Кащенко М. П.** Волновая модель роста мартенсита при γ-α-превращении в сплавах на основе железа. Екатеринбург: УИФ «Наука», 1993. 224 с.
4. **Дислокационные** субструктуры и их трансформация при усталостном нагружении / Н. А. Конева, Л. А. Теплякова, О. В. Соснин и др. // Известия ВУЗов. Физика. 2002. № 3. С. 87—98.
5. **Иванова В. С., Терентьев В. Ф.** Природа усталости металлов. М.: Металлургия, 1975. 456 с.
6. **Кабалдин Ю. Г.** Квантовый механизм образования микротрещин при усталостном нагружении // Тр. Нижегородского ГТУ им. А. А. Алексеева. 2012. № 4. С. 133—141.
7. **Николис Г., Пригожин И.** Структурообразование в неравновесных системах. М.: Мир, 1979. 512 с.
8. **Марченко И. Г., Марченко И. И.** Молекулярная динамика с квантовой статистикой для исследования динамических свойств металлов // Вестник Харьковского университета. Вып. 4. 2010. № 933. С. 41—48.
9. **О термофлуктационном** формировании локальных структурных изменений в кристаллах в условиях динамического нагружения / С. Г. Пасьхе, К. П. Зольников, Д. С. Крыжевич, А. Н. Тюменцев // Физическая мезомеханика, 2005. № 8. С. 55—60.
10. **Судзуки Т., Есинава Х., Такеути С.** Динамика дислокаций и пластичность / Пер. с япон. М.: Мир, 1989. 296 с.
11. **Клявин О. В.** Пластичность и прочность твердых тел в среде жидкого гелия / Сб. Проблемы прочности и пластичности твердых тел, Ленинград: Наука, 1979. С. 189—200.
12. **Трефилов В. И., Мильман Ю. В., Фирстов С. А.** Физические основы прочности тугоплавких металлов. Киев. Наукова думка, 1975. 315 с.
13. **Заводинский В. Г.** Компьютерное моделирование наночастиц и наносистем. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2013. 174 с.

Ve0717.fm Page 59 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.7.073

Е. Н. СОСЕНУШКИН, д-р техн. наук, А. Е. СОСЕНУШКИН, канд. техн. наук (МГТУ «СТАНКИН»),
А. В. ХРОМЕНКОВ (ООО «Прогресстех», г. Москва), e-mail: sen@stankin.ru

Оценка изнашивания штампов для объемного деформирования по критерию пластического смятия контактной поверхности

Проанализирован механизм пластического смятия поверхностного слоя, нагретого до температуры, кратковременно превышающей температуру интенсивного разупрочнения штамповых сталей. Определены толщина нагретого слоя, температура контактной поверхности инструмента и величина накопленных пластических деформаций в поверхностном слое штампового инструмента за время контакта.

Ключевые слова: трение, контактная поверхность, износ, стойкость, пластическое смятие, температура, напряжение, скорость деформации.

The mechanism of plastic bearing of a contact layer, heated to a temperature, short-time exceeding the temperature of intensive softening of die steels, is analyzed. The thickness of the heated layer, the temperature of tool contact surface and the value of accumulated plastic deformations in a surface layer of a die tool per contact period are determined.

Keywords: friction, contact surface, wear, resistance, plastic bearing, temperature, stress, deformation rate.

Правильно организованный заготовительный передел обеспечивает основную экономию материальных и энергетических ресурсов предприятий машиностроительной отрасли [1—3]. Наиболее трудоемкими этапами технологической подготовки производства поковок является проектирование и изготовление штампов, сложность и число которых определяется номенклатурой штампуемых поковок, типом производства и стойкостью формообразующих элементов [4—7]. Конструкция штампа зависит от технологического процесса, который определяется входящими в него операциями, числом и последовательностью переходов штамповки [8, 9], видом применяемого кузнечно-прессового оборудования [10] и годовой программой выпуска поковок, что характеризует тип производства. Применение штампов сложной конструкции оправдано при серийном и крупносерийном производстве [11]. В условиях мелкосерийного производства целесообразнее групповые технологические процессы и универсальная штамповая оснастка, быстрая переналадка которой обеспечивает штамповку большой номенклатуры поковок, близких по типоразмерам. Такой подход повышает рентабельность кузнечно-штамповочного производства при малых сериях выпускаемой продукции ввиду увеличения загрузки высокопроизводительного оборудования. Важной задачей в кузнечно-штамповочном производстве является обеспечение стойкости штампов, работающих в условиях высоких температур и удельных нагрузок. Повышение стойкости дорогостоящей штамповой оснастки [12] требует повышения технического уровня заготовительного производства [13]. Специфические условия работы штампов полугорячей и горячей объемной штамповки накладывают ряд требований к штамповым материалам по механическим характеристикам, теплостойкости и дальнейшим химико-термической [14] и поверхностной обработкам [15]. К факторам, уменьшающим продолжительность бесперебойной работы штампового инструмента, относится локальная пластическая деформация нагретых до высоких температур участков поверхностных слоев и кромочных элементов рабочих деталей штампов, которые воспринимают циклические термомеханические нагрузки [16, 17]. Штамп является дорогостоящей оснасткой, поэтому еще на этапе проектирования важно оценить стойкость его рабочих деталей и рассчитать их число для выпуска годовой программы, что можно выполнить математическим моделированием [18].

Цель настоящей работы — создание математической модели для прогнозирования стойкости штампов объемной штамповки по критерию пластического смятия элементов контактной поверхности.

Механизм возникновения дефектов и методы построения модели

Возникновение при полугорячей или горячей объемной штамповке значительных температурных градиентов по сечению инструмента и циклический характер теплового воздействия в сочетании с циклически изменяющимися напряжениями значительно увеличивают скорость диффузионных процессов и тепловое разупрочнение штамповых инструментов. Микроскопическая пластическая деформация связана с пластическим течением в микрообъемах контактного поверхностного слоя инструмента, которое наступает вследствии неравномерности напряженно-деформированного состояния в отдельных микрообъемах и накопления дефектов кристаллической решетки в виде дислокационных скоплений. Пластическая деформация отдельных микрообъемов создает рельефность контактной поверхности. Это приводит к возникнове-

Ve0717.fm Page 60 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

нию внутренних напряжений, что может являться причиной развития микротрещин [4, 16]. В недеформированных микрообъемах контактного поверхностного слоя увеличиваются напряжения, что приводит к их пластической деформации. Постепенно локальная пластическая деформация охватывает все бóльшую площадь контактной поверхности. Глубина ее проникновения ограничивается нагретым поверхностным слоем. Со временем нарастает интенсивность необратимых деформаций, которая зависит от формы деформирующих инструментов, температуры контактной поверхности, удельных нагрузок, а также твердости и прочностных характеристик металла поверхностного слоя, что в свою очередь зависит от температуры штамповки [4]. Смещение тонких поверхностных слоев наблюдается при полугорячей и горячей деформациях в результате частичной потери прочности при кратковременном нагревании до температур интенсивного разупрочнения, что приводит к образованию локальных наплывов [2]. Повысить сопротивление пластическому смещению поверхностных слоев можно уменьшением их максимальной температуры, применив технологический смазочный материал, снижающий силы трения на контактной повехности штампа, который подбирается с определенными охлаждающими и термоизоляционными свойствами для конкретных условий эксплуатации.

Пластические деформации в макрообъеме, вызывающие смятие, изменяют формы рабочих частей штампового инструмента, особенно выступающих, и кромочных элементов — искажаются линейные и угловые размеры. Процесс смятия зависит от распределения и величины давлений по контактной поверхности. Пластическая деформация приведет к разрушению, если накопленное за несколько штамповочных циклов искажение геометрии инструмента превзойдет допустимую величину [4]. Поэтому необходима оценка интенсивности пластического смятия рабочей поверхности и кромочных элементов инструмента.

Среднее число циклов нагружения штампового инструмента до отказа из-за пластического смятия составит [2, 4]:

$$N = \frac{[e]}{e_k}.$$

Здесь $[e] = \min(e_1, e_2)$ — предельно допустимая пластическая деформация, накопленная в поверхностном слое, где

$$e_1 = 2{,}5\ln\frac{R}{r},$$

(r — радиус скругления кромочного элемента в начале штамповки; R — предельно допустимый радиус кромки после пластической деформации); $e_2 = 1 \div 2$ — критическая накопленная деформация (бóльшие значения — для материалов с высокими показателями теплостойкости и пластичности); e_k — пластическая деформация в поверхностном слое контактной зоны за один цикл нагружения.

Температуру T_1 на контактной поверхности можно определить аппроксимацией решения задачи теплопроводности при конвективном теплообмене полуограниченного тела с нагревающей средой [2, 4]:

$$T_1 = T_{\text{м}} - (T_{\text{м}} - T_{\text{ш}})\left(\frac{\lambda}{\lambda + 1{,}5\alpha\sqrt{at}}\right)^c. \qquad (1)$$

Здесь t — время контакта штампа с деформируемым металлом под нагрузкой; $T_{\text{м}}$ — температура деформируемого металла в зоне контакта — величина постоянная (температура поверхностных слоев; $T_{\text{ш}}$ — начальная температура штампа, т. е. температура перед деформированием); λ, a — коэффициенты соответственно теплопроводности и температуропроводности (условно постоянны в пределах нагретого поверхностного слоя); α — коэффициент теплообмена:

$$\alpha = \frac{1}{\dfrac{\delta_{\text{с}}}{\lambda_{\text{с}}} + \dfrac{\delta_{\text{о}}}{\lambda_{\text{о}}} + \dfrac{\delta_{\text{п}}}{\lambda_{\text{п}}}},$$

где $\delta_{\text{с}}$, $\delta_{\text{о}}$, $\delta_{\text{п}}$ и $\lambda_{\text{с}}$, $\lambda_{\text{о}}$, $\lambda_{\text{п}}$ — средние толщины и теплопроводности соответственно смазочного слоя, окалины (окисной пленки), слоя химико-термического покрытия; $c = 1{,}0$ при $R > \Delta$ и $c = 1{,}5$ при $R \le \Delta$.

Толщина Δ нагретого слоя под контактной поверхностью штампа, в пределах которого температура незначительно отличается от температуры T_1, рассчитанной по формуле (1), находим по формуле

$$\Delta = 1{,}5\frac{T_{\text{м}} - T_{\text{ш}}}{T_{\text{м}}}\,\frac{a\alpha t}{\lambda + 1{,}5\alpha\sqrt{at}}. \qquad (2)$$

При малых скоростях деформации $\dot{e} \le 0{,}1\ \text{с}^{-1}$ и средней накопленной деформации $e \le 0{,}01$ в поверхностном слое штампа величину пластической деформации находим по формуле [2, 4]

$$e_k = \sqrt{(t_{\text{д}} - t_{\text{р}})e_0\dot{e}_0\,\text{sh}\left[\frac{\sqrt{3}\sigma_s^*}{2{,}2\sigma_{\text{т}}\sqrt{1 - 3\mu^2}}\left(\frac{T_k}{T_{\text{р}}}\right)^s\right]}.$$

Здесь σ_s^* — среднее интегральное напряжение текучести деформируемого металла; $\sigma_{\text{т}}$ — предел текучести металла штампа в исходном состоянии; T_k — конечная температура нагревания поверхностного слоя кромки инструмента при скользящем контакте за время $t = t_{\text{д}}$, вычисляется по фор-

Ve0717.fm Page 61 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

муле (2); $T_р$ — температура начала интенсивного разупрочнения поверхностного слоя штампа; $t_д$ — время деформирования кромочного элемента, равное времени контакта штампа с нагретым металлом под нагрузкой; $t_р$ — время нагревания поверхности инструмента до температуры начала интенсивного разупрочнения металла:

$$t_р = \frac{\lambda^2}{2{,}25a\alpha^2}\left[\left(\frac{T_м - T_ш}{T_м - T_р}\right)^{1/c} - 1\right]^2;$$

s — постоянная материала штампа, для большинства штамповых сталей изменяется в диапазоне 4,8÷5,0; $\dot{e}_0$ и e_0 — скорость деформации и накопленная деформация при механических испытаниях металла штампового инструмента; μ — постоянная трения на поверхности контакта:

$$\mu = \frac{\tau_1}{\sigma_{см}} = \frac{\tau_0}{\sigma_{см}},$$

где τ_1, τ_0 — касательные напряжения, создаваемые силами трения на участках контактной поверхности, где действуют нормальные давления p_1 и p_0.

Напряжение текучести поверхностного слоя описывают зависимостью

$$\sigma_{см} = 1{,}1\sigma_т\left(\frac{T_р}{T}\right)^s \operatorname{arsh}\left(\frac{\dot{e}e}{\dot{e}_0 e_0}\right),$$

где $\sigma_{см} = \sigma_т$ при $T < T_р$.

Наименьшая разность нормальных давлений, приводящих к пластическому смятию контактной поверхности, имеет вид:

$$(p_1 - p_0)_{min} = \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_{см}\sqrt{1 - 3\mu^2}.$$

Максимальная разность нормальных давлений со стороны деформируемого металла, перемещающегося с участка с давлением p_1 на участок с давлением p_0 (условие пластичности) [9] составляет:

$$(p_1 - p_0)_{max} = \sigma_s^*.$$

При $\dot{e} > 0{,}1$ с$^{-1}$ и $e > 0{,}01$ имеют место выражения:

$$e_k = \left[\frac{\sqrt{3}\sigma_s^*}{2\sigma_т\sqrt{1 - 3\mu^2}}\left(\frac{T_k}{T_р}\right)^s\right]^{1/(m+n)} \sqrt{(t_д - t_р)e_0\dot{e}_0};$$

$$\sigma_{см} = \sigma_т\left(\frac{T_р}{T}\right)^s\left(\frac{\dot{e}}{\dot{e}_0}\right)^m\left(\frac{e}{e_0}\right)^n,$$

где m, n — постоянные скоростного и деформационного упрочнения инструментального материала.

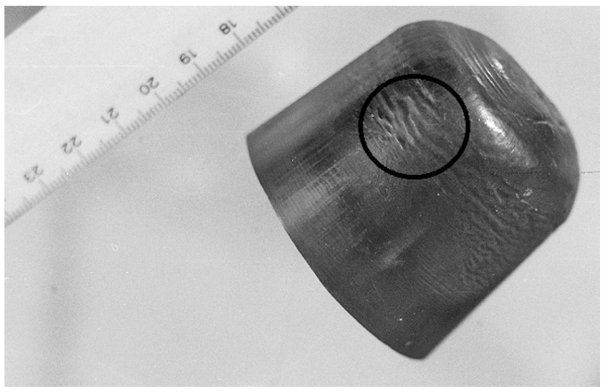


Рис. 1. Рабочая часть пуансона с зоной смятия

Пластические деформации начинаются в поверхностном слое, как только средняя температура превысит температуру $T_р$ начала интенсивного разупрочнения, при этом средняя скорость деформации в поверхностном слое металла штампа составит:

$$\dot{e} = \frac{e}{t - t_р}.$$

Используя предложенные аналитические выражения, рассчитаем стойкость пуансона для полугорячего обратного выдавливания головной части поковки корпуса наружного шарнира переднеприводного автомобиля (рис. 1).

Полугорячую штамповку выполняли с помощью автоматизированного комплекса на базе многопозиционного гидравлического пресса фирмы Hasenclever (Германия) с номинальной силой 12,5 МН. Материал поковок — сталь 50 (ГОСТ 1050—88). Температура нагревания заготовок 1123 К. Механические показатели при температуре деформации: среднеинтегральное напряжение текучести σ_s^* = 45 МПа; предел прочности $\sigma_р$ = 81 МПа; модуль упругости $E = 1{,}23 \cdot 10^{-5}$ МПа. Плотность стали ρ = 7650 кг/м^3. Теплотехнические показатели металла: коэффициент линейного расширения β = 13,4 К$^{-1}$; коэффициент теплопроводности λ = 27 Вт/(м · К); удельная теплоемкость c = 592 Дж/(кг · К). Показатели стали 4Х5МФС (ГОСТ 5950—2000) для изготовления пуансонов: температура интенсивного разупрочнения штамповой стали $T_р$ = 773 К; предел текучести $\sigma_т$ = 1200 МПа при температуре $T_р$; теплопроводность λ = 26 Вт/(м · К); средняя температуропроводность $a = 6 \cdot 10^{-6}$ м^2/с, плотность ρ = 7520 кг/м^3; $e_0 = 2 \cdot 10^{-3}$; $\dot{e}_0 = 5 \cdot 10^{-4}$; s = 4,8. Средняя температура предварительного нагревания пуансона $T_ш$ = 473 К. Смазочный материал — графитомасляная суспензия с теплопроводностью $\lambda_с$ = 5 Вт/(м · К). Теплопроводность слоя окисной

Ve0717.fm Page 62 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

пленки λ_o = 4,5 Вт/(м · К). Для полугорячей деформации μ = 0,3.

Расчетами установлен характер изменения рабочей части пуансона в результате пластического смятия его контактной поверхности и глубина Δ сминаемого поверхностного слоя в зависимости от температуры предварительного нагревания штампового инструмента и температуры нагревания заготовок (рис. 2). Анализ полученных результатов показал, что при $T_р$ = 1073 К, $T_ш$ = 473 К и $\Delta \le 0{,}35$ мм среднее число циклов нагружения не превышает 3000.

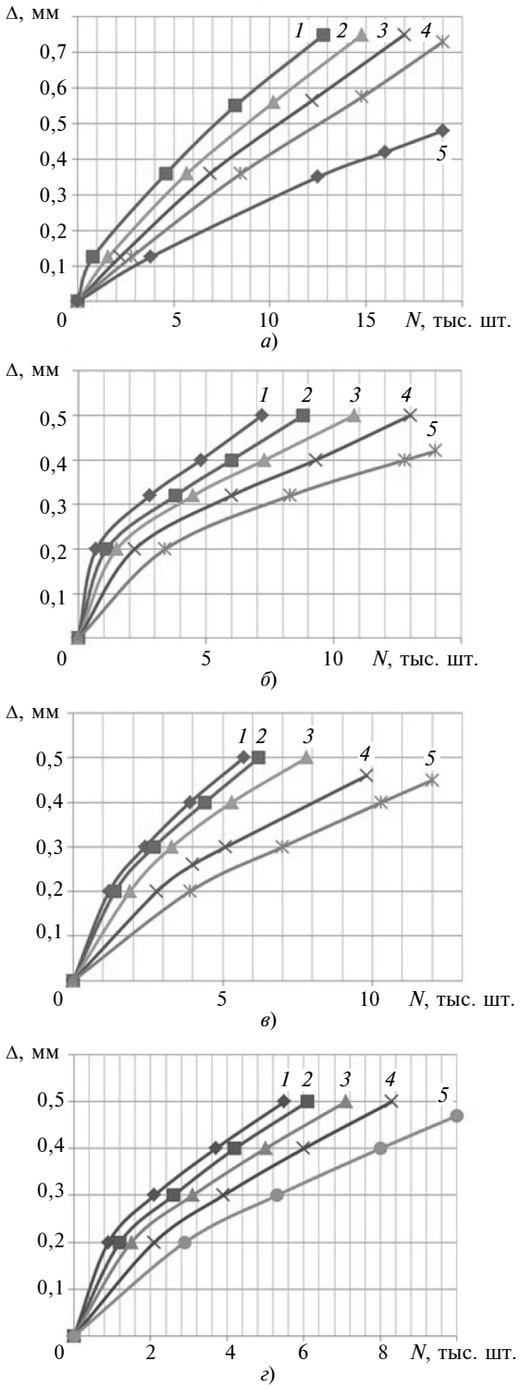


Рис. 2. Зависимости глубины Δ смятия от числа *N* штампованных поковок при разных температурах пуансона $T_ш$ = 100 (*а*); 150 (*б*); 200 (*в*); 250 К (*г*) и заготовки $T_м$ = 820 (*1*); 800 (*2*); 780 (*3*); 760 (*4*); 740 К (*5*)

По данным завода средняя стойкость пуансонов при рассматриваемой полугорячей штамповке составляет 2700÷3700 шт., что указывает на удовлетворительную сходимость расчетных и производственных данных, погрешность составила 10÷23 %.

Таким образом, в основе оценки изнашивания штампов по критерию пластического смятия контактной поверхности инструмента получена математическая модель процесса. Рассчитан средний ресурс по числу циклов нагружения пуансона при полугорячем обратном выдавливании, установлена зависимость глубины смещаемого слоя на контактной поверхности от числа штампуемых поковок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Системы** пластического деформирования материалов: Сб. научн. тр. / Под ред. Е. Н. Сосенушкина, А. М. Смирнова. М.: МГТУ «СТАНКИН». 2004. 240 с.
2. **Сосенушкин Е. Н.** Прогрессивные процессы объемной штамповки. М.: Машиностроение, 2011. 480 с.
3. **Resorse-** and energy-saving manufacturing technologies based on pressure treatment / A. E. Artes, E. N. Sosenushkin, V. V. Tret'yukhin at al. // Russian Engineering Research. 2013. Т. 33. № 8. P. 460—462.
4. **Степанский Л. Г., Заруцкий И. В.** Оценка стойкости штампов для горячей штамповки по критерию пластического смятия // Кузнечно-штамповочное производство. 1988. № 12. С. 1—3.
5. **Исследование** магнитными методами повреждаемости штампов для горячей объемной штамповки / А. В. Корнилова, Л. К. Набиуллина, П. Тет и др. // Вестник МГТУ «Станкин». 2014. № 2 (29). С. 40—43.
6. **Селищев А. И., Набиуллина Л. К., Корнилова А. В.** Повышение стойкости оснастки для горячей объемной штамповки // Вестник МГТУ «Станкин». 2014. № 3 (30). С. 58—61.
7. **Dmitriev A. M., Korobova N. V.** Expanding field of application of cold die forging by inducing active contact friction forces // Journal of friction and wear. 2013. № 5. V. 34. Is. 3. P. 232—237.
8. **Ponomarev A. S., Sosenushkin E. N., Klimov V. N.** Effect of process features of pressure treatment on the microstructure and quality of parts of pipeline fittings from high-strength cast iron // Metal Science and Heat Treatment. 2012. Т. 54. № 1, 2. С. 22—27.
9. **Nepershin R. I.** Pressing a rigid-plastic strip through a curvilinear matrix channel // Mechanics of Solids. 2008. Т. 43. № 2. С. 300—313.
10. **Сосенушкин Е. Н., Овечкин Л. М., Сосенушкин А. Е.** Совершенствование процессов интенсивной пластической деформации // Вестник МГТУ «Станкин». 2012. Т. 1. № 1. С. 21—29.
11. **Практическое** использование изменения механических характеристик конструкционных углеродистых

Ve0717.fm Page 63 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.762.53

С. В. НОВИКОВ, канд. техн. наук, Е. В. КУЗНЕЦОВА, И. С. ГЕРШМАН, д-р техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: svnovikov59@mail.ru

Структура и свойства твердосплавных покрытий, получаемых электрическим контактным взрывом[1]

Рассматривается метод нанесения твердосплавных покрытий, основанный на электрическом контактном взрыве. Данный метод эффективен при упрочнении термообработанного многолезвийного инструмента.

Ключевые слова: покрытие, твердый сплав, импульс электрического тока, инструмент.

The method of application of hard-alloy coatings, based on electric contact detonation, is considered. The subject method is effective at strengthening of a heat treated multiblade tool.

Keywords: coating, hard alloy, electric current impulse, tool.

Один из наиболее технологически простых методов нанесения покрытий — метод электроискрового (электроэрозионного) легирования (ЭИЛ), разработан в нашей стране Б. Р. Лазаренко и Н. И. Лазаренко [1]. Дальнейшее развитие метод получил в работах Б. Н. Золотых [2], К. К. Намитокова [3], А. Е. Гитлевича [4] и др. Метод ЭИЛ отличается локальным воздействием, небольшим расходом энергии, отсутствием объемного нагрева упрочняемой детали, простотой технологического оборудования (отсутствуют сложные вакуумные или электронно-лучевые системы и др.), возможны автоматизация и встраивание в разные технологические процессы.

Однако для термообработанных изделий ЭИЛ не всегда дает желаемые результаты. Некоторые изделия выходят из строя из-за того, что под слоем с повышенной твердостью после ЭИЛ появляется зона отпуска со сниженной твердостью [5]. Это приводит к продавливанию упрочненного слоя и, как следствие, к быстрому изнашиванию деталей.

Для устранения резкого снижения (провала) твердости в зоне термического влияния в работе [5] использовали пластическое деформирование, создающее наклеп, но общего повышения твердости всей зоны термического влияния не достигли. В работе [5] для этой цели ЭИЛ проводили в сочетании с ионным азотированием (ИА), которое осуществляли до или после легирования в течение времени, достаточного для насыщения металла азотом на глубину зоны термического влияния. Сочетание ЭИЛ с ИА позволяет устранить зоны пониженной твердости при использовании электродов из чистых металлов, но при этом более плавно изменяется твердость упрочненного слоя и увеличивается общая глубина зоны термического влияния. Вместе с тем применение ИА снижает производительность процесса и повышает его себестоимость [5].

Многочисленные исследования показали, что минимальное термическое влияние на упрочняемую деталь наблюдается при использовании вы-

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации по Соглашению о предоставлении субсидии № 14.577.21.0199 от 27 октября 2015 г., уникальный идентификатор ПНИЭР RFMEFI57715X0199.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 59)

сталей при холодной объемной штамповке / А. М. Дмитриев, Ф. В. Гречников, Н. В. Коробова, Н. С. Толмачев // Вестник МГТУ «Станкин». 2014. № 4 (31). С. 41—44.

12. **Sosenushkin E. N., Khromenkov A. V., Melnik Yu. A.** Mathematical model of adhesive wear of three-dimensional dies // Journal of Friction and Wear. 2014. V. 35. Is. 6. P. 525—530.

13. **Дмитриев А. И., Коробова Н. В., Петров М. Д.** Разработка технологии производства корпуса гидроцилиндра из железного порошка // Вестник МГТУ «Станкин». 2014. № 1 (28). С. 54—58.

14. **Study** of mechanism and kinetics of wear of shearing dies from semi-heat-resistant steels in machining articles made from various structural materials / N. Yu. Cherkasova, A. A. Shein, G. V. Antonenkova et al. // Journal of friction and wear. 2013. V. 34. Is. 3. № 5. P. 214—220.

15. **Кропоткина Е. Ю., Окунькова А. А.** Упрочняющая поверхностная обработка цилиндрических деталей с непрямолинейными осями // Вестник МГТУ «Станкин». 2014. № 4 (31). С. 98—100.

16. **Kremnev L. S.** Critical coefficient of stress intensity and fracture toughness of high-strength tool materials // Metal Science and Heat Treatment. 1996. T. 38. № 1, 2. C. 33—37.

17. **Влияние** обработки давлением на микроструктуру и качество изделий из высокопрочного чугуна / Е. Н. Сосенушкин, А. С. Пономарев, А. Э. Артес, В. Н. Климов // Вестник МГТУ «Станкин». 2011. № 3 (15). С. 115—120.

18. **The Modeling** of Information Propagation in Heterogeneous Systems / L. Uvarova, E. Mikhalina, G. Psihoyios, C. Tsitouras // Numerical Analysis and Applied Mathematics. 2010. V. I—III. C. 1207—1209.

Ve0717.fm Page 64 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

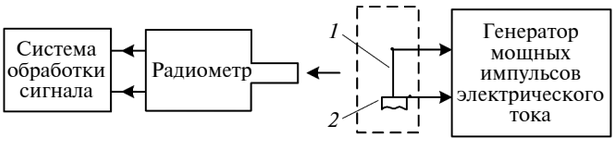


Рис. 1. Схема эксперимента по нанесению твердосплавных покрытий методом ЭКВ

сокоскоростных импульсных методов нанесения покрытий [6], в частности, электрическим взрывом проволочек. Данный метод перспективен для нанесения покрытий на внутренние поверхности разных деталей, например пресс-форм. Однако его применение становится проблематичным для упрочнения многолезвийного инструмента (дисковых пил, фрез и др.) ввиду технических затруднений, связанных с тем, что продукты электрического взрыва проволочки разлетаются в разные стороны и их сложно направить на рабочие поверхности инструмента. На наш взгляд, перспективно использовать метод электрического контактного взрыва (ЭКВ), который является развитием метода ЭИЛ, для упрочнения многолезвийного инструмента. Возможность реализации ЭКВ объясняется существенным отличием электрического сопротивления контактирующей поверхности электрода и детали от их объемного электрического сопротивления, что позволяет сконцентрировать мгновенное выделение энергии в зоне контакта.

Данная работа посвящена разработке метода нанесения твердосплавных покрытий методом электрического контактного взрыва, а также исследованию структуры и свойств получаемых покрытий.

На рис. 1 приведена схема эксперимента по нанесению твердосплавных покрытий методом ЭКВ. Штриховой линией обозначен узел установки, в котором расположены электрод *1* из твердого сплава и стальной инструмент *2*. Для диагностики физических процессов использовали радиометрический комплекс, представленный в работах [7, 8], который регистрирует микроволновое излучение *I* в процессе ЭКВ. При этом изученность основных механизмов генерации электромагнитного излучения в низкотемпературной плазме позволяет по характеристикам регистрируемого излучения решать обратные задачи восстановления основных параметров плазменного образования, создаваемого нестационарными источниками. Генератор мощных импульсов тока представляет собой батарею конденсаторов емкостью 1800 мкФ с напряжением заряда до 6 кВ, который позволяет создавать токи плотностью $>10^6$ А/см^2 и длительностью $<10^{-4}$ с.

Структуру и свойства покрытия исследовали на следующем аналитическом оборудовании:

1) металлографические исследования проводили на оптическом микроскопе Neophot;

2) микротвердость по Кнупу (*HK*) измеряли при нагрузке $P = 50$ г;

3) микрорентгеноспектральный анализ осуществляли на микроскопе Tesla BS-340 с микроанализатором EXSAN;

4) электронно-микроскопические исследования проводили на микроскопе Tesla BS-540 при ускоряющем напряжении 120 кВ.

Электрический контактный взрыв создавали в контакте торцевой поверхности электрода из твердого сплава ВК-8 и передней поверхности зуба дисковой фрезы из стали Р6М5 [7]. Напряжение на батарее конденсаторов составляло 1,5 кВ, а ее емкость — 1800 мкФ. Расстояние от среза волновода радиометра до электрода составило ≈20 см. В результате экспериментов было зафиксировано микроволновое излучение разрядного тока. При этом в работе [7] отмечается, что при ЭКВ не генерировался второй импульс микроволнового излучения, как при электрическом взрыве проволочек. Это связано, по-видимому, с тем, что образующиеся продукты взрыва электрода конденсируются на обрабатываемой поверхности, поэтому нет повторного пробоя.

Таким образом, было показано, что при ЭКВ генерируется достаточно интенсивное электромагнитное излучение в микроволновом диапазоне. При повышении чувствительности радиометра возможна регистрация излучения образующейся плазмы, что позволит определить зависимость ее температуры от времени.

Последующие металлографические исследования травленых шлифов показали, что ЭКВ приводит к переносу материала твердого сплава на стальную поверхность с образованием слоистой структуры покрытия. На рис. 2 четко виден слой из мелкодисперсных частиц, толщина которого составляла ≈8÷9 мкм. Далее идет не травящаяся в традиционных растворах для твердых сплавов группы ВК светлая зона, а за ней очень узкий переходный слой, составляющий ≈ 1÷2 мкм. Все последующие слои представляют собой структуры на основе стали Р6М5. Очевидно, что электроимпуль-

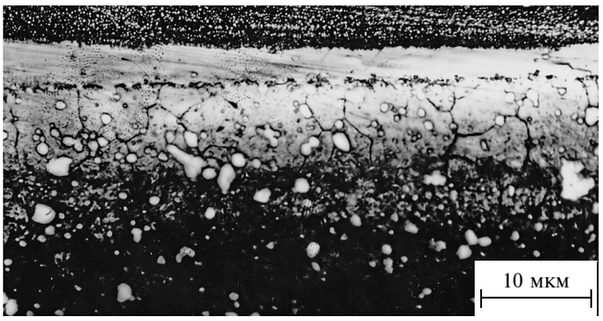


Рис. 2. Микроструктура твердосплавного покрытия

Ve0717.fm Page 65 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

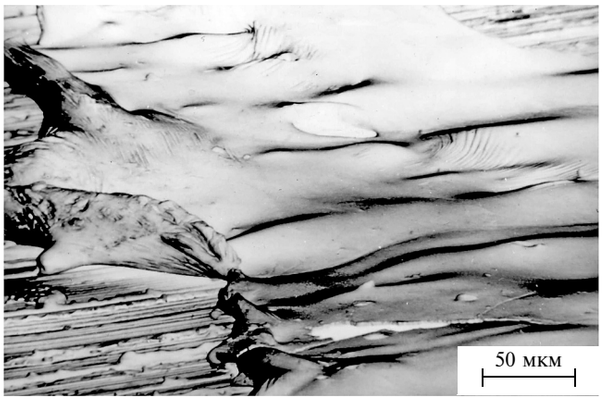


Рис. 3. Общий вид покрытия, полученного с помощью электронного микроскопа

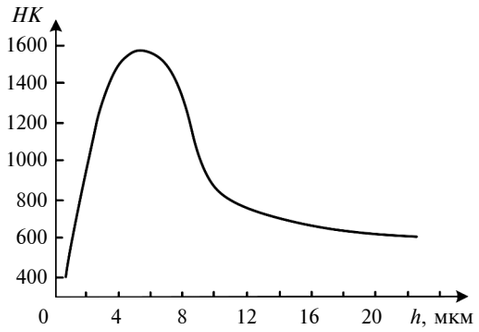


Рис. 4. Распределение микротвердости в твердосплавном покрытии и подложке

сное воздействие существенно изменяет структуру поверхности. Вблизи поверхности обнаружены выделения крупных карбидов, а далее видны признаки коагуляции и процессов отпуска мартенсита.

На полученном с помощью электронного микроскопа общем виде покрытия (рис. 3) видно, что на периферийных участках, где возможно снижение температуры процесса, наблюдается нарушение адгезионной связи покрытия с подложкой. В этих областях легко определить толщину покрытия, которая составляет ≈10 мкм.

С использованием электронной микроскопии установлены состав и морфология частиц на поверхности покрытия: мелкодисперсные частицы вольфрама размером ≈400 нм. Микрорентгеноспектральный анализ показал, что поверхностный слой покрытия практически не содержит кобальта и железа. По мере удаления от поверхности обнаружено очень малое содержание кобальта (до 2 %) и постепенное увеличение содержания железа до исходного для стали Р6М5.

Последующие измерения микротвердости по Кнупу позволили дополнить и детализировать структурные изменения в образце по мере удаления от поверхности вглубь материала (рис. 4). Микротвердость верхнего слоя составила ≈400÷600 *HK*, что немного больше микротвердости (370 *HK*) литого вольфрама. Некоторое повышение микротвердости можно объяснить мелкокристаллической структурой вольфрамового слоя, что связано с распадом карбида вольфрама при электрическом взрыве. При этом данный процесс не успевает дойти до конца, что подтверждает наличие слоя карбида вольфрама с высокой микротвердостью (1800 *HK*). Затем микротвердость уменьшается до ≈700÷750 *HK*. Характерной особенностью при этом является отсутствие зоны снижения (провала) микротвердости по сравнению с исходной твердостью стали Р6М5, которое наблюдается, как указывалось выше, при ЭИЛ.

Провели также производственные испытания стальных дисковых пил с твердосплавными покрытиями, нанесенными на передние поверхности зубьев разработанным методом. Испытания показали, что износостойкость упрочненной пилы при пилении деревянных заготовок, древесноволокнистых и древесно-стружечных плит в 2—3 раза выше, чем стальных пил.

Таким образом, нанесение твердосплавных покрытий методом электрического контактного взрыва перспективно для упрочнения термообработанного многолезвийного инструмента.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Лазаренко Б. Р., Лазаренко Н. И.** Электроискровой способ изменения исходных свойств металлических поверхностей. М.: Изд-во АН СССР, 1958. 117 с.

2. **Золотых Б. Н.** Физические основы электроискровой обработки металлов. М.: Гостехиздат, 1953. 107 с.

3. **Намитоков К. К.** Электроэрозионные явления. М.: Энергия, 1978. 456 с.

4. **Электроискровое** легирование металлических поверхностей / А. Е. Гитлевич, В. В. Михайлов, Н. Я. Парканский, В. М. Ревуцкий. Кишинев: Штиница, 1985. 196 с. С. 71, 72.

5. **Тарельник В. Б.** Упрочнение деталей компрессоров электроэрозионным легированием и ионным азотированием // Химическое и нефтяное машиностроение. 1996. № 2. С. 77.

6. **Формирование** структуры твердосплавных покрытий из порошков при пропускании мощного импульса электрического тока / С. В. Новиков, П. Ю. Перетягин, Е. Ю. Должикова, Р. Торресильяс // Металловедение и термическая обработка металлов. 2015. № 10 (724). С. 21—28.

7. **О микроволновом** излучении в процессах электрического взрыва проводников / Л. П. Горбачев, С. В. Новиков, В. Б. Соколов и др. // Прикладная механика и техническая физика. 1995. Т. 36. № 1. С. 3—5.

8. **Микроволновое** излучение ядерного взрыва / В. Ф. Федоров, Ю. Б. Котов, К. С. Мозгов, Т. А. Семенова. М.: Книжный дом "ЛИБРОКОМ", 2013. С. 216—221.

Ve0717.fm Page 66 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.7.01

С. Н. ЯКОВЛЕВ, канд. техн. наук (Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого),
e-mail: stannik59@mail.ru

Экспериментальное определение предельной температуры конструкционных полиуретанов, работающих в условиях динамического нагружения

Дано описание экспериментальной установки для изучения нагревания и разрушения упругого полиуретанового обода деталей вращения. Получены эмпирическая формула для определения предельной температуры обода в зависимости от его скорости нагружения и относительной деформации и их значения для полиуретанов разной твердости.

Ключевые слова: гистерезисный нагрев, тиксотропия, предельная температура, внутреннее расслоение обода, предельная скорость перемещения.

The description of the experimental installation for study of heating and failure of an elastic polyurethane rim of rotary parts is given. The empiric formula for determination of rim limit temperature depending on its loading rate and relative deformation and their values for polyurethanes of various hardness are obtained.

Keywords: hysteresis heating, thixotropy, limit temperature, internal delamination of rim, limit speed of movement.

Начиная с середины XX века в машиностроении все шире стали применять полиуретан — универсальный полимерный материал, характеризующийся высокими физико-механическими свойствами, большим диапазоном твердости, эластичностью, низкой истираемостью, высокими прочностью и сопротивлением раздиру, маслобензостойкостью, кислотостойкостью и рабочими температурами от −35 до + 75 °С [1—3].

Полиуретан как конструкционный материал применяют для изготовления деталей, работающих главным образом на деформацию сжатия и сдвига. Полиуретан воспринимает и другие виды деформации, проявляя при этом весьма ценные конструкционные свойства. Так, при деформации растяжения удлинение полиуретана может достигать 500 %. Однако трудности прочного и надежного крепления полиуретанов, работающих на растяжение с другими деталями, и большая чувствительность растянутого полиуретана к концентраторам напряжений (царапины, надрывы) значительно ограничивают их применение.

При работе на изгиб полиуретановые детали проявляют высокую эластичность и практически не могут нести нагрузку. Аналогичные причины ограничивают применение полиуретановых деталей, работающих на кручение. Полиуретан практически не сопротивляется срезу. Во всех перечисленных случаях ограниченного применения полиуретановые детали предназначаются не для восприятия и передачи силовых нагрузок, а являются эластичными кинематическими связями.

В зависимости от вида нагружения детали из полиуретана разделяют на две основные группы:

1) упругие детали, на которые действуют статические и разовые ударные нагрузки: прокладки и уплотнения; универсальные шарниры в рычажных системах; упругие буферы — ограничители перемещений;

2) упругие и износостойкие детали, на которые действуют динамические нагрузки: валы для полиграфического и целлюлозно-бумажного производств; массивные шины, опорные колеса, бегунки; амортизаторы.

Полиуретановые детали при динамическом нагружении нагреваются, вследствие действия внутреннего сопротивления (гистерезис), и температура детали постоянно повышается. В связи с этим в полиуретане протекают необратимые физико-химические процессы, ухудшающие его эластичность, причем протекают тем быстрее, чем выше температура полиуретана. При достижении предельной температуры происходит разрушение полиуретана, приводящее к выходу детали из строя.

При проектировании деталей из полиуретана, работающих при динамическом нагружении, основным критерием его работоспособности является температура. Поэтому экспериментальное определение предельной температуры полиуретана, при которой материал разрушается, является важной задачей. Расчет таких деталей значительно осложняется тем, что их нагревание зависит не только от режима деформации и свойств полиуретана, но и от условий охлаждения, которые определяются конструкцией и температурой деталей, а также движением окружающего воздуха.

Аналитически учесть все факторы, влияющие на тепловой режим работы полиуретановой детали, очень трудно, поэтому при их конструировании и расчете важное значение имеет эксперимент как наиболее достоверный способ оценки работоспособности деталей в конкретных условиях.

Цель данной работы — получение экспериментальной зависимости для определения температуры нагрева упругого полиуретанового обода детали вращения в зависимости от условий нагружения и

Ve0717.fm Page 67 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

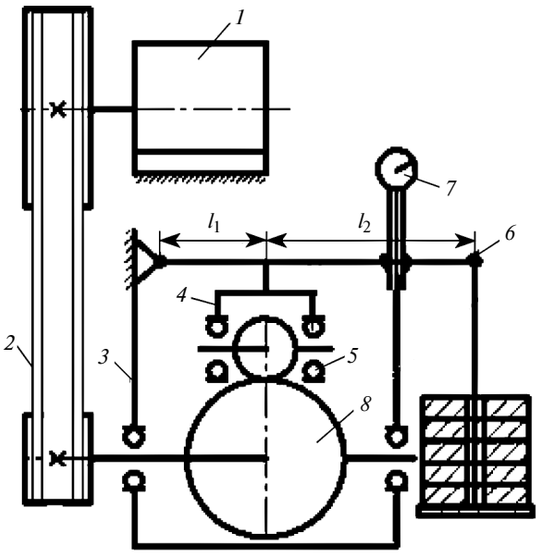


Рис. 1. Кинематическая схема стенда:

1 — мотор-редуктор; *2* — ременная передача; *3* — корпус установки; *4* — кронштейн с роликами; *5* — полиуретановый ролик; *6* — нагружающее устройство; *7* — стрелочный индикатор; *8* — беговой барабан

твердости полиуретана. Кроме этого, экспериментально определить предельные температуры, при которых происходит разрушение упругого полиуретанового обода.

Для изучения вопросов нагревания и разрушения полиуретанового обода деталей вращения спроектировали и изготовили специальный стенд для испытания полиуретановых роликов. Стенд относится к барабанному типу [4] с вращающейся наружной рабочей поверхностью барабана. В качестве двигателя использовали мотор-редуктор с асинхронным электродвигателем мощностью $P_{эл}$ = 0,75 кВт с регулируемой частотой вращения. Линейная скорость в точке контакта полиуретанового ролика с беговым барабаном изменяется от 0,4 до 4 м/с, что соответствует скоростям работы технологического и транспортного оборудования. Кинематическая схема стенда приведена на рис. 1.

При проектировании нагружающего устройства необходимо было выбрать нагружение: с помощью пружин или с использованием силы тяжести от подвешенных грузов. Учитывая, что пружины не всегда надежны, и в номинальную нагрузку легко вносятся погрешности, в частности, от влияния температуры, выбрали нагружение роликов силой тяжести от подвешенных грузов. В экспериментальной установке использовали рычаг второго рода, на котором на кронштейне в подшипниках качения установили полиуретановый ролик для испытаний. Чтобы минимизировать погрешности нагружения, экспериментально определили центр тяжести рычага в сборе с кронштейном. Данные о рычажной системе использовали для построения тарировочных диаграмм, устанавливающих соответствие между величиной груза на подвесе и нагрузкой, приложенной к ролику.

Для экспериментального изучения вопросов нагревания и разрушения использовали ролики с упругим ободом из полиуретана марки "Дуотан" (Duothane) фирмы Synair (США) и CIL (Великобритания). Параметры роликов: диаметр d = 80 мм, ширина b = 30 мм и толщина упругого обода h = 11 мм; твердость роликов по Шору: 75 ShA, 85 ShA и 95 ShA.

При экспериментальном исследовании полиуретановые ролики нагружали при заранее установленных пределах относительной деформации упругого обода, которые примерно соответствовали рабочему диапазону нагружения. Для полиуретана твердостью 75 ShA эти пределы составили от 10 до 20 %, твердостью 85 ShA — от 8 до 18 % и 95 ShA — от 5 до 15 %. Нагружение проводили с интервалом 2 %.

На рис. 2 приведена схема контакта полиуретанового ролика с беговым барабаном установки при нагружении вертикальной силой F. Полиуретановый ролик вращается с угловой скоростью $\omega_р$ под действием силы трения $F_{тр}$ между роликом и барабаном. Беговому барабану от электродвигателя передается крутящий момент $M_к$, который расходуется на преодоление момента сопротивления качению полиуретанового ролика. Реакция R в контакте ролика с барабаном, перпендикулярная к направлению движения и равная вертикальной нагрузке F, при качении сдвигается на некоторое

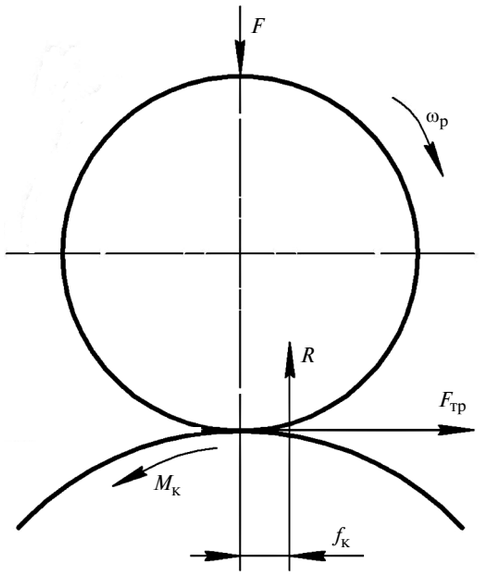


Рис. 2. Схема сил, моментов и реакций, действующих на ролик при его вращении в контакте с беговым барабаном

Ve0717.fm Page 68 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

расстояние $f_к$, называемое коэффициентом трения качения (трение второго рода). Реакция R создает относительно центра колеса момент сопротивления качению, определяемый по зависимости $M_к = Rf_к$.

В нашем случае исследование трех переменных и проведение серии испытаний является целью получения зависимостей для заранее установленных пределов изменения переменных. В этом случае при обработке экспериментальных данных можно использовать факториальный анализ и определить влияние каждой переменной в отдельности на результат эксперимента. Подробно этот вопрос рассматривается в работе Фишера [5].

По результатам большого числа измерений температуры нагрева полиуретанового ролика при разных режимах нагружения получили эмпирическую зависимость температуры полиуретанов разной твердости от скорости нагружения и относительной деформации:

$$T = \frac{T_в + \alpha 6{,}9 \upsilon_л^{1{,}65} + \beta 95[\varepsilon]}{1{,}67 - 0{,}007\,\mathrm{ShA}} \qquad (1)$$

или в развернутом виде:

$$T = \frac{T_в + \alpha 6{,}9 \upsilon_л^{1{,}65} + \beta 95 \sqrt[3]{\left(\dfrac{F}{2E_{дин} bd\sqrt{h/d}}\right)^2}}{1{,}67 - 0{,}007\,\mathrm{ShA}}, \qquad (2)$$

где $T_в$ — температура окружающего воздуха, °С; α — коэффициент, 1 °С · с/м; β — коэффициент, 1 °С; ε — относительная деформация; $\upsilon_{лин}$ — линейная скорость нагружения, м/с; F — нагрузка на ролик, Н; $E_{дин}$ — динамический модуль нагружения, МПа.

Выражение (2) получено для случая сжатия полиуретановой детали вращения определенной геометрической формы при определенных рабочих скоростях и соответствующем охлаждении воздухом при вращении.

Учитывая, что большинство полиуретановых деталей работают при скоростях деформации, значительно превосходящих скорости релаксационных процессов, большое значение имеет установление зависимости вида:

$$E_{дин} = K_{д.у} E_{ст0}, \qquad (3)$$

согласно которой динамический модуль $E_{дин}$ упругости полиуретана, соответствующий заданной скорости деформации, определялся бы произведением начального статического модуля $E_{ст0}$ упругости при сжатии и коэффициента $K_{д.у}$ динамического ужесточения, учитывающего влияние скорости деформации на модуль упругости полиуретана данной твердости. Коэффициент $K_{д.у}$ в общем случае — это зависимость, учитывающая скорость деформации и твердость полиуретана. Отметим, что искомая зависимость трудно поддается теоретическому анализу, поэтому ее легче определить экспериментально. Этот вопрос рассмотрен в работе [6].

Далее приведем экспериментальную зависимость для определения коэффициента динамического нагружения

$$K_{д.у} = \frac{E_{дин}}{E_{ст0}} = 1 + \frac{\upsilon^{1{,}28 - 0{,}0059\,\mathrm{ShA}}}{20 - 0{,}19\,\mathrm{ShA}}.$$

Из зависимости (2) следует, что температура нагрева от деформации имеет линейную зависимость, а от скорости нагружения — степенную зависимость. Таким образом, в большей степени на нагревание полиуретана влияет скорость нагружения, так как молекулы полимера не успевают деформироваться с предлагаемой скоростью. При этом процесс деформирования сопровождается потерей энергии на внутреннее трение (гистерезис), а часть энергии в виде теплоты выделяется в окружающую среду.

Повышение температуры нагрева ускоряет физико-химические процессы в полиуретане и изменяет его механические характеристики, в частности, появляется значительная нелинейность в зависимости сила — деформация. Эффекты от структурных изменений материала известны как эффекты Патрикеева — Муллинза [7] и вызваны тиксотропией, т. е. разрушением и рекомбинацией структуры эластомера. Согласно Бюхе [8] размягчение эластомера является результатом разрыва сильно растянутых цепей микромолекул.

В последнее время согласно работе [9] разрушение полимеров интерпретируют как кинетический процесс, активированный температурой и внешней механической нагрузкой. Такой кинетический, называемый флуктуационным, подход означает, что разрушение рассматривается как непрерывно развивающийся во времени процесс накопления повреждений, который существенно зависит от условий нагружения, температуры и внешней среды. Для полимерных материалов процесс разрушения согласно работе [10] можно условно разделить на три фазы.

Первая фаза — деформация валентных углов и связей под действием внешних напряжений, которая снижает энергию диссоциаций межатомных связей в скелете полимерной цепочки и увеличивает тем самым вероятность разрыва химических связей тепловыми флуктуациями.

Вторая фаза характеризуется разрывом макромолекул полимера под действием термических флуктуаций и внешней силы и образованием свободных радикалов и химически стабильных продуктов микроразрушения.

Ve0717.fm Page 69 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

Третья фаза — зарождение, накопление, развитие микротрещин и их слияние, приводящих в конечном итоге к макроразрушению материала.

Полученные зависимости (1) и (2) справедливы для сплошных деталей вращения, таких как массивные шины, бегунки ступеней эскалаторов и др., для которых характерны определенные условия работы и охлаждения и постоянное динамическое нагружение. В данной серии экспериментов получили предельные значения температуры полиуретана и допускаемой относительной деформации, при которых наступает разрушение упругого полиуретанового обода (таблица).

Разрушение структуры полиуретана подтверждают продукты деструкции материала, вытесняемые из трещин, выходящих на поверхность обода. Разрушение обода идет в тангенциальном направлении по разрыхленному слою. Продукты деструкции полиуретана имеют вид шариков диаметром 2÷3 мм и более темный цвет по сравнению с исходным материалом (рис. 3). Очаг разрушения материала возникает в зоне максимальных напряжений. Для определения напряжений в ободе колеса провели уточненный расчет напряженно-деформированного состояния с использованием численных методов теории упругости. Наиболее эффективным для решения поставленной задачи оказался метод конечных элементов в пространственной постановке [11]. Результаты расчетов показали, что наибольшие касательные напряжения в сочетании с существенными нормальными напряжениями действуют в средней части обода и именно здесь развивается более высокая внутренняя температура, при достижении предельного значения которой начинается деструкция эластомера.

Для подтверждения полученных результатов провели экспериментальное измерение температуры внутри обода, для чего обод прокололи и в отверстие ввели термопару. Разность температур внутри обода и на поверхности составила 2÷3 °С.

Для предотвращения внутреннего расслоения полиуретанового обода массивной шины или деталей вращения с упругим ободом из полиуретана (ролики ступеней эскалатора, технологические ролики и др.), работающих безостановочно в течение нескольких часов, необходимо определить максимальную скорость движения, при превышении которой наступает деструкция материала обода.

Предельные значения температуры, относительной деформации и максимальной скорости деформирования

Твердость полиуретана	T_{max}, °С	ε_{max}	υ_{max}, м/с
95 ShA	70	0,09	2,9
85 ShA	65	0,12	2,0
75 ShA	60	0,14	1,8

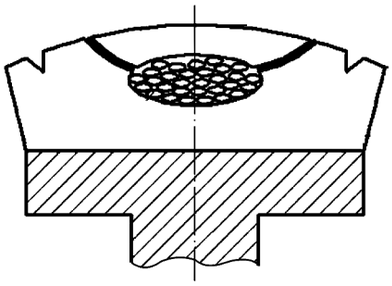


Рис. 3. Схема внутреннего расслоения обода

С учетом предельно допускаемых значений температур (T_{lim}) и относительных деформаций (ε_{lim}) для полиуретанов разной твердости (см. таблицу) из уравнения (1) определим предельную скорость перемещения:

$$\upsilon_{л\ lim} = \left[\frac{\frac{T_{lim}}{[K_т]}(1{,}67 - 0{,}007\,\mathrm{ShA}) - T_в - 0{,}95\frac{\varepsilon_{lim}}{[K_\varepsilon]}}{6{,}9}\right]^{0{,}61},$$

где $K_т$ и K_ε — коэффициенты запаса по предельным температуре и деформации.

С учетом высокой стабильности физико-механических свойств полиуретана, строгом соблюдении предельно допускаемой относительной деформации обода и высокой достоверности методики расчета принимаем коэффициенты $K_т$ и K_ε, равными 1,3.

Таким образом, полученные выражения справедливы для деталей вращения с упругим полиуретановым ободом при постоянном динамическом нагружении, когда за время между циклами деформации теплота не успевает рассеяться полностью и суммируется при следующем нагружении, что приводит к нагреванию полиуретана. Температура будет повышаться до наступления теплового баланса между количеством теплоты, выделяемой полиуретаном за каждый цикл деформации, и количеством теплоты, передаваемой в течение этого цикла в окружающую среду.

Результаты расчета предельной скорости перемещения (при которой происходит деструкция упругого полиуретанового обода) по формуле (3), представленные в таблице, хорошо совпадают с экспериментальными измерениями линейной скорости в контакте ролика с беговым барабаном. Отклонение расчетных и экспериментальных значений составляет 6÷8 %. Для сохранения работоспособности полиуретанового обода следует строго соблюдать предельные режимы нагружения.

Ve0717.fm Page 70 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 669

Е. А. ЧЕРНЫШОВ, д-р техн. наук, А. Д. РОМАНОВ, Е. А. РОМАНОВА (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), e-mail: nil_st@nntu. ru

Повышение свойств отливок из среднелегированной высокопрочной стали применением микрохолодильников и охлаждения формы

Рассматривается влияние микрохолодильников и внешнего охлаждения на структуру, механические свойства и морфологию неметаллических включений отливок из среднелегированной высокопрочной стали специального назначения. Сравниваются свойства отливок, полученных в разных формах и при разных условиях, а также исследуется влияние комплексного воздействия на качество тяжелых корпусных отливок.

Ключевые слова: сталь, отливка, микроструктура, объемная форма, тонкостенная форма, комплексное воздействие, принудительное охлаждение, микрохолодильники, неметаллические включения, механические свойства.

The influence of microcoolers and external cooling on structure, mechanical properties and morphology of non-metallic inclusions of casts from a medium-alloyed high-strength steel of special purpose is considered. The properties of casts, obtained in different forms and at different conditions are compared, and also the influence of integral action on quality of high-weight corps casts is studied.

Keywords: steel, cast, microstructure, three-dimensional form, thin-walled form, integral action, forced cooling, microcoolers, non-metallic inclusions, mechanical properties.

Традиционное совершенствование свойств материалов улучшением их составов ограничено и в ряде случаев экономически нецелесообразно. Свойства материалов зависят в основном от их макро-, микро- и наноструктуры. Известно, что стали и сплавы с мелкокристаллической структурой имеют ряд преимуществ по сравнению со сталями и сплавами с крупнокристаллической структурой [1—3].

Первичная структура литых заготовок, имеющих разную массу и конфигурацию, формируется в период затвердевания. Именно в этот период образуется большинство литейных и кристаллизационных дефектов: усадочные и газовые раковины, пористость, разные виды ликвации, плены, неметаллические включения, кристаллизационные макро- и микротрещины и др. Дефекты снижают качество литых заготовок, их физико-механические свойства, а следовательно, надежность и ресурс литых изделий. Считается, что качество литых изделий всегда ниже качества изделий, полученных горячей деформацией слитков при прокатке или ковке.

Для уменьшения количества литейных дефектов и улучшения структуры литых заготовок необходимо оптимизировать температурный режим затвердевания. Чтобы свести к минимуму отрицательное влияние дефектов литья на качество металла, целесообразно управлять температурными полями в системе "отливка — форма" путем внешних воздействий на жидкий и кристаллизующийся металл [4—6].

Для повышения скорости затвердевания массивных литых заготовок в жидкий металл вводят микрохолодильники, которые оказывают теплофи-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 66)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Datta J.** Synthesis and Investigation of Glycolysates and Obtained Polyurethane Elastomers // Journal of Elastomers and Plastics. March 2010. 42. P. 117—127.

2. **Maity M.** Polyblend Systems of Polyurethane Rubber and Silicone Rubber in the Presence of Silane Grafting Agent // Journal of Elastomers and Plastics. July 2001. 33. P. 211—224.

3. **Marcos F. M. Pacheco.** Thermal, Chemical and Morphological Characterization of Microcellular Polyurethane Elastomers // Journal of Elastomers and Plastics. July 2009. 41. P. 323—338.

4. **Кислицин А. М.** Долговечность автомобильных шин в различных режимах движения. Н. Новгород: Волго-Вятское книжное издательство, 1992. 223 с.

5. **Fisher R. A.** Statistical Methods for Research Workers (12 th Ed.). Edinburqh & London. Oliver and Boyd. July 1954. 32. P. 356—371.

6. **Яковлев С. Н.** Экспериментальное определение износостойкости подшипников скольжения из полиуретана // Вестник машиностроения. 2017. № 5. С. 55—59

7. **Муллинз Л.** Структура и механические свойства наполненных резин // Каучук и резина. 1968. № 7. С. 18—24.

8. **Bueche F.** Reinforcement of Elastomers end Kraus. New York. April 1965. 34. P. 11—18.

9. **Huibo Zhang.** Synthesis and Characterization of Polyurethane Elastomers // Journal of Elastomers and Plastics. April 2008. 40. P. 161—177.

10. **Rek V.** Thermal Degradation of Polyurethane Elastomers: Determination of Kinetic Parameters // Journal of Elastomers and Plastics. October. 2003. 35. P. 311—323.

11. **Аношин Г. В., Державец Ю. А., Яковлев С. Н.** Уточненный расчет напряженно-деформированного состояния колес с массивным упругим ободом методом конечного элемента // Машиностроение и автоматизация производства. СПб.: СЗПИ, 1999. С. 35—40.

зическое и механическое воздействие на расплав, быстро снимают его начальный перегрев и способствуют образованию мелкокристаллической структуры [7]. Преимуществом литых изделий с мелкокристаллической структурой является то, что они имеют достаточно высокие и однородные физико-механические свойства, что гарантирует повышенные эксплуатационные характеристики изделий [8].

Нерациональный перерасход металла, связанный с его недостаточным качеством, а также расход металла при создании экономнолегированных технических сплавов можно сократить более широким и повсеместным внедрением микролегирования и модифицирования [9].

Чтобы получить более однородную структуру слитков и крупных отливок с высокими механическими свойствами в первую очередь необходимо интенсифицировать процесс затвердевания. При формировании структурных зон литых заготовок обычно рассматривают: теплоту перегрева расплава; скрытую теплоту кристаллизации стали; физическую теплоту, отдаваемую корочкой затвердевшего металла. Интенсификация внешнего теплоотвода от жидкой сердцевины, двухфазной зоны и твердой корочки стального слитка в чугунную изложницу и от стальной отливки в песчаную форму усиливает неравномерное распределение температуры по их толщине.

На фронте затвердевания скорость охлаждения (тангенс угла наклона касательной к кривой охлаждения в точке ее пересечения с температурой солидуса стали) и градиент температуры взаимосвязаны. Скорость затвердевания можно определять отношением скорости охлаждения к градиенту температуры на фронте затвердевания (фронт солидус), который продвигается от поверхности вглубь слитка или отливки.

Однако следует отметить, что возможности внешнего воздействия на процесс затвердевания ограничены, так как с увеличением толщины затвердевшей корки ее тепловое сопротивление начинает лимитировать теплоотдачу от кристаллизующегося расплава, т. е. снижается эффективность внешнего охлаждения.

Суспензионная заливка, являясь внутренним воздействием, влияет на процесс затвердевания — повышает плотность, однородность и свойства литого металла. Поэтому представляет интерес изучение качества стальных отливок, полученных в условиях комплексного воздействия при затвердевании, что особенно актуально для изучения замены деформированного металла литым. Суспензионная заливка с введением дисперсных частиц — микрохолодильников, в расплав формирующейся заготовки относится к прогрессивным способам управления формированием кристаллической структуры, ее плотности и однородности.

К теплофизическим параметрам управления процессом кристаллизации стали при затвердевании слитка или отливки относятся: температура разливки стали; температурный интервал ликвидус — солидус; ширина двухфазной зоны; скорость охлаждения затвердевающего расплава; температурные градиенты по толщине и высоте литой заготовки.

На количество образующихся в расплаве центров кристаллизации влияют физико-химические и теплофизические взаимодействия дисперсных частиц с окружающим расплавом в условиях их быстрого нагревания от начальной температуры до температуры солидуса и последующего плавления гранул в интервале температур солидус — ликвидус. В итоге микрохолодильники в затвердевающем слитке или крупной отливке под действием потоков расплава распадаются (диспергируют) на более мелкие кластеры — дополнительные центры кристаллизации [10]. Это способствует измельчению структуры заготовок, что позволяет повысить физико-механические (прочностные и пластические) свойства литого металла, полученного способом суспензионного литья с введением в расплав оптимального количества и фракции литой дроби. Регулируя процесс теплоотвода при суспензионном литье, можно управлять шириной двухфазной зоны, продолжительностью затвердевания, протяженностью структурных зон литого металла (зоны мелких равноосных и столбчатых дендритов, переходная зона глобулярных дендритов и зона крупных равноосных дендритов).

Выплавку специальной среднелегированной стали проводили в электродуговой печи с основной футеровкой, диапазон изменения температуры металла определяли с помощью вольфрам-рениевой термопары. Сталь заливали в объемную жидкостекольную форму, тонкостенную форму при ее интенсивном охлаждении водовоздушной смесью и в такую же форму, но с введением через вихревую надставку в струю жидкого металла 2 % микрохолодильников от массы отливки (комплексное воздействие). В качестве микрохолодильников использовали железный порошок.

Для оценки возможностей литой Cr—Ni—Mo—V стали кроме структуры и плотности металла изучали влияние условий затвердевания на механические свойства до термической обработки. Усредненные данные по механическим свойствам приведены в табл. 1. Установлено, что механические свойства, особенно пластичность и ударная вязкость, образцов, вырезанных из отливок, залитых в тонкостенные формы, значительно выше, чем контрольных образцов. Повышение механических свойств отливок можно объяснить ускоренной кристаллизацией, более мелкой структурой и благоприятным распределением неметаллических включений. Лучшие свойства имеет сталь, залитая с микрохолодильниками. Она имеет больший запас прочности, что

Ve0717.fm Page 72 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

после термообработки может обеспечить хорошее сочетание прочности, пластичности и ударной вязкости.

Получение отливок в тонкостенных формах показало, что их влияние на качество литья и возможность регулирования теплоотвода сохраняются только при толщине облицовочного слоя не более 20÷30 мм [11, 12]. В данной работе для получения облицовочного слоя использовали керамическую огнеупорную суспензию по Шоу-процессу. После извлечения модели керамический оболочковый слой прокаливали. Так как отливка, полученная в объемной форме, имеет массивный прилив, то для создания направленного затвердевания по вертикали в этом месте устанавливали толстостенный наружный холодильник. Толщина облицовочного огнеупорного слоя составляла от 5 мм внизу формы до 25 мм в верхней части, что одновременно ускоряло и обеспечивало направленное затвердевание отливки без использования массивного холодильника.

Предварительные лабораторные исследования качества исследуемой стали при комплексном воздействии показали, что при введении микрохолодильников и интенсивном охлаждении тонкостенных форм повышаются структурная и физическая однородность, изотропность механических свойств, уменьшается глубина усадочной раковины, становятся мельче макро- и микроструктура.

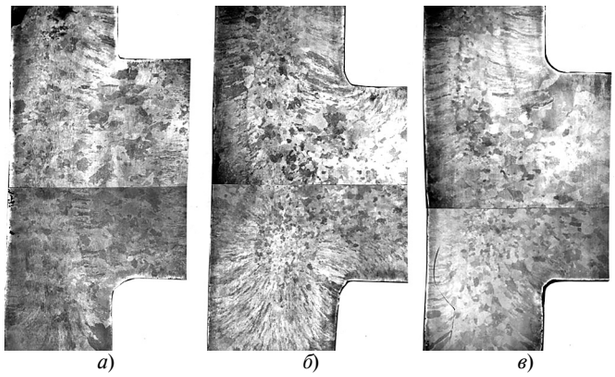
На первом этапе влияние принудительного охлаждения и суспензионной заливки изучали на отливках "корпус обечайки" массой 750 кг. Качество металла исследовали на темплетах и образцах, вырезанных из этих отливок. Для исследования макроструктуры использовали продольные темплеты, анализ которых показал, что отливка, полученная в песчаной форме, имеет крупнозернистое строение (рис. 1, *а*). Зона столбчатых кристаллов отсутствует за исключением торца бобышки, где заметно влияние массивного металлического холодильника. Усадочная раковина из прибыли проникает в тело отливки на глубину 70 мм.

При затвердевании отливки в тонкостенной форме с принудительным охлаждением макроструктура существенно отличается: видна плотная зона столбчатых кристаллов, свидетельствующая об увеличении градиента температур по сечению

Таблица 1

Механические свойства стали в литом состоянии

Вариант заливки	$\sigma_т$, МПа	$\sigma_в$, МПа	δ, %	ψ, %	*KCU*, МДж/м^2
Объемная форма	875,2	930,2	2,5	2,6	0,21
Тонкостенная форма с принудительным охлаждением	900,6	957,6	4,4	5,4	0,34
Суспензионная заливка в тонкостенную форму	917,2	1020,2	4,1	6,4	0,32



а) *б*) *в*)

Рис. 1. Макроструктуры отливок массой 750 кг, полученных в объемной форме (*а*), в тонкостенной форме с принудительным охлаждением (*б*) и с введением микрохолодильников (*в*)

отливки (рис. 1, *б*). Кроме того, наклон осей дендритов показывает явно выраженную направленность затвердевания в сторону прибыли даже без использования наружного холодильника. В центре отливки наблюдается небольшая зона мелких равноосных кристаллов. Усадочная раковина полностью расположена в прибыли, что указывает на возможность уменьшения прибыли.

При комплексном воздействии также без использования наружного холодильника макроструктура затвердевающей отливки еще плотнее и однороднее. В результате введения микрохолодильников, являющихся активными центрами кристаллизации, образуется зона мелких равноосных кристаллов значительных размеров (рис. 1, *в*). Узкая зона столбчатых кристаллов (примерно в 2,5 раза меньше) обнаружена только по периферии отливки и является результатом интенсивного охлаждения металлооболочковой формы. Усадочная раковина также полностью находится в прибыли, а в отливке не наблюдается осевой рыхлости.

На втором этапе изучали влияние микрохолодильников в сочетании с принудительным охлаждением металлооболочковой формы на структуру тяжелых корпусных отливок массой 8 т в виде полого цилиндра с двумя патрубками. Для исследования качества их металла продольные темплеты вырезали из-под прибыли по всей высоте отливки, а поперечные (радиальные) — в промежутке между прибылями по окружности обечайки (рис. 2).

Самое крупное зерно имеет отливка, полученная в объемной форме. В центральной зоне по сечению отливки видна пористость как на продольном, так и на поперечном темплете. Характер макроструктуры с изменением условий затвердевания примерно такой же, как и у отливки "корпус обечайки" (рис. 3).

Микроструктура исследуемой стали представляет собой сорбитизированный бейнит, и она характерна для всех отливок независимо от условий затвердевания. Однако при принудительном ох-

Ve0717.fm Page 73 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

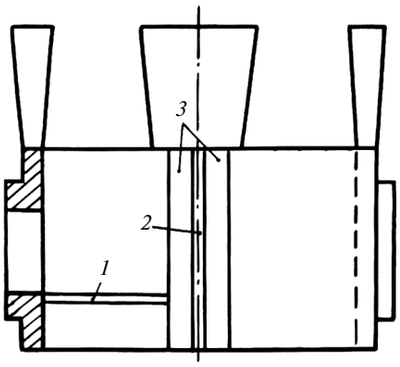


Рис. 2. Схема вырезки темплетов и проб из отливки массой 8 т:
1 и *2* — темплеты для исследования макро- и микроструктуры; *3* — пробы для исследования механических свойств

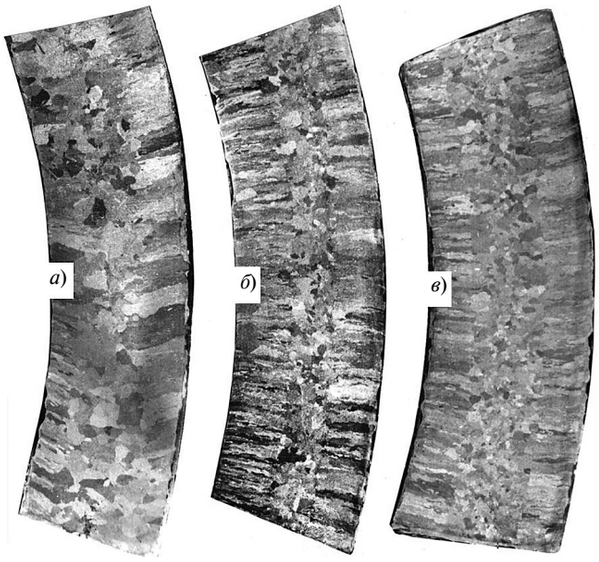


Рис. 3. Макроструктуры отливок "корпус обечайки", полученных в объемной форме (*а*), в металлооболочковой форме с принудительным охлаждением (*б*) и с введением микрохолодильников (*в*)

лаждении и введении микрохолодильников затвердевающий расплав приобретает более дисперсную микроструктуру по сравнению с контрольным металлом, что особенно заметно при исследовании субзеренной структуры. У контрольного металла субзерно более крупное, особенно в центре отливки (см. рис. 3, *а*). Повышение скорости кристаллизации принудительным охлаждением приводит к измельчению структуры (см. рис. 3, *б*). При комплексном воздействии на затвердевающий расплав наблюдается наиболее мелкое и однородное по сечению субзерно, т. е. размеры субзерен прямо зависят от условий затвердевания (см. рис. 3, *в*).

Исследования с помощью электронного микроскопа показали, что расположение карбидов зависит от способа получения отливок. Для металла, полученного в объемной форме (рис. 4, *а*), размер частиц $\approx 5 \cdot 10^{-6}$ см, для металла с добавкой инокулятора он значительно меньше — 10^{-6} см (рис. 4, *б*). Повышение скорости кристаллизации отливки при комплексном воздействии приводит к более равномерному их распределению при одновременном измельчении более чем в 5 раз (рис. 4, *в*).

Неметаллические включения в литой стали исследовали металлографическим методом, который позволяет установить их количество, форму и размеры. Исследовали шлифы, вырезанные по сечению отливки (табл. 2). Полученные результаты показали, что условия кристаллизации по-разному влияют на каждый из видов неметаллических включений. Скорость затвердевания влияет на количество, размеры и расположение сульфидных включений. Их количество и размеры увеличиваются от периферии к центру отливки, причем значительнее у отливки, полученной в объемной форме, в центральных частях они имеют вид пленок, расположенных по границам зерен. При принудительном охлаждении сульфиды располагаются более равномерно по всему сечению и имеют вид более тонких и прерывистых пленок. При комплексном воздействии образуются оксисульфиды компактной формы, расположенные в основном внутри зерна. При введении микрохолодильников число оксидных включений увеличивается в 1,3—1,5 раза, но при этом они имеют округлую форму. Количество силикатных включений и их размеры практически не меняются по сечению отливки и не зависят от скорости кристаллизации.

Проведенные исследования позволили установить, что принудительное охлаждение тонкостенных форм и введение микрохолодильников значи-

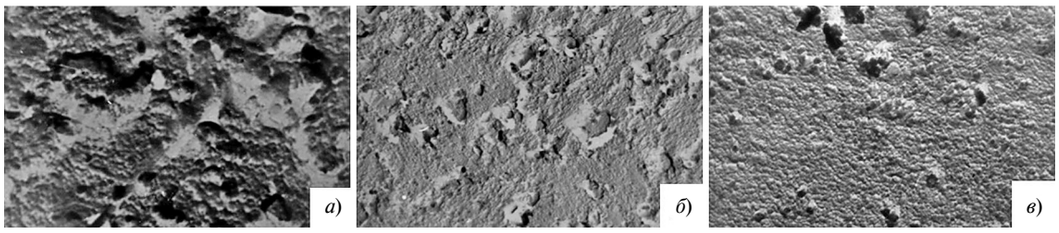


Рис. 4. Распределение карбидов в микроструктуре стали, полученной в объемной форме (*а*), в металлооболочковой форме с принудительным охлаждением (*б*) и с введением микрохолодильников (*в*)

Ve0717.fm Page 74 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

Таблица 2

Влияние условий кристаллизации на характер неметаллических включений

Вариант заливки	Содержание включений по сечению отливки, мас. %		
	сульфидов	оксидов	силикатов
Контрольная отливка	0,004÷0,022	0,006÷0,02	0,001÷0,004
Отливка в тонкостенную форму с принудительным охлаждением	0,001÷0,002	0,006÷0,012	0,001
Суспензионная заливка металла в тонкостенную форму	0,001÷0,005	0,009÷0,025	0,001

тельно влияет на количество и характер распределения неметаллических включений.

Таким образом, экспериментально доказана возможность направленного затвердевания и получения плотных отливок в тонкостенных формах даже при отсутствии технологических напусков на отливке и внешних металлических холодильников. Установлено, что внешнее воздействие (состав, толщина облицовочного слоя тонкостенных форм и интенсивность охлаждения) и комплексное воздействие (суспензионная заливка в тонкостенные формы) позволяют управлять процессами кристаллизации и затвердевания отливок, измельчать микроструктуру и повышать плотность литого металла из специальных марок сталей. Наиболее эффективно это достигается при комплексном воздействии.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Экономнолегированные** стали с наномодифицированной структурой для эксплуатации в экстремальных условиях // И. В. Горынин, В. В. Рыбин, В. А. Малышевский и др. // Вопросы материаловедения. 2008. № 2. С. 7—11.

2. **Орыщенко А. С., Голосиенко С. А.** Новое поколение высокопрочных судостроительных корпусных сталей // Судостроение. 2013. № 4. С. 73—76.

3. **Чернышов Е. А., Романов А. Д., Романова Е. Д.** Развитие металлургических технологий производства и получения ответственных изделий из высокопрочных судостроительных сталей // Черные металлы. 2015. № 3. С. 33—37.

4. **Ефимов В. А.** Разливка и кристаллизация стали. М.: Металлургия, 1976. 552 с.

5. **Самойлович Ю. А.** Системный анализ кристаллизации слитка. Киев: Наукова думка, 1983. 248 с.

6. **Мамишев В. А., Шинский О. И., Соколовская Л. А.** О теплофизическом взаимодействии слитка с изложницей и отливки с формой в процессе формирования литой структуры // Литье и металлургия. 2008. № 3 (48). С. 307—309.

7. **Соколовская Л. А., Мамишев В. А.** О математическом моделировании задач с фазовыми переходами в металлургии и литейном производстве // Процессы литья. 2009. № 2. С. 24—29

8. **Мамишев В. А., Шинский О. И., Соколовская Л. А.** Системный анализ процесса затвердевания литых заготовок разной массы и назначения // Процессы литья. 2010. № 1. С. 20—24.

9. **Гарост А. И.** Железоуглеродистые сплавы: структурообразование и свойства. Минск: Беларус. навука, 2010. 252 с.

10. **Соколовская Л. А., Мамишев В. А.** Моделирование на ЭВМ теплового состояния микрохолодильников в условиях объемной кристаллизации стали // Процессы разливки, модифицирования и кристаллизации стали и сплавов. Волгоград: Дом техники, 1990. Ч. 1. С. 63—65.

11. **Расчет** процесса затвердевания стальной отливки в металлооболочковой форме / Н. П. Светлов, З. И. Юшкова, Ю. А. Зиновьев и др. // Литейное производство. 1979. № 9. С. 7.

12. **Юрин Ю. М.** Расчет процессов затвердевания и охлаждения стальных отливок в формах с использованием номограмм и программ: монография. Нижний Новгород: Нижегородский ГТУ, 2010. 276 с.

Вниманию авторов

Не допускается предлагать к публикации уже опубликованные или намеченные к публикации в других журналах материалы.

Статьи в редакцию можно присылать на e-mail: vestmash@mashin.ru. В случае пересылки статьи почтой, кроме текста, напечатанного на белой бумаге формата А4 на одной стороне листа через 1,5—2 интервала 14-м кеглем, необходимо прикладывать электронную версию (шрифт Times New Roman в Microsoft Word, 14-й кегль, расстояние между строк 1,5).

К статье прилагаются:

1) акт экспертной комиссии, подтверждающий, что статья не содержит материалов, входящих в перечень сведений, отнесенных к государственной тайне Указом Президента РФ № 1203 от 30.11.1995, и может быть опубликована в открытой печати;

2) аннотация (1—3 предложения) и ключевые слова;

3) сведения об авторах (фамилия, имя, отчество, место работы, должность, ученая степень, адрес, e-mail, телефон).

Объем статьи не должен превышать 20 страниц (с рисунками и таблицами). Все страницы должны быть пронумерованы. Рисунки и таблицы давать после текста.

Представляя статью в редакцию для публикации, авторы выражают согласие с тем, что:

1) статья может быть переведена и опубликована на английском языке;

2) после публикации в журнале материал может быть размещен в Интернете;

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

Редакция оставляет за собой право сообщать автору о результатах рецензирования без предоставления рецензии.

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

Минимальный срок публикации — 4 месяца со дня предоставления рукописи в редакцию при соблюдении всех изложенных выше требований (обусловлен технологическим процессом).

Ve0717.fm Page 75 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.9.025.01.001.573

Б. М. БРЖОЗОВСКИЙ, Е. П. ЗИНИНА, В. В. МАРТЫНОВ, доктора технических наук, Е. С. ПЛЕШАКОВА (Саратовский ГТУ им. Ю. А. Гагарина), e-mail: v_martynov@mail.ru

Аналитическая модель износостойкости модифицированного режущего инструмента[1]

Получена аналитическая модель для расчета времени стойкости модифицированного режущего инструмента, на основании которой можно определить условия гарантированного повышения его износостойкости и, как следствие, надежности технологических процессов изготовления деталей на станках с ЧПУ.

Ключевые слова: режущий инструмент, модифицированный слой, разрушение, микрообъем, аналитическая модель, время стойкости, гамма-распределение.

The analytical model for analysis of modified cutting tool resistance time, basing on which the conditions of assured increase of its wear resistance, and as a result, reliability of manufacturing processes of parts production on NC machines can be determined, is obtained.

Keywords: cutting tool, modified layer, failure, microvolume, analytical model, resistance time, gamma distribution.

Данные опытно-промышленной эксплуатации инструмента, модифицированного низкотемпературной плазмой комбинированного разряда [1—3], показали увеличение его стойкости в 1,5—3,5 раза при постепенном истирании модифицированного слоя вследствие смещения микрообъемов. В результате замедляется образование традиционных дефектов (фаска, лунка, выкрошивание, скол), влияющих на стойкость инструмента. Иначе говоря, смещение микрообъемов есть механизм повышения сопротивляемости модифицированного инструмента изнашиванию. Для описания этого механизма рассмотрим взаимодействие поверхностей контакта стружки и модифицированного слоя при следующих исходных допущениях.

1. Модифицированный слой на режущей кромке имеет толщину $H_м = 5$ мкм, ширину $l = 1000$ мкм и состоит из нанокластеров, связанных между собой аморфными структурами [4]. Нанокластеры представляют собой жесткие шары диаметром ≈70÷90 нм, которые при внешнем силовом воздействии не деформируются. Аморфные структуры, размеры которых на порядок меньше размеров нанокластеров, образуют прослойку, способную перестраиваться в направлении действующей силы.

2. Модифицированный слой разрушается без образования продуктов износа.

3. Наиболее интенсивно разрушаются режущие кромки, что приводит к обнажению зерен матрицы. Переход к матрице происходит в слое, толщина которого определяется высотой выступающей части зерен матрицы, внедренных в модифицированный слой, т. е. граница между модифицированным слоем и матрицей представляет собой градиентный переход. Зерна матрицы имеют форму квадратной пирамиды со стороной основания и высотой, равными 2 мкм. Верхняя часть переходного слоя полностью состоит из модифицированного слоя, нижняя — из зерен матрицы.

4. Контактная поверхность стружки в зоне врезания инструмента в момент отделения ее от заготовки представляет собой поверхность разлома, проходящего по границам зерен обрабатываемого материала — конструкционной стали, микроструктура которой — зернистый перлит. Рельеф поверхности стружки формируют выступающие части зерен цементита, средний размер которых ≈1÷2 мкм [5].

5. Расположение выступающих частей зерен на обрабатываемой поверхности — случайное.

6. Внешнее силовое воздействие в зоне врезания имеет периодический характер, что совпадает с изменением сил при стружкообразовании. Постоянная времени стружкообразования ($T_р$) при точении обычных и термообработанных конструкционных сталей составляет 0,25÷1,8 мс (в среднем 1 мс) [6—8], а с учетом уменьшения шероховатости модифицированной поверхности и, как следствие, снижения коэффициента трения в среднем в 1,4 раза [9], составляет 0,73 мс.

7. Технологический режим соответствует данным опытно-промышленной эксплуатации модифицированного инструмента из твердого сплава Т15К6 с покрытием TiN при токарной обработке заготовок из конструкционной стали [1—3]: частота вращения $n = 1000$ мин$^{-1}$ = 16,667 с$^{-1}$; подача на оборот $S_{об} = 300$ мкм/об; глубина резания $t = 1000$ мкм; линейная подача $S_{лин} = nS_{об}/60$ мкм/с. За время, равное одному периоду стружкообразования, инструмент сместится на величину $L = S_{лин}T_р$ мкм.

[1] Исследование выполнено при поддержке гранта РФФИ № 14-08-00396.

Ve0717.fm Page 76 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

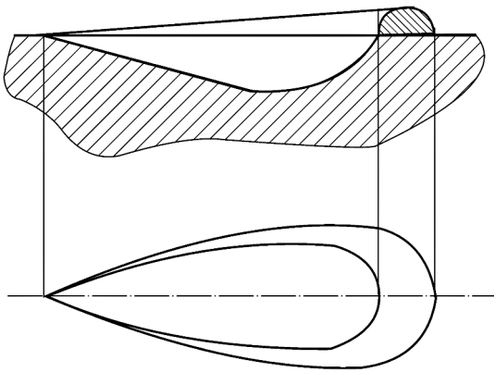


Рис. 1. Результат контактных взаимодействий зерна стружки с модифицированной поверхностью

8. Смещение инструмента и изменение внешнего силового воздействия приводят к внедрению в модифицированный слой зерна, максимально выступающего на площади, занимаемой N зернами, и имеющего радиус R; глубина h внедрения зависит от соотношения радиусов выступающего и не выступающих зерен. Не выступающие зерна только скользят по модифицированной поверхности, так как внешняя нагрузка на одно зерно снижается в $1/(N-1)$ раз в результате ее перераспределения по $(N-1)$ зернам. Кроме того, существует зерно с предельным радиусом $R_{пр}$ с точки зрения возможности внедрения в модифицированный слой.

9. Число зерен Z_n, участвующих в разрушении модифицированного слоя, определяется от общего числа зерен, одновременно присутствующих на площади lt, при условии $R \geq R_{пр}$, т. е. на площадь $s_{эл} = lt/Z_n$ приходится одно выступающее зерно. Тогда за элементарную площадку модифицированного слоя примем квадрат площадью $\sqrt{s_{эл}} \times \sqrt{s_{эл}}$, мкм^2, с которой удаляется слой объемом $V_{эл} = s_{эл}h$, мкм^3.

10. Внедрение зерна приводит к возникновению объемного напряженного состояния в модифицированном поверхностном слое. При напряжениях выше предела упругости аморфной связки произойдет ее пластическая деформация, выражающаяся в смещении микрообъемов модифицированного слоя путем их растяжения и вытеснения. В результате образуются отпечаток (след) за фронтом движения зерна и валик перед ним при минимальном уплотнении (рис. 1) аналогично образованию волны при движении твердого тела в жидкости или пластичном материале. При этом валик не создает дополнительных препятствий для соседних зерен, т. е. трение остается постоянным. Напряжения и деформации вокруг отпечатка изменяются от нуля до очень больших значений, но при этом никаких предельных состояний (например, разрушений) не достигается. Профиль отпечатка обратно пропорционален траектории изменения сил стружкообразования. Смещение микрообъемов ведет к локальным изменениям плотности и свободного объема аморфной связки. При напряжениях, не превышающих предела упругости аморфной прослойки, взаимодействие контактирующих поверхностей имеет упругий характер без смещения микрообъемов.

11. Принимаем, что вытесненный из отпечатка (следа) микрообъем V равен объему шарового сегмента

$$V = \pi h^2\left(R - \frac{1}{3}h\right),$$

где R и h — радиус внедряющегося зерна и глубина его внедрения в модифицированный слой (см. допущение 8).

Половина вытесненного микрообъема смещается в пространстве между соседними не внедряющимися в модифицированный слой зернами меньшего диаметра на величину, равную сумме радиуса R_t валика и его удвоенной максимально возможной высоты r_{max}. Оставшаяся часть формирует боковые объемы валика образованного отпечатка, которые при движении внедрившегося зерна не перемещаются.

Поскольку выступающих зерен значительно меньше, чем остальных (см. допущение 9), за выступающим зерном на элементарную площадку с бóльшей вероятностью попадет зерно диаметром $R < R_{пр}$ и произойдет контакт его края с валиком, что приведет к частичному разрушению валика путем его деформирования, смятия и распределения по поверхности модифицированного слоя. Деформированный объем определим с использованием формул площади сегмента круга, его высоты и хорды. Исходя из того, что высота сегмента равна высоте валика r_{max}, объем $V_д$, вытесненный из валика, примем равным объему параллелепипеда со сторонами: a (хорда), b (площадь сегмента/a) и $c = 1{,}6r_{max}$. При этом исходная толщина $H_м$ модифицированного слоя увеличится на ≈0,15 мкм (кластер диаметром 100 нм, окруженный аморфной связкой толщиной 0,022 нм).

Высоту валика r_{max} определим по итеративной схеме с использованием формулы для максимального объема валика (V_{max}), который может быть вытеснен выступающей частью зерна, составляющего половину объема тора:

$$V_{max} = 2\pi^2(R_t + r_{max})r^2_{max}/2$$

до момента выполнения условия

$$V_{max} \geq V.$$

Радиус R_t находится через сечение валика, рассматриваемое как сечение тора:

$$R_t = \sqrt{R^2 - (R-h)^2}.$$

Таким образом, после прохождения не внедряющегося зерна по следу внедрившегося зерна на поверхности элементарной площадки формируется

Ve0717.fm Page 77 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

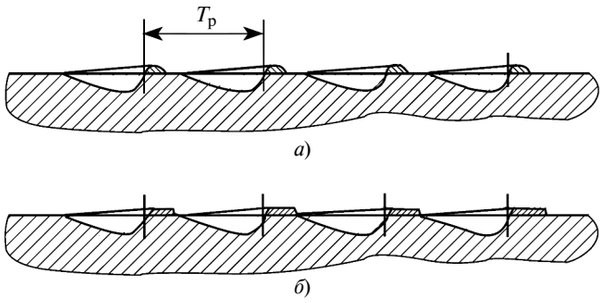


Рис. 2. Стадии разрушения модифицированного слоя:
а — вытеснение микрообъемов; *б* — смещение микрообъемов

рельеф, образованный следами от локального вытеснения и перемещения микрообъемов модифицированного слоя.

Результатом прохождения пары "внедряющееся зерно — не внедряющееся зерно" на элементарной площадке станет цепочка следов $n = \sqrt{s_{эл}}/L$, образующих волнообразный рельеф с периодом $T_р$ (рис. 2) и определяющих время удаления модифицированного слоя, т. е. его разрушения. При этом для перемещения каждого следующего вытесненного слоя потребуется переместить и предыдущий смещенный слой, что означает дополнительное перемещение микрообъема и, как следствие, дополнительное время для его осуществления.

Таким образом, можно представить пошаговую схему расчета времени разрушения модифицированного слоя, включающую вычисление:

фактически перемещенного объема $V_ф = V/2 - V_д$;

объема, вытесненного при прохождении элементарной площадки, $V_в = nV_ф$;

числа циклов, необходимых для перемещения объема модифицированного слоя, $N_ц = V_{эл}/V_в$;

дополнительно перемещаемого объема $V_{доп} = V_д n N_ц$;

общего перемещаемого объема $V_{общ} = V_{эл} + V_{доп}$;

общего числа циклов перемещения $N_{общ} = V_{общ}/V_в$;

суммарного числа циклов $N_с = N_{общ}\, n$;

полного числа циклов, необходимого для перемещения модифицированного слоя, $N_{полн} = \sum_{i=1}^{H_м} N_{ci}$.

Тогда время разрушения модифицированного слоя определим по формуле

$$T = N_{полн} 2nT_р/60, \text{ мин.}$$

При этом найденное время дополнительно увеличится с учетом относительных колебаний инструмента и заготовки, искажающих линейную траекторию микрообъемов модифицированного слоя.

Отметим, что данная схема характерна только для части модифицированного слоя, состоящей из нанокластеров и аморфных структур (связки), глубина которой составляет ≈3 мкм. Далее (см. допущение 3) рассмотрим градиентный переход к матрице, в котором смещение модифицированного слоя приводит к постепенному обнажению вершин ее зерен-пирамид. На контактной площадке этот процесс изменяет соотношения между площадями, занимаемыми составляющими переходного слоя.

Рассчитаем объем, занимаемый зернами матрицы, в элементарном слое, расположенном на глубине 3÷4 мкм от поверхности (рис. 3). Поскольку высота элементарной пирамиды, равная 2 мкм (см. допущение 3), совпадает с толщиной переходного слоя, то ее высота будет равна половине общей высоты, как и сторона основания пирамиды равна половине общего размера (по теории подобия), т. е. $h' = 1/2h$, $a' = 1/2a$. Исходя из этого, объем, занимаемый элементарным зерном в слое толщиной от 3 до 4 мкм, составит:

$$V'_{3-4} = 1/3h'(a')^2 = 1/24ha^2.$$

Оставшаяся в слое на глубине 4÷5 мкм от поверхности часть зерна представляет собой усеченную пирамиду, объем которой составит:

$$V'_{4-5} = 1/3h'(S_1 + S_2 + \sqrt{S_1 S_2}),$$

где $S_1 = (a')^2 = 1/4a^2$; $S_2 = a^2$; $\sqrt{S_1 S_2} = 1/2a^2$.

Объем, занимаемый элементарным зерном в этом слое, составит:

$$V'_{4-5} = 7/24ha^2.$$

Так как на площади $s_{эл}$ может расположиться $K = s_{эл}/a^2$ зерен, то в элементарном объеме $V_{эл} = s_{эл}(1/2h)$ объем модифицированного слоя на глубине 3÷4 мкм от поверхности составит:

$$V_{эл\ 3-4} = V_{эл} - KV'_{3-4} = V_{эл} - K(1/24ha^2) = 11/12s_{эл},$$

а на глубине 4÷5 мкм от поверхности:

$$V_{эл\ 4-5} = V_{эл} - KV'_{4-5} = V_{эл} - K(7/24ha^2) = 5/12s_{эл}.$$

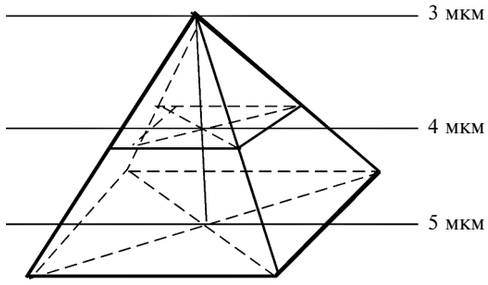


Рис. 3. Схема расчета объемных характеристик градиентного перехода к матрице

Ve0717.fm Page 78 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

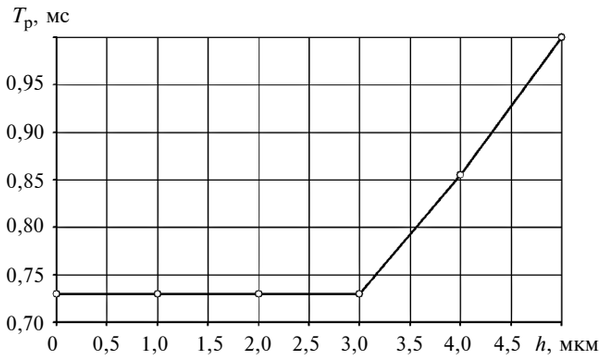


Рис. 4. Зависимость постоянной времени стружкообразования от глубины модифицированного слоя

Следовательно, в слое на глубине 3÷4 мкм от поверхности присутствует незначительное количество зерен, которое не меняет механизм смещения модифицированного слоя. Однако в результате набегания на зерна внедряющихся зерен обрабатываемого материала усиливается трение, что увеличивает постоянную времени стружкообразования (рис. 4).

Так как зерна матрицы занимают все больший объем в слое на глубине 4÷5 мкм от поверхности, механизм смещения микрообъемов изменяется следующим образом: в слое на глубине 4÷4,5 мкм от поверхности при перемещении 5/18 из 5/12 объема изменений нет; в слое на глубине 4,5÷5 мкм от поверхности набегание внедряющегося зерна обрабатываемого материала на обнаженные зерна матрицы приводит к постепенному откалыванию от них частиц (чешуек) износа размером 10^{-2} мкм^3 [10—12], которые также участвуют в смещении оставшихся 5/36 из 5/12 объема модифицированного слоя. В результате увеличивается трение и, соответственно, постоянная времени стружкообразования (см. рис. 4).

При полном удалении модифицированного слоя с контактной поверхности полностью обнажаются образующие подслой зерна матрицы, для которого характерна плотная беззазорная сглаженная структура [1].

Разрушение подслоя имеет усталостный характер и протекает в несколько стадий [11]: образование микротрещин в зерне; отделение блоков модифицированных зерен твердосплавной матрицы без нарушения сплошности контактной поверхности; образование микротрещин по границам зерен; выкрошивание отдельного зерна.

На завершающей стадии процесс изнашивания полностью распространяется на матрицу и протекает по схеме, аналогичной разрушению подслоя, что приводит к возникновению и развитию традиционных дефектов.

Полученные результаты позволяют в целом сделать следующий вывод: описание процесса разрушения модифицированного слоя, выполненное с помощью математических соотношений и логических условий, есть его аналитическая модель (рис. 5), с помощью которой можно исследовать условия повышения износостойкости модифицированного режущего инструмента. Для проверки адекватности модели провели ее испытание на ЭВМ с использованием метода Монте-Карло — одной из разновидностей численных методов исследования аналитических моделей [13]. Схема испытаний включала случайный выбор (при прочих равных условиях) значений характеристик зеренной структуры обрабатываемого материала (см. допущение 4) на основе идентификации закона их распределения и

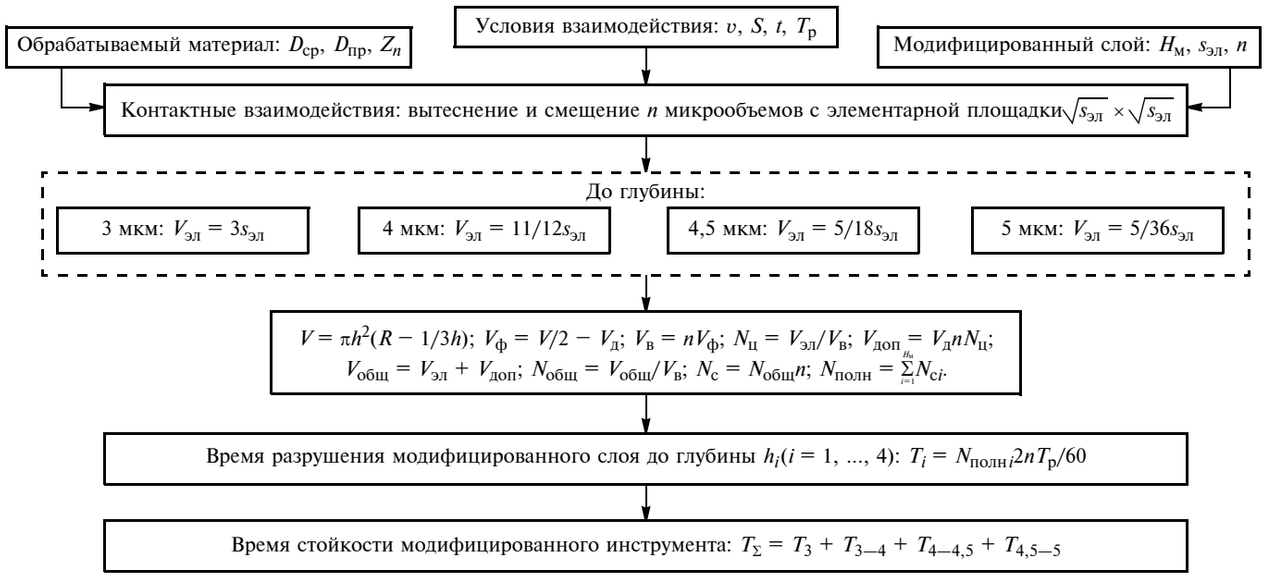


Рис. 5. Аналитическая модель процесса разрушения (износостойкости) модифицированного слоя

Ve0717.fm Page 79 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

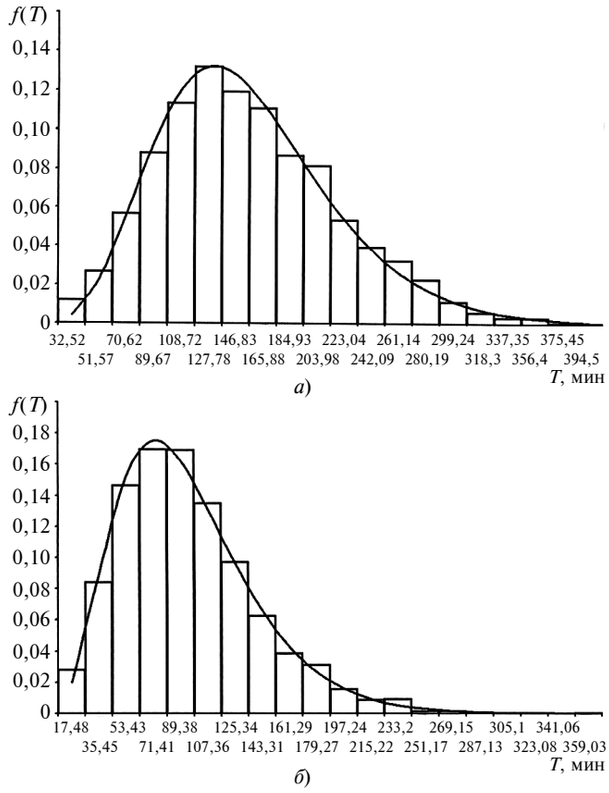


Рис. 6. Эмпирические (гистограммы) и теоретические (плавные кривые) распределения времени разрушения модифицированного слоя для среднего размера зерна структуры обрабатываемого материала 1,2 мкм (*а*) и 1,6 мкм (*б*)

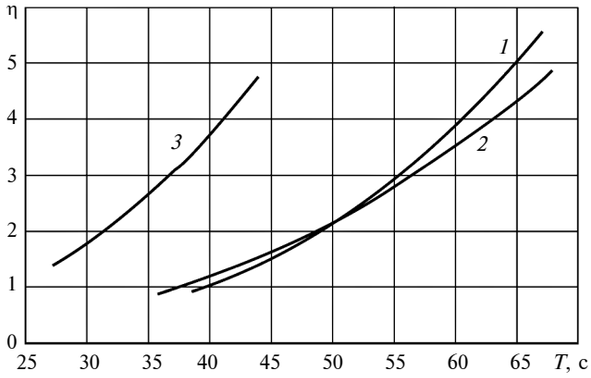


Рис. 7. Зависимости параметра η формы гамма-распределения от средней наработки *T* модифицированного инструмента до отказа при обработке сталей 30ХГСА (*1*), ШХ-15 (*2*) и 45ГСФ (*3*)

последующее воспроизведение с помощью модели процесса разрушения модифицированного слоя. Таким образом, результатом испытаний стали массивы времени разрушения модифицированного слоя, т. е. наработок инструмента до отказа.

Статистическая обработка массивов позволила установить (рис. 6), что время разрушения имеет гамма-распределение. Полученный результат является не только новым, но и вполне закономерным, поскольку гамма-распределение хорошо описывает наработку до отказа многих невосстанавливаемых монотонно стареющих механических систем и изделий на разных стадиях их рабочего процесса, т. е. когда проявляются внезапные или постепенные отказы, а также отказы обоих видов. При этом увеличение параметра η формы гамма-распределения соответствует повышению значимости постепенных отказов, вызванных прежде всего изнашиванием материалов [14, 15]. Достоверность этого положения была подтверждена результатами обработки данных о времени стойкости модифицированного инструмента из разных твердых сплавов (рис. 7) после опытно-промышленной эксплуатации на предприятиях [1—3]. Исходя из этого, гамма-распределение можно рассматривать как статистическое отображение механизма повышения сопротивляемости модифицированного слоя изнашиванию. При этом чем большее значение имеет параметр η формы, тем выше сопротивляемость. Расчет вероятностных характеристик распределения (среднее значение, мода, квантили) позволяет охарактеризовать сопротивляемость количественно и на этом основании определить условия гарантированного повышения износостойкости модифицированного инструмента и, как следствие, надежности технологических процессов изготовления деталей на станках с ЧПУ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Экспериментальное** исследование качества эксплуатации модифицированного инструмента / Б. М. Бржозовский, Е. П. Зинина, В. В. Мартынов, Е. С. Плешакова // Вестник машиностроения. 2015. № 6. С. 69—72.

2. **Reliability** of Modified Cutting Tools / B. M. Brzhozovskii, V. V. Martynov, E. P. Zinina, E. S. Pleshakova // Russian Engineering Research. 2014. V. 34. Issue 12. P. 769—772.

3. **Повышение** эффективности механической обработки деталей на основе применения инструмента с модифицированными рабочими поверхностями и оптимизации процесса резания / Б. М. Бржозовский, В. В. Мартынов, М. Б. Бровкова, Е. П. Зинина // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2012. № 1. С. 3—10.

4. **Интегральное** оценивание качества процесса плазменной модификации рабочей части металлорежущего инструмента / Б. М. Бржозовский, С. Б. Вениг, В. В. Галушка и др. Саратов: Издательский дом "Райт-Экспо", 2014. 160 с.

5. **ГОСТ 8233—56.** Сталь. Эталоны микроструктуры. М.: ИПК Изд-во стандартов, 2004. 10 с.

6. **Кудинов В. А.** Динамика станков. М.: Машиностроение, 1967. 360 с.

7. **Кабалдин Ю. Г., Биленко С. В., Саблин П. А.** Математическое моделирование динамической устойчивости системы резания в виде нелинейного осциллятора с разрывными характеристиками // Вестник машиностроения. 2006. № 10. С. 35—43.

8. **Санкин Ю. Н., Санкин Н. Ю.** Устойчивость токарных станков при нелинейной характеристике процесса резания / Под общ. ред. Ю. Н. Санкина. Ульяновск: УлГТУ, 2008. 137 с.

Ve0717.fm Page 80 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 621.9:658.5

А. В. ПОПОВ, д-р техн. наук, А. В. ДУГИН, канд. техн. наук (Технический университет, г. Либерец, Чешская Республика), e-mail: alespopov@yandex.ru

Повышение точности определения сил резания на задней поверхности инструмента[1]

Для повышения точности определения сил резания при обработке заготовки инструментом с разным износом задней поверхности сравниваются два метода: с учетом их реального контакта и без учета реального контакта, предложенный Н. Н. Зоревым.

Ключевые слова: режущий инструмент, сила резания, задняя поверхность, свободное прямоугольное резание, толщина среза.

For accuracy improvement of determination of cutting forces at billet machining by a tool with different wear of back surface the two methods are being compared: taking into account its real contact and not considering it, suggested by N. N. Zorin.

Keywords: cutting tool, cutting force, back surface, free orthogonal cutting, cut thickness.

Для повышения надежности процесса микрорезания как при расчете инструмента на прочность, так и при контроле сил в процессе резания необходимо знать силы резания на задней поверхности инструмента с целью предотвращения его поломок. Это связано с тем, что при обработке с малыми толщинами среза нельзя пренебрегать силами резания на задней поверхности, как, например, при резании с большими толщинами среза, так как эти силы при малых толщинах среза по величине сопоставимы с силами резания на передней поверхности, а иногда и превышают их [1]. Поэтому повышение точности определения сил резания на задней поверхности имеет большое прикладное значение.

Силы резания на задней поверхности часто определяют путем их сравнения при разных износах задней поверхности [2—4]. При использовании этого метода, который впервые предложил Н. Н. Зорев, предполагалось, что контакт задней поверхности режущего инструмента с обрабатываемой поверхностью заготовки равен ее износу (рис. 1, *а*) [1]. Однако в ходе исследования предположили, что реальный контакт задней поверхности инструмента с поверхностью заготовки больше ее износа (рис. 1, *б*), и эта разница может значительно исказить результаты определения сил резания на задней поверхности. Для определения реального контакта обрабатываемой заготовки с задней поверхностью инструмента и силы резания на ней провели исследование при свободном прямоугольном резании на универсально-фрезерном станке.

Использовали резец CTCPN 2514 M16 с пластиной TPUN 160308 из твердого слава S30 фирмы PRAMET TOOLS, который закрепили неподвижно на вертикальной фрезерной головке. При резании передний угол составил 5°, задний угол — 6°. Последовательно обрабатывали заготовки длинной 100 мм и шириной 6 мм из 12 разных материалов. Заготовку в тисках закрепляли на столе динамометра KISTLER мод. 9265B-9441B. Получили погрешность измерения составляющих силы резания ±2 %. Каждое измерение повторяли 5 раз и оп-

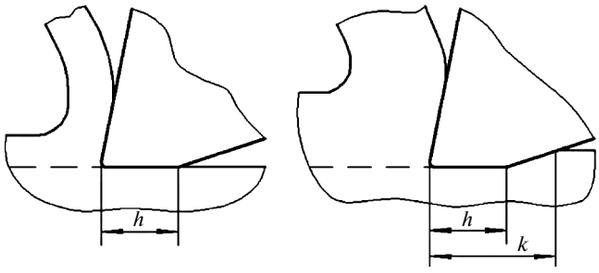


Рис. 1. Схемы теоретического (*а*) и реального (*б*) контактов задней поверхности инструмента с обрабатываемой заготовкой

[1] Статья выполнена в рамках проекта SGS—21126 Технического университета г. Либерца.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 75)

9. **Бржозовский Б. М., Мартынов В. В., Зинина Е. П.** Упрочнение режущего инструмента воздействием низкотемпературной плазмы комбинированного разряда. Саратов: СГТУ, 2009. 176 с.

10. **Владимиров В. И.** Физическая природа разрушения металлов. М.: Металлургия, 1984. 280 с.

11. **Тахман С. И.** Разработка единых моделей процесса изнашивания инструментальных твердых сплавов // Вестник машиностроения. 2008. № 9. С. 56—59.

12. **Берсудский А. Л.** Влияние напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя на износостойкость поверхностей деталей // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006. № 6. С. 52—59.

13. **Советов Б. Я., Яковлев С. А.** Моделирование систем. Учебник для вузов. М.: Высшая школа, 1985. 271 с.

14. **Хан Г., Шапиро С.** Статистические модели в инженерных задачах. Пер. с англ. М.: Мир, 1969. 400 с.

15. **Хазов Б. Ф., Дидусев Б. А.** Справочник по расчету надежности машин на стадии проектирования. М.: Машиностроение, 1986. 224 с. (Основы проектирования машин).

Ve0717.fm Page 81 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

ределяли среднее значение силы резания. Скорость резания 0,45 м/мин обеспечивали продольным перемещением стола станка. Для охлаждения использовали воду, как и в экспериментах Н. Н. Зорева [1]. Минимальные скорости резания и использование воды позволили исключить застойные явления на передней поверхности инструмента и гарантировали полноценный контакт задней поверхности инструмента и заготовки. Толщину среза устанавливали вручную и контролировали индикатором с ценой деления 0,002 мм.

Для реализации метода на режущих пластинах предварительно шлифованием формировали искусственную площадку износа, размер h которой измеряли с помощью микроскопа с точностью 0,01 мм (см. рис. 1, *а*). Для определения длины реального контакта с обрабатываемым материалом заднюю поверхность инструмента перед резанием покрывали тонким слоем краски. После 10 проходов краска в месте контакта в результате трения удалялась с поверхности инструмента. Реальный контакт k задней поверхности инструмента и заготовки измеряли с помощью микроскопа с точностью 0,01 мм (см. рис. 1, *б*).

Результаты измерений износа задней поверхности инструмента (h) и ее реального контакта (k) с заготовкой при свободном прямоугольном резании разных материалов приведены в таблице. Установлено, что реальный контакт значительно больше фаски износа. При резании алюминиевого сплава AlCu6BiPb инструментом с износом 0,03 мм реальный контакт поверхностей инструмента и заготовки превысил износ в 6 раз, при износе 0,3 мм эта разница составила 30 %, при износе 0,5 мм — 62 %. При резании конструкционной стали 18NiCr5-4 инструментом с износом 0,03 мм реальный контакт поверхностей инструмента и заготовки превысил износ в 10 раз, при износе 0,3 мм эта разница составила 3,1 раза, при износе 0,5 мм — 2,8 раза. При резании коррозионно-стойкой стали X5CrNiTi18-10 инструментом с износом 0,03 мм реальный контакт поверхностей инструмента и заготовки превысил износ в 12 раз, при износе 0,3 мм эта разница составила 3,6 раза, при износе 0,5 мм — 3,4 раза.

Далее рассмотрим использование метода сравнения сил резания при обработке различных материалов инструментом с разным износом h задней поверхности [1]. При обработке конструкционной стали 18NiCr5-4 измеряли нормальную P_y и касательную P_z составляющие силы резания в зависимости от износа h и толщины среза. Было установлено, что при толщине среза 0,05 мм нормальная сила P_y = 548 Н, а касательная сила P_z = 210 Н (рис. 2, *а*).

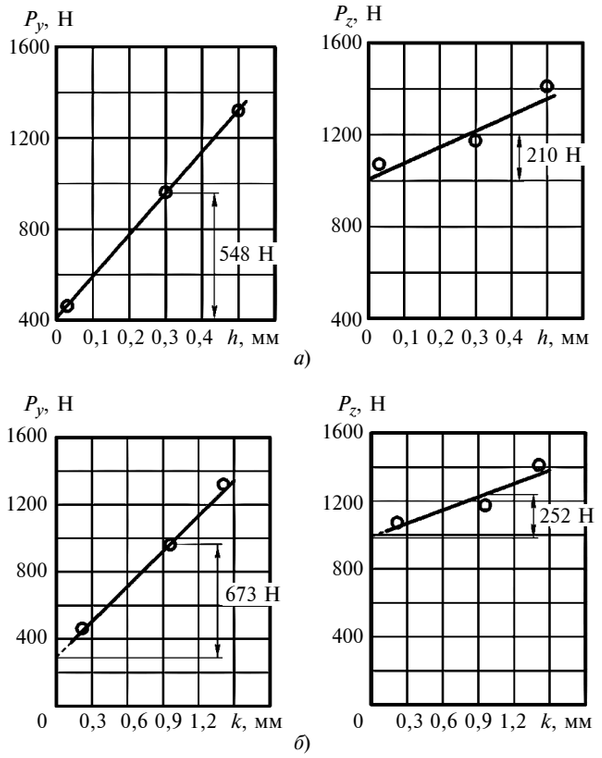


Рис. 2. Составляющие P_y и P_z силы резания на задней поверхности при обработке конструкционной стали 18NiCr5-4 с использованием метода сравнения сил резания при разных износах h задней поверхности (*а*) и при разных износах с учетом реального контакта k (*б*)

При обработке конструкционной стали 18NiCr5-4 также измеряли нормальную P_y и касательную P_z составляющие силы резания при разных толщинах среза, но с учетом реального контакта k задней поверхности инструмента с заготовкой. Было установлено, что при толщине среза 0,05 мм нормальная сила на задней поверхности P_y = 673 Н, касательная сила P_z = 252 Н (рис. 2, *б*).

Таким образом, при свободном прямоугольном резании конструкционной стали 18NiCr5-4 в одинаковых условиях нормальная и касательная составляющие силы резания на задней поверхности при использовании метода сравнения сил резания при разных износах задней поверхности соответст-

h, мм	k, мм											
	Al99,5	AlCu6BiPb	AlMgSi	AlCu4PbMgMn	AlCu4MgSi	0,17 % C	Fe360B	18NiCr5-4	16MnCr5	50CrV4	X20Cr13	X5CrNiTi18-10
0,03	0,19	0,20	0,04	0,12	0,12	0,30	0,29	0,30	0,22	0,18	0,28	0,38
0,30	0,47	0,39	0,39	0,48	0,39	0,76	0,82	0,92	0,96	0,59	0,78	1,10
0,50	0,91	0,81	0,65	0,72	0,59	1,35	1,38	1,38	1,41	1,00	1,12	1,71

Ve0717.fm Page 82 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

венно на 23 и 20 % больше нормальной и касательной сил, полученных при резании с учетом реального контакта задней поверхности инструмента и обрабатываемой заготовки.

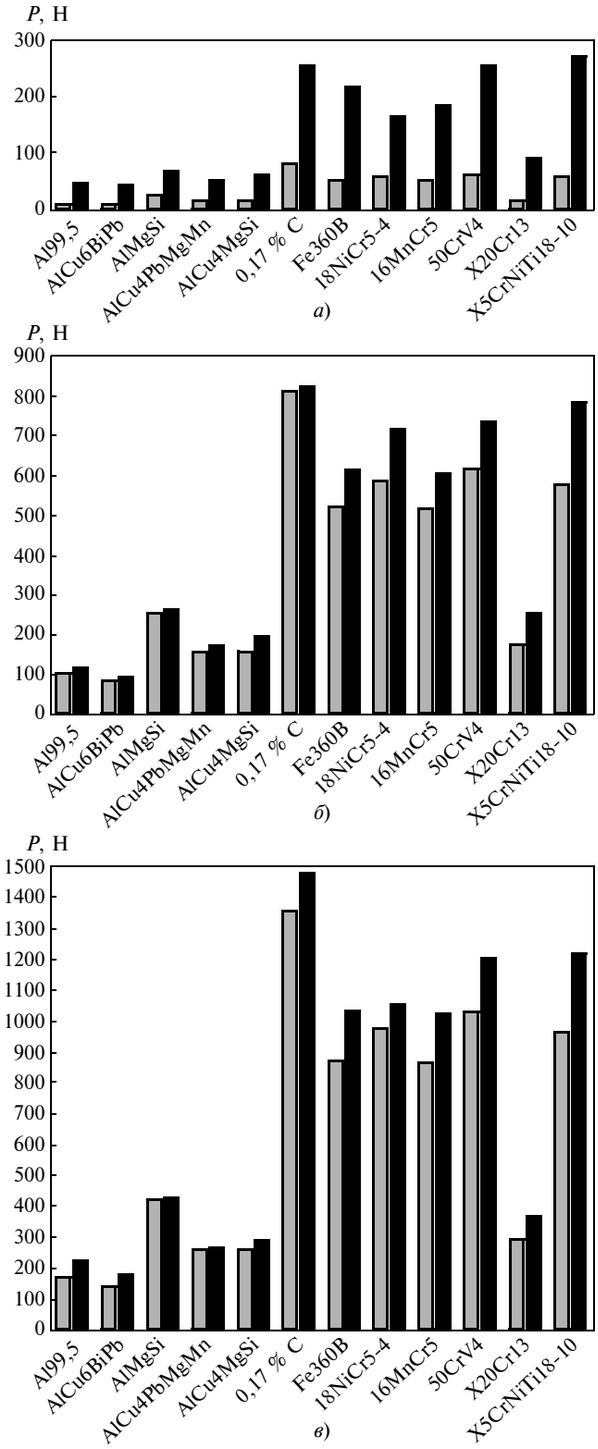


Рис. 3. Силы *P* резания на задней поверхности инструмента при обработке разных материалов, полученные методом сравнения при разных износах *h* задней поверхности (▢) и при разных износах с учетом реального контакта *k* поверхностей инструмента и заготовки (■) при износе *h* = 0,03 (*а*), 0,3 (*б*) и 0,5 мм (*в*)

Нормальную P_y и касательную P_z составляющие силы P резания на задней поверхности определяли для 12 обрабатываемых материалов. Полученные результаты показали разницу между силами резания на задней поверхности инструмента, определенными методом сравнения сил резания при разных износах задней поверхности (рис. 3, *а*) и при разных износах, но с учетом реального контакта задней поверхности инструмента (рис. 3, *б*).

При резании инструментом с износом $h = 0{,}03$ мм силы на задней поверхности, определенные с учетом реального контакта поверхностей инструмента и заготовки, больше сил, определенных Н. Н. Зоревым без учета реального контакта, для алюминиевых сплавов в 2,7—5,2 раза, для конструкционных сталей в 2,8—4,2, для коррозионно-стойких сталей в 4,7—5,2 раза (см. рис. 3, *а*).

При резании инструментом с износом $h = 0{,}3$ мм силы на задней поверхности, определенные с учетом реального контакта поверхностей инструмента и заготовки, больше сил, определенных, Н. Н. Зоревым без учета реального контакта, для алюминиевых сплавов на 4÷24 %, для конструкционных сталей на 16÷22 %, для коррозионно-стойких сталей на 36÷45 % (см. рис. 3, *б*).

При резании инструментом с износом $h = 0{,}5$ мм силы на задней поверхности инструмента, определенные с учетом реального контакта поверхностей инструмента и заготовки, больше сил, определенных Н. Н. Зоревым без учета реального контакта, для алюминиевых сплавов на 2÷31 %, для конструкционных сталей на 8÷19 %, для коррозионно-стойких сталей на 25÷27 % (рис. 3, *в*).

Таким образом, при свободном прямоугольном резании разных материалов установлено, что величина реального контакта задней поверхности инструмента и обрабатываемой заготовки существенно больше величины износа задней поверхности. Использование метода сравнения сил резания с учетом реального контакта поверхностей инструмента и заготовки позволяет повысить точность определения сил резания на задней поверхности инструмента.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Зорев Н. Н.** Вопросы механики процесса резания металлов. М.: Машгиз, 1956. 368 с.

2. **Dugin A. V., Popov A. V.** Increasing the accuracy of the effect of processing materials and cutting tool wear on the ploughing force values // Manufacturing Technology. 2013. V. 13 (2). P. 169—173.

3. **Popov A. V., Dugin A. V.** A comparison of experimental estimation methods of the ploughing force in orthogonal cutting // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2013. V. 65 (2). P. 37—40.

4. **Popov A. V., Dugin A. V.** Experimental methods of determining the cutting forces at the tool's rear surface // Russian Engineering Research. 2012. V. 32 (1). P. 68, 69.

Ve0717.fm Page 83 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

УДК 624.072.3

В. Б. ФУНГ, В. С. ПРОКОПОВ, канд. техн. наук,
С. С. ГАВРЮШИН, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана),
e-mail: gss@rk9.bmstu.ru

Исследование устойчивости плоской формы изгиба полотен многопильного станка с круговым поступательным движением

Исследуется полосовое пильное полотно многопильного станка с целью определения области статической устойчивости плоской формы пильного полотна, нагруженного осевой силой, распределенными поперечными силами и изгибающими моментами на торцах. Задача решается энергетическим методом.

Ключевые слова: полосовое пильное полотно, многопильный станок, область устойчивости, энергетический метод.

The band saw blade of a gang saw is studied with the purpose to determine static stability area of saw blade flat shape, loaded by axial force, distributed lateral forces and bending moments at edges. The problem is being solved by energy methods.

Keywords: band saw blade, gang saw, stability area, energy method.

Обеспечение устойчивости плоской формы полотна при пилении — одно из важных требований, от которого зависят качество и эффективность работы оборудования. Рассматривается устойчивость режущего полотна в новой перспективной конструкции деревообрабатывающего оборудования, которое назвали "коленчатая пила" [1—3].

В качестве расчетной схемы пильного полотна рассмотрим тонкостенную полосу прямоугольного поперечного сечения. Цель работы — определить область устойчивости плоской формы полосы при действии на полотно осевой силы F, распределенной поперечной силы q и изгибающего момента M на торцах.

Основы теории устойчивости плоской формы изгиба были заложены Л. Прандтлем и детально рассмотрены в работах С. П. Тимошенко [4], В. З. Власова [5], В. В. Болотина [6], А. С. Вольмира [7] и др. Статическая устойчивость стержней при действии одного или двух силовых факторов достаточно исследована в работах [8—10]. Комплексного исследования реальных изделий, например пильного полотна, нагруженных комбинированной нагрузкой, практически нет. Подобная задача рассмотрена в работе E. Magnucka-Blandzi [11], однако применение ее результатов ограничивается условием малой осевой силы по сравнению с критической силой, определяемой по формуле Эйлера.

Для решения поставленной задачи использовали энергетический метод [8—11]. Основные соотношения выведены из теории С. П. Тимошенко [4] с использованием связи между кривизнами стержня в двух перпендикулярных плоскостях K. Magnucki [9, 10]. Полученные результаты представлены в аналитическом и графическом видах и использованы для выбора рационального варианта балансировки пильного модуля.

Рассмотрим кинематику и динамику пильного модуля (рис. 1, *а*). Нижний эксцентрик *1* с центром в т. *A* жестко крепится к нижнему валу *2*. Полотно *4* жестко соединено с нижней (*3*) и верхней (*5*) корпусными деталями и рассматривается как единое звено (пильный модуль). Верхний эксцентрик *6* с центром в т. *B* жестко соединен с верхним валом *7*. Верхний и нижний эксцентрики представляют собой круглые диски. Пильное полотно массой m имеет длину L.

Расстояние от центра эксцентрика до оси вала равно e. Эксцентрики и корпусные детали связаны подшипниками качения, обеспечивающими их свободное вращение. При исследовании кинематики системы авторы приняли гипотезу о малости деформаций и рассматривали пильный модуль как абсолютно жесткий. Нижний эксцентрик *1* вращается вокруг оси нижнего вала *2* с постоянной угловой скоростью ω. Движение передается с нижнего вала *2* на верхний вал *7* непосредственно через пильный модуль. В идеале без учета нежелательных эффектов резонансных колебаний вследствие деформации полотна оба вала синхронизируются и вращаются с одинаковой скоростью ω. Пильный модуль представляет собой шарнирный параллелограммный механизм. Модуль совершает круговое поступательное движение, при котором все его точки движутся по одинаковым круговым траекториям с равными скоростями и ускорениями [3].

На пильный модуль действует центробежное ускорение $a = e\omega^2$. Интерес представляет его составляющая $a_x = a\cos\alpha = e\omega^2\cos\alpha$, являющаяся причиной инерционных нагрузок на полотно, которые могут привести к потере устойчивости плоской формы полотна (α — угловое положение пильного модуля). В расчетной модели рассмотрим два крайних положения ($\alpha = 0$ и $\alpha = 180°$) пильного модуля при вращении, при этом модуль составляющей a_x достигает максимального значения, равного $e\omega^2$.

Для обеспечения требуемой жесткости режущей кромки пильное полотно предварительно рас-

Ve0717.fm Page 84 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

тягивается силой F_0, приложенной с эксцентриситетом e_1 ближе к режущей кромке. В расчетной модели растягивающую силу заменим осевой силой F_0 и изгибающим моментом $M_e = F_0 e_1$, возникающим из-за внецентренного натяжения полотна.

При увеличении частоты вращения валов центробежное ускорение a увеличивается, следовательно, увеличивается распределенная инерционная сила $q = am/L$, действующая по длине полотна (см. рис. 1, *а*). Также увеличиваются инерционные силы $F_к = am_к$ от узлов *8* крепления с массой $m_к$ (рис. 1, *б*), которая создает дополнительные сосредоточенные изгибающие моменты $M_к = F_к h_к \cos\alpha$ на концах полотна ($h_к$ — расстояние между центром массы узла крепления и центром корпусной детали по вертикали). При действии указанных силовых факторов полотно может терять устойчивость плоской формы изгиба при определенной частоте вращения, ограничивающей производительность станка.

Для решения указанной проблемы в пильный модуль ввели устройства *9* (для балансировки) с массой $m_б$ [1], инерционные силы которых $F_б = am_б$ создают компенсирующие моменты $M_б = F_б h_б \cos\alpha$, где $h_б$ — расстояние между центром массы устройства и центром корпусной детали (см. рис. 1, *б*). При этом увеличиваются ограничивающая частота вращения и, соответственно, диапазон рабочих частот вращения валов станка. Необходимо определить такую массу устройства *9*, при которой ограничивающая частота будет максимальной. На данный момент нет решения этой задачи из-за сложности математической модели. Для определения оптимальной массы устройства *9* необходимо исследовать устойчивость плоской формы изгиба полосы при действии трех силовых факторов: распределенной инерционной нагрузки, осевой силы и изгибающих моментов на концах полотна.

Рассмотрим полосу, на которую действуют изгибающий момент M, распределенная перерезывающая нагрузка q и осевая сила F (рис. 2). Перемещения и углы поворота поперечного сечения полосы считаем малыми. За начало координат принимаем центр тяжести (ЦТ) левого концевого сечения. Ось x направлена по оси стержня, ось y — перпендикулярно плоскости наибольшей жесткости, ось z — вертикально вниз. Кроме основной системы координат xyz при выводе основных уравнений для искривленной формы равнове-

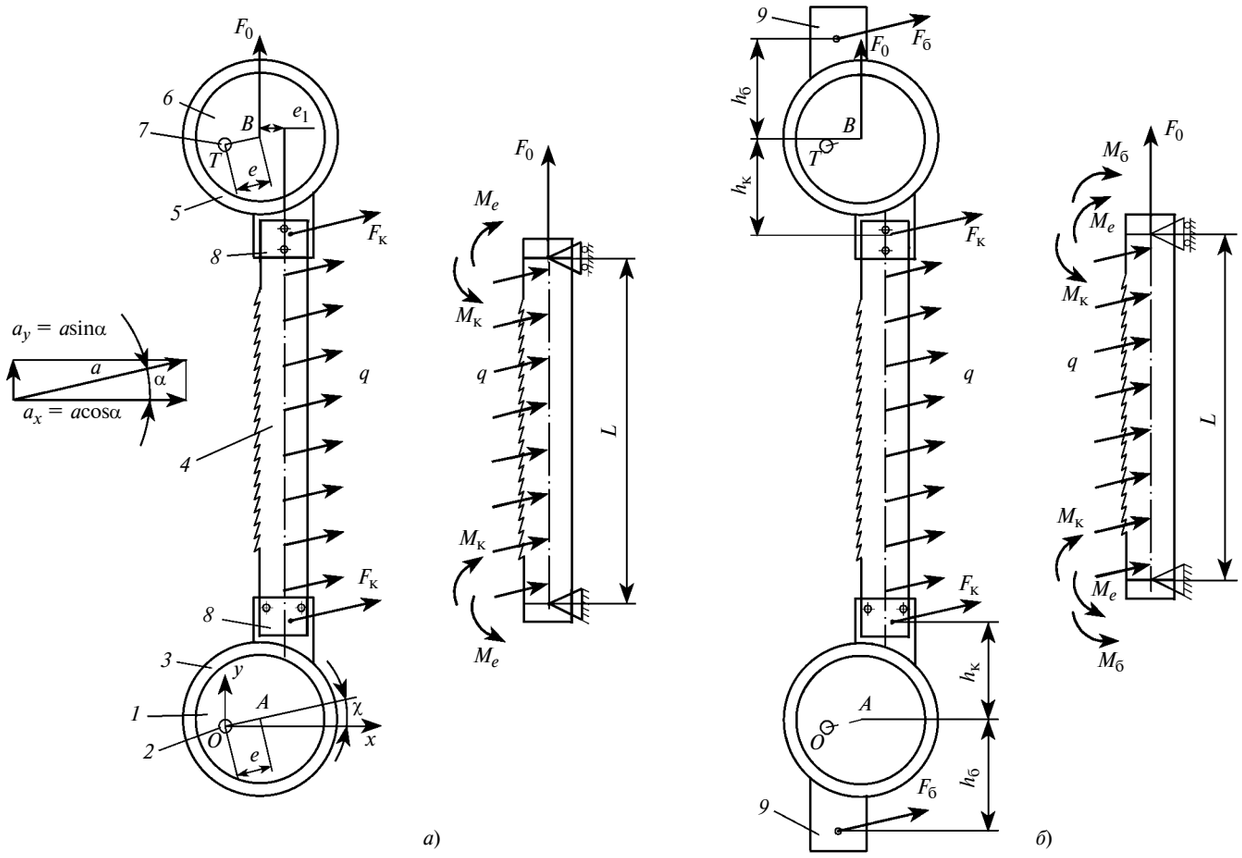


Рис. 1. Расчетные схемы пильного модуля без (*а*) и с балансирным устройством (*б*)

Ve0717.fm Page 85 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

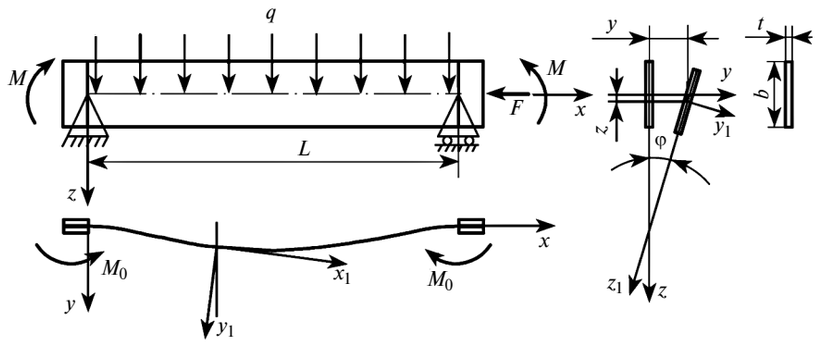


Рис. 2. Расчетная схема полосы

сия используем вспомогательную систему координат $x_1\ y_1\ z_1$, начало которой расположено в ЦТ рассматриваемого поперечного сечения. Оси y_1 и z_1 направлены по основным осям инерции поперечного сечения, ось x_1 совпадает с направлением касательной к искривленной оси стержня.

Концевые сечения полосы (согласно схеме крепления пильного полотна) не могут поворачиваться относительно осей, параллельных x и z. В этом случае на концах не только смещение по оси y, но и первая производная смещения $\dot{y}$ равны нулю. Свободный поворот возможен вокруг оси, параллельной оси y.

Уравнения равновесия полосы имеют вид [4]:

$$M_y\frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}x} + M_0\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x} = C\frac{\mathrm{d}\varphi}{\mathrm{d}x}; \qquad (1)$$

$$M_y\varphi - M_0 + F_y = -B_2\frac{\mathrm{d}^2y}{\mathrm{d}x^2},$$

где C — жесткость полосы при кручении; $B_2 = EJ_2$ — наименьшая жесткость при изгибе; φ — угол поворота поперечного сечения при выпучивании изгибаемой полосы; M_0 — опорный момент в плоскости xy, который при этом закреплении не равен нулю.

Из связи между кривизнами стержня следует соотношение прогибов оси полосы в плоскостях xy и xz [9, 10]:

$$\frac{\mathrm{d}^2z}{\mathrm{d}x^2} = \frac{\mathrm{d}^2y}{\mathrm{d}x^2}\varphi. \qquad (2)$$

Изгибающий момент M_y внешних сил относительно оси y определяется формулой

$$M_y = M + \frac{1}{2}qLx - \frac{1}{2}qx^2.$$

Внутренняя энергия деформации полосы определяется формулой

$$U = \frac{1}{2}B_2\int_0^L\left(\frac{\mathrm{d}^2y}{\mathrm{d}x^2}\right)^2\mathrm{d}x +$$

$$+ \frac{1}{2}C\int_0^L\left(\frac{\mathrm{d}\varphi}{\mathrm{d}x}\right)^2\mathrm{d}x. \qquad (3)$$

Работа внешних сил — осевой силы F, распределенной нагрузки q и момента M, определяется формулой

$$W = \frac{1}{2}F\int_0^L\left(\frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}x}\right)^2\mathrm{d}x + q\int_0^L z\mathrm{d}x +$$

$$+ M\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}\bigg|_{x=0} - M\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}\bigg|_{x=L}. \qquad (4)$$

Критическое состояние полосы описывается уравнением экстремума суммарной потенциальной энергии:

$$\delta(U - W) = 0. \qquad (5)$$

Функцию y удобно взять в виде:

$$y = y_1\left[1 - \cos\left(\frac{2\pi x}{L}\right)\right]. \qquad (6)$$

Очевидно, что выражение (6) удовлетворяет условиям крепления полосы на концах (см. рис. 2). В уравнении (1) малой величиной $M_0\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}$ можно пренебречь и определить из него угол φ при граничных условиях $\varphi(0) = 0$ и $\varphi(L) = 0$:

$$\varphi(x) = y_1\Big[p_1 + (-p_1 +$$

$$+ Lp_2x - p_2x^2)\cos\left(\frac{2\pi x}{L}\right) +$$

$$+ (Lp_3 - 2p_3x)\sin\left(\frac{2\pi x}{L}\right)\Big], \qquad (7)$$

где $p_1 = \dfrac{M}{C} + \dfrac{L^2q}{4C\pi^2}$; $p_2 = -\dfrac{q}{2C}$; $p_3 = \dfrac{Lq}{4C\pi}$ — коэффициенты, не зависящие от x.

Подставив значения y и φ, полученные соответственно по уравнениям (6) и (7), в равенство (2) и выполнив интегрирование с учетом, что $z(0) = 0$ и $z(L) = 0$, определим z:

$$z(x) = \frac{z_0y_1^2}{192L^2\pi^2}\Big[z_1 + xz_2 -$$

$$- x^2z_3 + 2Lx^3z_4 - x^4z_4 -$$

$$- z_5\cos\left(\frac{2\pi x}{L}\right) + z_6\cos\left(\frac{4\pi x}{L}\right) -$$

$$- Lxz_7\cos\left(\frac{4\pi x}{L}\right) + x^2z_7\cos\left(\frac{4\pi x}{L}\right) +$$

$$+ z_8\sin\left(\frac{4\pi x}{L}\right) + xz_9\sin\left(\frac{4\pi x}{L}\right)\Big]. \qquad (8)$$

В уравнении (8) коэффициенты, не зависящие от x, составляют:

$$z_1 = 9L^4p_2 - 24L^3p_3\pi + 168L^2p_1\pi^2;$$

$$z_2 = 192Lp_1\pi^4 - 32L^3p_2\pi^4;$$

$$z_3 = 192p_1\pi^4; \quad z_4 = 32p_2\pi^4;$$

$$z_5 = 192L^2p_1\pi^2;$$

$$z_6 = -9L^4p_2 + 24L^3p_3\pi + 24L^2p_1\pi^2;$$

$$z_7 = 24L^2p_2;$$

$$z_8 = 12L^4p_2\pi - 24L^3p_3\pi^2;$$

$$z_9 = -24L^3p_2\pi + 48L^2p_3\pi^2.$$

Подставив значения y, φ и z, полученные по уравнениям (6)—(8), в равенства (3) и (4), рассчитаем

Ve0717.fm Page 86 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

внутреннюю энергию деформации полосы по формуле

$$U = \frac{4B_2\pi^4 y_1^2}{L^3} + \frac{Cy_1^2}{480L\pi^2} \times$$
$$\times \{-480Lp_1p_3\pi^3 + 480p_1^2\pi^4 +$$
$$+ 20L^3p_2p_3\pi(-3 + 16\pi^2) +$$
$$+ L^4p_2^2(15 + 40\pi^2 + 16\pi^4) +$$
$$+ 40L^2\pi^2[p_1p_2(3 - 4\pi^2) +$$
$$+ 2p_3^2(3 + 2\pi^2)]\}.$$

Работу внешних сил определим по формуле

$$W = \frac{y_1^2}{23\,040L^2\pi^4} \times$$
$$\times \{120L\pi^2[qz_1 + 2M(z_3 - z_7)] +$$
$$+ 23\,040FL\pi^6 + 36L^5\pi^2qz_4 -$$
$$- 5L^3[8\pi^2(qz_3 + 6Mz_4) - 3qz_7] +$$
$$+ 30L^2\pi q(2\pi z_2 - z_9) - 480M\pi^3z_9\}.$$

Подставив полученные выражения U и W в равенство (5), определим критическое состояние полосы по формуле

$$R(M, F, q) = 1920L^2M^2\pi^6 +$$
$$+ 1920C(FL^2\pi^6 - 4B_2\pi^8) +$$
$$+ 80L^4M\pi^2(3 + 18\pi^2 + 4\pi^4)q +$$
$$+ L^6(-15 + 210\pi^2 + 80\pi^4 +$$
$$+ 16\pi^6)q^2 = 0. \qquad (9)$$

Обобщенное соотношение $R(M, F, q) = 0$ описывает границу области устойчивости полосы при одновременном действии изгибающего момента M, осевой силы F и распределенной поперечной силы q. В частном случае из равенства (9) получим выражения:

критического момента при $F = 0$ и $q = 0$:

$$M_{кр} = 2\pi\sqrt{B_2C}/L; \qquad (10)$$

критической силы по Эйлеру при $M = 0$ и $q = 0$:

$$F_{кр} = 4\pi^2B_2/L^2; \qquad (11)$$

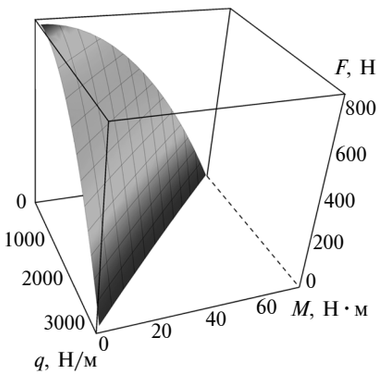


Рис. 3. Область устойчивости полосы при действии изгибающего момента *M*, осевой силы *F* и распределенной поперечной силы *q*

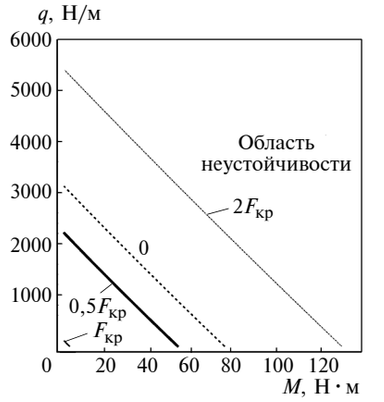


Рис. 4. Области устойчивости полосы при разных значениях осевой силы *F*

распределенной нагрузки при $M = 0$ и $F = 0$:

$$q_{кр} = 53{,}74\frac{\sqrt{B_2C}}{L^3}. \qquad (12)$$

Результаты, полученные по уравнениям (10) и (11), идентичны результатам точных решений, полученным в работах [4—6], и их удобно представить в виде области и границы устойчивости существующего исполнения пильного полотна (рис. 3) с механическими характеристиками материала: $E = 2{,}07 \cdot 10^{11}$ Па; $\mu = 0{,}28$; $\rho = 7800$ кг/м^3 и размерами: $L = 0{,}455$ м; $b = 0{,}008$ м; $t = 0{,}00147$ м. Критические нагрузки составили: $M_{кр} = 75{,}43$ Н · м; $F_{кр} = 835{,}92$ Н; $q_{кр} = 3116{,}39$ Н/м.

При увеличении сжимающей силы F от 0 до $F_{кр}$ диапазон изменения значений изгибающего момента M (см. рис. 3) и поперечной распределенной нагрузки q (рис. 4), при которых плоская форма изгиба полосы устойчива, уменьшается, и при $F = F_{кр}$ имеем отображающую точку, соответствующую потери устойчивости при $M_{кр} = 0$ и $q_{кр} = 0$. Обратная ситуация наблюдается при увеличении растягивающей силы F — область значений изгибающего момента и поперечной распределенной нагрузки, при которых плоская форма изгиба полосы устойчива, расширяется.

В случае действия на стержень только одной нагрузки ее критическое значение можно найти точным решением системы дифференциальных уравнений (10)—(12), которое совпадает с известными результатами для

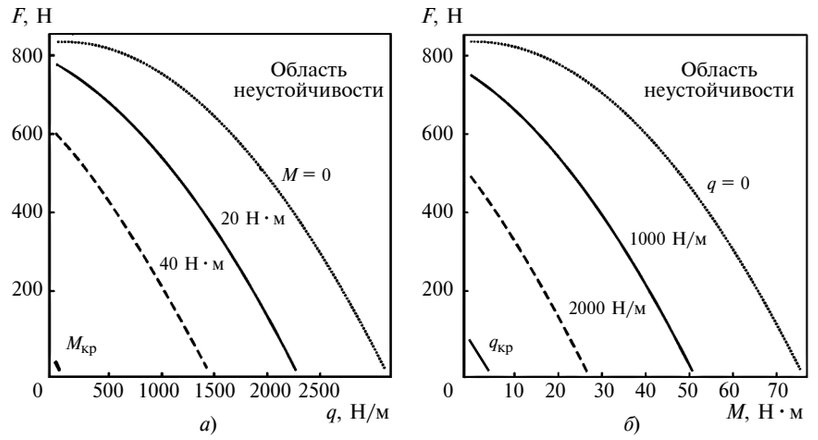


Рис. 5. Области устойчивости полосы при разных значениях *M* (*а*) и *q* (*б*)

Ve0717.fm Page 87 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

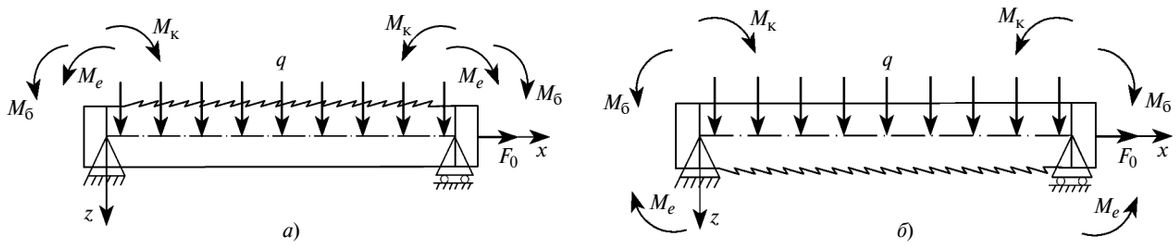


Рис. 6. Расчетные схемы пильного полотна при α = 0 (*а*) и α = 180° (*б*)

частных случаев нагружения. Однако необходимо проверить и общие случаи нагружения, что можно сделать, например, методом конечных элементов (МКЭ) [12]. Решение задачи устойчивости МКЭ выполнено в программных комплексах NX Nastran и APM WinMachine.

Для отображающей точки при действующих силовых факторах (см. рис. 3) МКЭ получили коэффициент запаса устойчивости ($K_{з.у}$) для всей системы действующих сил, т. е. для точки в области устойчивости должны получить $K_{з.у} > 1$, для точки в области неустойчивости $K_{з.у} < 1$, для точки на границе области устойчивости $K_{з.у} = 1$. В качестве примера приведена таблица коэффициентов $K_{з.у}$ при разных значениях силовых факторов. Данные таблицы и рис. 5 подтверждают правильность полученных результатов. Решение (9) можно использовать для выбора рациональных параметров балансировки пильного модуля.

Рассмотрим два крайних положения пильного полотна α = 0 и α = 180°, в которых инерционные нагрузки достигают максимальных значений.

Расчетная схема пильного полотна на рис. 6, *а* получена при α = 0, при этом:

$$F = -F_0;$$

$$q = ma/L = \rho bte\omega^2 = \rho bte(2\pi n/60)^2;$$

$$M = M_к - M_б - M_е = (m_к h_к - m_б h_б)a - F_0 e_1 = -kmLe(2\pi n/60)^2 - F_0 e_1;$$

где $k = m_б h_б - m_к h_к/(mL)$ — безразмерный коэффициент (см. рис. 1, *б*).

Коэффициент k удобно использовать для количественной характеристики и сравнения вариантов балансировки пильного модуля в качестве одного из параметров проектирования нового станка.

Расчетная схема пильного полотна на рис. 6, *б* получена при α = 180°, при этом:

дроби как и выше

$$F = -F_0; \quad q = \rho bte(2\pi n/60)^2;$$

$$M = M_к - M_б + M_e = -kmLe(2\pi n/60)^2 + F_0 e_1.$$

Полученные результаты используем для определения рационального значения коэффициента k конкретного пильного модуля с параметрами: $E = 2{,}07 \cdot 10^{11}$ Па; μ = 0,28; ρ = 7800 кг/м^3; L = 0,455 м; b = 0,008 м; t = 0,00147 м, эксцентриситет e = 0,03 м; сила предварительного натяжения $F_0 \le 1500$ Н.

При эксцентриситете $e_1 = 0$ получим одинаковые расчетные модели при α = 0 и α = 180°.

Зависимости критической частоты $n_{кр}$ вращения пильного модуля от коэффициента k и силы F_0 предварительного натяжения приведены на рис. 7, *а*. С увеличение силы F_0 область устойчивости полотна расширяется. При введении в систему устройства балансировки коэффициент k увеличивается и заметно увеличивается частота $n_{кр}$. Рациональным для балансировки пильного модуля является диапазон коэффициента $0{,}09 < k < 0{,}15$, так как в нем изгибающий момент, вызываемый инерционными нагрузками, действующими на полотно, компенсируется моментом от устройства балансировки.

При эксцентриситете $e_1 \ne 0$ (например, e_1 = 0,04 м для существующего варианта исполнения

Исходные данные		Расчет по формуле (11)	Коэффициент $K_{з.у}$, полученный в программе		Положение точки
M, Н · м	q, Н/м	F, Н	NX	APM	
20	0	777,162	0,9947	1,015	На границе
20	500	681,451	0,9799	1,025	То же
20	1000	542,704	0,9602	1,026	– " –
20	1500	360,922	0,9416	1,017	– " –
20	2264	0	0,9214	0,9911	– " –
20	1000	200	1,310	1,42837	В зоне
20	2000	600	0,7011	0,7519	Вне зоны
50,5234	1000	0	0,9708	1,0913	На границе
40,9335	1000	200	0,964	1,0687	То же
29,6946	1000	400	0,9602	1,0446	– " –
15,4632	1000	600	0,9612	1,0183	– " –
0	1000	750	0,967	0,9972	– " –
20	1000	200	1,31	1,4284	В зоне
50	1000	600	0,6853	0,7478	Вне зоны

Ve0717.fm Page 88 Thursday, June 15, 2017 12:45 PM

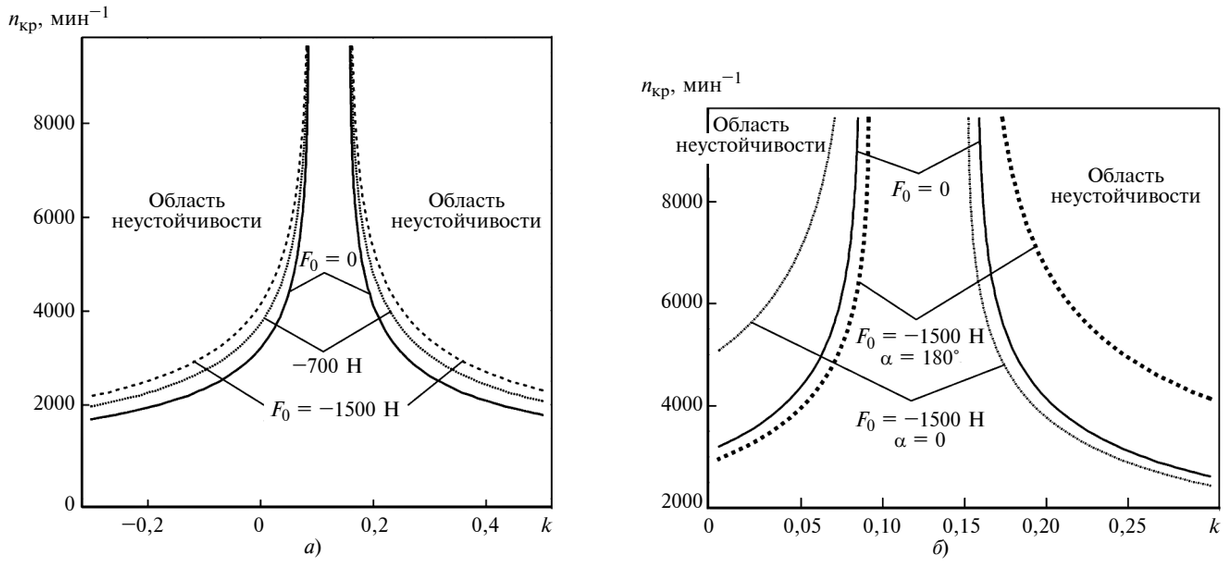


Рис. 7. Зависимости частоты $n_{кр}$ вращения пильного модуля от коэффициента k и силы натяжения F_0 при центральном растяжении $e_1 = 0$ (*а*) и при внецентренном растяжении $e_1 = 0{,}04$ м (*б*)

станка) получаем разные расчетные модели при $\alpha = 0$ и $\alpha = 180°$.

Для определения области устойчивости полотна необходимо рассмотреть одновременно две расчетные модели. На рис. 7, *б* приведены зависимости частоты $n_{кр}$ вращения пильного модуля от коэффициента k и силы натяжения F_0 при $e_1 = 0{,}04$ м.

Важно отметить, что эксцентричное приложение силы F_0 значительно влияет на форму области устойчивости полотна. В данном случае сила F_0 сужает область устойчивости системы. Но как и в рассмотренном случае при рациональном выборе коэффициента k пильное полотно может не терять устойчивость плоской формы изгиба даже при достаточно большой частоте вращения. Приведенный диапазон значений $0{,}09 < k < 0{,}15$ является рациональным для балансировки пильного модуля.

Вывод

Решена задача устойчивости плоской формы полосы при действии комбинации нагрузок. Получено обобщенное соотношение, описывающее критическое состояние полосы с достаточно высокой точностью при расчете критических нагрузок и удобное для практического применения.

Найден рациональный вариант балансировки пильного модуля, при котором критическая частота вращения валов многопильного станка оказывается достаточно высокой, что позволяет максимально эффективно использовать данный тип лесопильного оборудования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Блохин М. А.** Исследование, разработка и создание лесопильного оборудования с круговым поступательным движением пильных полотен: Дис. ... д-р техн. наук. М., 2015. 313 с.

2. **Гаврюшин С. С., Блохин М. А., Фунг Б. В.** Анализ лесопильного станка с использованием виртуальной параметрической модели // Наука и образование: электронное научно-техническое издание. 2014. № 12. С. 768—780: http://technomag.bmstu.ru/doc/743119.html.

3. **Фунг В. Б., Гаврюшин С. С., Блохин М. А.** Уравновешивание многопильного станка с круговым поступательным движением пильных полотен // Известия вузов. Машиностроение. 2015. № 12. С. 3—10.

4. **Тимошенко С. П.** Устойчивость стержней, пластин и оболочек. М.: Наука, 1971. 807 с.

5. **Власов В. З.** Тонкостенные упругие стержни. Принципы построения общей технической теории оболочек // Избранные труды. Т. 2. М.: Изд-во АН СССР, 1963. 507 с.

6. **Болотин В. В.** Неконсервативные задачи теории упругой устойчивости. М.: Физматлит, 1961. 360 с.

7. **Вольмир А. С.** Устойчивость деформируемых систем. М.: Наука, 1967. 984 с.

8. **Mohri F., Bouzerira C., Potier-Ferry M.** Lateral buckling of thin-walled beam-column elements under combined axial and bending load // Thin-Walled Struct. 2008. 46. P. 290—302.

9. **Magnucki K.** Some problems of optimization of beam and shell structures under elastic stability constraints // Scientific thesis No. 292. Poznan University of Technology. Poznan, 1993 (in Polish).

10. **Magnucki K., Szyc W., Stasiewisz P.** Stress and elastic buckling of a thin-walled beam with monosymmetrical open cross-section // Thin-Walled Struct. 2004. 42. P. 25—38.

11. **Magnucka-Blandzi E.** Critical state of a thin-walled beam under combined Load // Applied Mathematical Modelling. 2009. 33. P. 3093—3098.

12. **Гаврюшин С. С., Барышникова О. О., Борискин О. Ф.** Численный анализ элементов конструкций машин и приборов. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. 480 с.