ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

СБОРКА В МАШИНОСТРОЕНИИ, ПРИБОРОСТРОЕНИИ

ЖУРНАЛ ВЫХОДИТ ПРИ СОДЕЙСТВИИ МЕЖДУНАРОДНОГО СОЮЗА МАШИНОСТРОИТЕЛЕЙ

ЖУРНАЛ ВХОДИТ В ПЕРЕЧЕНЬ УТВЕРЖДЕННЫХ ВАК РФ ИЗДАНИЙ ДЛЯ ПУБЛИКАЦИЙ ТРУДОВ СОИСКАТЕЛЕЙ УЧЕНЫХ СТЕПЕНЕЙ

2017 Том 18 **2 (199)**

СОДЕРЖАНИЕ

Технологическая оснастка для сборки

Шаломов В.И. Исследование влияния конструктивных особенностей газовых опор на эксплуатационные характеристики шпиндельных узлов металлообрабатывающих станков 51

Сборочно-сварочные работы. Пайка

Бахматов П.В., Муравьев В.И. Особенности оценки влияния термического цикла сварки титановых сплавов на остаточные напряжения и коробление сварных изделий 55

Обеспечение качества. Испытания. Контроль

Балтаев Т.А. Математическое моделирование процесса ультразвуковой стабилизации деформации упругих чувствительных элементов типа круглых пластин, применяемых в датчиках давления 60

Трение и смазка в машинах и механизмах

Меделяев И.А., Сорокин А.А., Волобуев А.В. Трибология сталей и сплавов при смешанной смазке в узлах трения технических систем 63

Берент В.Я. Процессы, происходящие на поверхностях трения сильноточного скользящего контакта 74

Шалыгин М.Г., Кокунов В.А., Лукавый А.П., Еловиков А.Б. Деформационно-адгезионное изнашивание нанонеровностей поверхностей трения мартенситных сталей 79

Технологичность конструкции

Коднянко В.А., Курзаков А.С. Статические и динамические характеристики осевой гидростатической опоры с мембранным компенсатором перемещения 82

В помощь конструктору, технологу

Шишкарев М.П. Влияние коэффициента усиления на массу адаптивных фрикционных муфт 88

Информация

Буяновский И.А., Зеленская М.Н., Самусенко В.Д., Павелко Г.Ф. XI Международная научно-техническая конференция "Трибология — машиностроению 94

Журнал распространяется по подписке, которую можно оформить в любом почтовом отделении (индексы по каталогу "Роспечать" — **79748**, Объединенному каталогу "Пресса России" — **84967**, каталогу "Почта России" — **60257**) или непосредственно в издательстве

Тел.: 8 (499) 269-54-98

E-mail: sborka@mashin.ru

Перепечатка, все виды копирования и воспроизведения материалов, публикуемых в журнале "Сборка в машиностроении, приборостроении", допускаются только с разрешения редакции и со ссылкой на источник информации.

Председатель редакционного совета

В.И. КОЛЕСНИКОВ, *академик РАН*

Редакционный совет

МОСКВА

А.С. ВАСИЛЬЕВ (главный редактор), д.т.н., проф.
В.В. БАРДУШКИН, д.ф.-м.н.
И.А. БУЯНОВСКИЙ, д.т.н., проф.
М.В. ВАРТАНОВ, д.т.н., проф.
А.А. ГУСЕВ, д.т.н., проф.
С.М. ЗАХАРОВ, д.т.н.
И.Н. ЗИНИНА, к.т.н., доц.
Ю.Л. ИВАНОВ, д.т.н.
А.В. ИГНАТОВ, к.т.н., доц.
Ю.Г. КОЗЫРЕВ, к.т.н.
А.И. КУМЕНКО, д.т.н., проф.
И.А. ЛЮБИНИН, к.т.н.
Е.А. МИКРИН, д.т.н., акад. РАН
Б.В. ШАНДРОВ, к.т.н., проф.
А.Г. ХОЛОДКОВА, к.т.н., проф.

Региональные редсоветы

БЕЛГОРОД

Н.А. ПЕЛИПЕНКО, д.т.н.

БРЯНСК

О.А. ГОРЛЕНКО, д.т.н., проф.

ВЛАДИВОСТОК

Ю.Н. КУЛЬЧИН, д.т.н., чл.-кор. РАН
А.А. СУПОНЯ, к.т.н.

ВОЛГОГРАД

В.Г. КАРАБАНЬ, к.т.н., доц.
М.Г. КРИСТАЛЬ, д.т.н., проф.
В.И. ЛЫСАК, д.т.н., проф., чл.-кор. РАН
В.М. ТРУХАНОВ, д.т.н., проф.

ИЖЕВСК

И.В. АБРАМОВ, д.т.н., проф.
В.Г. ОСЕТРОВ, д.т.н., проф.
Б.А. ЯКИМОВИЧ, д.т.н., проф.

КАЗАНЬ

Р.И. АДГАМОВ, д.т.н., проф.

КОВРОВ

Ю.З. ЖИТНИКОВ, д.т.н., проф.

КОМСОМОЛЬСК-НА-АМУРЕ

Б.Н. МАРЬИН, д.т.н.
А.М. ШПИЛЕВ, д.т.н., проф.

НАБЕРЕЖНЫЕ ЧЕЛНЫ

С.В. ДМИТРИЕВ, д.т.н.
Р.М. ХИСАМУТДИНОВ, к.т.н.

НИЖНИЙ НОВГОРОД

С.В. ГОЛУБЕВ, инж.

ОМСК

В.Н. КОСТЮКОВ, д.т.н.

ОРЕЛ

Ю.С. СТЕПАНОВ, д.т.н., проф.
Г.А. ХАРЛАМОВ, д.т.н., проф.

ОРЕНБУРГ

А.Н. ПОЛЯКОВ, д.т.н., проф.
А.И. СЕРДЮК, д.т.н., проф.
А.П. ФОТ, д.т.н., проф.

ПЕРМЬ

С.М. БЕЛОБОРОДОВ, д.т.н.
В.Ф. МАКАРОВ, д.т.н.

РОСТОВ-НА-ДОНУ

А.А. РЫЖКИН, д.т.н., проф.

РЫБИНСК

В.Ф. БЕЗЪЯЗЫЧНЫЙ, д.т.н., проф.
В.В. НЕПОМИЛУЕВ, д.т.н., проф.
А.Н. СЕМЕНОВ, д.т.н., проф.

САМАРА

Ю.А. ВАШУКОВ, к.т.н., доц.
М.А. ЕВДОКИМОВ, д.т.н., проф.

САНКТ-ПЕТЕРБУРГ

Е.В. ШАЛОБАЕВ, к.т.н., проф.

СЕВАСТОПОЛЬ

Е.Л. ПЕРВУХИНА, д.т.н., проф.

ТОМСК

А.В. КОЛУБАЕВ, д.ф.-м.н.
В.Е. ПАНИН, акад. РАН

ТУЛА

А.А. МАЛИКОВ, д.т.н., проф.
В.В. ПРЕЙС, д.т.н., проф.

ХАБАРОВСК

В.И. ШПОРТ, д.т.н., проф.

Беларусь

МИНСК

В.Л. БАСИНЮК, д.т.н.
М.Л. ХЕЙФЕЦ, д.т.н., проф.

ГОМЕЛЬ

В.Е. СТАРЖИНСКИЙ, д.т.н.

Украина

КИЕВ

А.С. ЗЕНКИН, д.т.н., проф.
В.А. МАТВИЕНКО, к.т.н.

ДОНЕЦК

А.Н. МИХАЙЛОВ, д.т.н., проф.

Польша

П. ЛЕБКОВСКИ, д.т.н.
Е. ЛУНАРСКИ, д.т.н

Ответственные за подготовку и выпуск номера:

Е.М. НУЖДИНА, И.М. ГЛИКМАН

Журнал зарегистрирован в РОСКОМНАДЗОРе. Свидетельство о регистрации ПИ № ФС 77-63953 от 09.12.2015 г.

© Издательство "Инновационное машиностроение", "Сборка в машиностроении, приборостроении", 2017

THE MONTHLY
JOURNAL
FOR SCIENTISTS
AND MANUFACTURERS

ASSEMBLING
IN MECHANICAL ENGINEERING AND INSTRUMENT-MAKING

THE JOURNAL IS PUBLISHED UNDER THE PATRONAGE OF INTERNATIONAL UNION OF MECHANICAL ENGINEERING
THE JOURNAL IS AMONG THOSE APPROVED BY RF FOR DISSERTATION PUBLICATION

2017 Vol. 18
2 (199)

CONTENTS

Technological equipment for assembly

Shalomov V.I. Research of influence of design features of gas bearings on operational characteristics of spindle assemblies of machine tools 51

Assembly welding works. Soldering

Bakhmatov P. V., Muravyev V.I. Features of evaluation of the influence of thermal cycle welding titanium alloys residual stresses and warpage weldments 55

Quality assurance. Testing. Monitoring

Baltayev T.A. Mathematical modeling of the elastic deformation of the stabilization ultrasonic feelers type circular plates used in pressure transducers . . . 60

Friction & lubrication in machines and mechanisms

Medelyaev I.A., Sorokin A.A., Volobuev A.V. Tribology of steels and alloys under mixed lubrication in the friction of technical systems 63
Berent B.Ya. Processes on friction surfaces of high current contacts 74
Shalygin M.G., Kokunov V.A., Lukaviy A.P., Elovikov A.B. Deformation and adhesive wearing nano roughness of friction surfaces martensitic steels 79

Manufacturability of a construction

Kodnaynko V.A., Kurzakov A.S. Static and dynamic characteristics of a thrust hydrostatic bearing with membrane compensator of movement 82

Industrial and design engineer's aid

Shishkarev M.P. The influence of the value of the gain to ground the adaptive friction clutches 88

Information

Buyanovsky I.A., Zelenskaya M.N. Samusenko V.D., Pavelko G.F. XI International scientific and technical conference "Tribology — to Mechanical Engineering" 94

Journal is distributed on subscription, whith can be issues in any post office (index on the catalogue of the "Rospechat" agency — **79748**, the union catalogue "Pressa Rossii" — **84967**, the catalogue "Pochta Rossii" — **60257**) or directly in editorial of the journal.
Ph.: 8 (499) 269-54-98
http://www. mashin.ru E-mail: sborka@machin.ru
The reference to the Assembling in Mechanical Engineering and Instrument-Making Journal during reprint of the materials is mandatory.
Advertisers are responsible for the content of their advertisements.

Chair of Editorial Advisory Board —
Member of Russian Academy of Science
V.I. KOLESNIKOV

Editors
MOSCOW
A.S. VASIL'EV (Chief editor)
V.V. BARDUSHKIN
I.A. BUYANOVSKY
M.V. VARTANOV
A.A. GUSEV
S.M. ZAKHAROV
I.N. ZININA
Yu.L. IVANOV
A.V. IGNATOV
Yu.G.KOZYREV
A.I. KUMENKO
I.A. LUBININ
E.A. MIKRIN
B.V. SHANDROV
A.G. KHOLODKOVA

Regional editors
BELGOROD
N.A. PELIPENKO
BRIANSK
O.A. GORLENKO
VLADIVOSTOK
Yu.N.KULSHIN
A.A. SUPONIA
VOLGOGRAD
V.G. KARABAN'
M.G. KRISTAL
V.I. LYSAK
V.M. TRUKHANOV
IZHEVSK
I.V. ABRAMOV
V.G. OSETROV
B.A. YAKIMOVICH
KAZAN
R.I. ADGAMOV
KOVROV
Yu.Z. ZHITNIKOV
KOMSOMOLSK-ON-AMUR
B.N. MARJIN
A.M. SHPILEV
NABEREZHNYE CHELNY
S.V. DMITRIEV
R.M. KHISAMUTDINOV
NIZHNY NOVGOROD
S.V. GOLUBEV
OMSK
V.N. KOSTYUKOV
OREL
Yu.S. STEPANOV
G.A. KHARLAMOV
ORENBURG
A.N. POLYAKOV
A.I. SERDUK
A.P. FOT
PERM
V.F. MAKAROV
ROSTOV-ON-DON
A.A. RYZHKIN
RYBINSK
V.F. BEZIAZYCHNYI
V.V. NEPOMILUEV
A.N. SEMENOV
SAMARA
Yu.A. VASHUKOV
M.A. EVDOKIMOV
ST.-PETERSBURG
E.V. SHALOBAEV
SEVASTOPOL
E.L. PERVUKHINA
TOMSK
A.V. KOLUBAEV
V.E. PANIN
TULA
A.A. MALIKOV
V.V. PREYS
KHABAROVSK
V.I. SCHPORT
Belarus
MINSK
V.L. BASINJUK
M.L KHEIFETZ
GOMEL
V.E. STARZHINSKI
Ukraine
KIEV
A.S. ZENKIN
V.A. MATVIENKO
DONETSK
A.N. MIKHAILOV
Poland
P. LEBKOVSKI
E. LUNARSKII

Executive editors of current issue:
E.M. NUZHDINA, I.M. GLIKMAN

The journal is registered by ROSKOMNADZOR.
Registration certificate ПИ № ФС 77-63953. 09.12.2015

© "Innovative Mashinostroenie" Publishers, "Assembling in Mechanical Engineering and Instrument-Making", 2017

УДК 621.822.57-229.331

В.И. Шаломов, *канд. техн. наук*
(Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет)
E-mail: shalomov2012@yandex.ru

Исследование влияния конструктивных особенностей газовых опор на эксплуатационные характеристики шпиндельных узлов металлообрабатывающих станков (ч. 3)

Рассмотрены результаты численного исследования влияния конструктивных и режимных особенностей частично пористых газостатических опор на эксплуатационные характеристики шпиндельных узлов металлообрабатывающих шлифовальных станков при работе в статическом и гибридном режимах. В качестве вариативного геометрического параметра для расчетного анализа выбрана раздвижка линий наддува сжатого воздуха в опоры.

The results of numerical research of influence of constructive and operational peculiarities of partially porous gas-static bearings on operational characteristics of spindle assemblies of metal-working grinders are considered during the work in the static and hybrid modes. As the variable geometrical parameter for settlement analysis of selected studies of the lines of supercharging compressed air into the base.

Ключевые слова: металлообрабатывающий станок, шпиндельный узел, газостатические опоры с пористыми вставками, эксплуатационные характеристики шпиндельного узла, конструктивный параметр, число сжимаемости, нагрузка и жесткость на консоли шпинделя, несущая способность и удельный момент опоры, угол ориентации нагрузки, графики характеристик.

Keywords: machine tool, spindle unit, gas-static supports with porous inserts, operational characteristics of spindle unit with a design parameter, the number of compressibility, the load and the rigidity in the spindle, the bearing capacity and specific point of support, the orientation angle of the load characteristics.

Шпиндельный узел (ШУ) металлообрабатывающего станка до 80 % определяет точность обработки узлов и деталей технологического оборудования. Совершенство конструкции и режимные возможности ШУ характеризуются его эксплуатационными характеристиками, на которые влияет целый ряд конструктивных режимных и физических параметров [3].

В качестве основных эксплуатационных характеристик ШУ для численного исследования приняты [1] относительная нагрузка $\overline{F}$ на консоли шпинделя, коэффициент несущей способности опор C_Q, коэффициент жесткости $k_{\overline{F}}$, удельный момент подшипника $\overline{M}$ и для гибридного режима дополнительно — угол ориентации нагрузки ψ. Расчеты эксплуатационных характеристик ШУ выполняли для двух режимов работы шпинделя: в статическом (режиме подвеса) и гибридном (комбинированном) [2]. Исследовали влияние расположения пористых вставок, в частности, раздвижки линий наддува сжатого воздуха в опоре на эксплуатационные характеристики ШУ.

Влияние относительной раздвижки линий наддува в подшипниках на эксплуатационные характеристики ШУ. Под раздвижкой линий наддува частично пористой газовой опоры понимают расстояние между центрами пористых вставок по длине вкладыша (рис. 1). Анализ эксплуатационных характеристик ШУ выполняли для радиальных подшипников с относительной раздвижкой линий наддува газа $\overline{b} = b/D$ в пределах от 0,5 до 0,7, при относительном давлении наддува $\overline{p}_s = 1/6$; относительном эксцентриситете в передней опоре $\varepsilon_1 = 0{,}6$; относительной длине передней опоры $\overline{L}_1 = 1{,}2$; относительной длине задней опоры $\overline{L}_2 = 1$; относительной раздвижке подшипников в ШУ $\overline{a} = 4$; относительном вылете шпинделя $\overline{l} = 1$; относительной длине вставки $t/a = 2$, $N_{\text{вст}} = 6$.

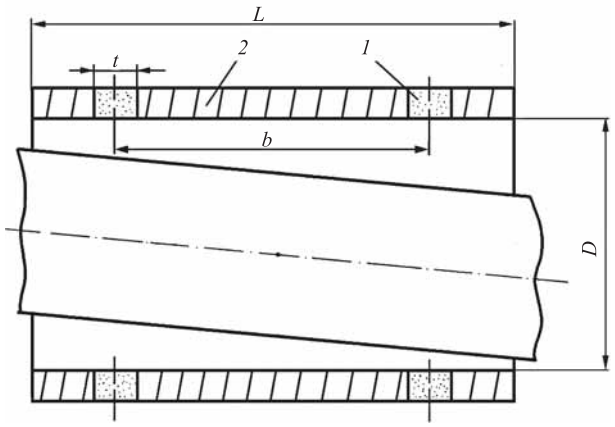


Рис. 1. Конструктивная схема газовой опоры с пористыми вставками:
L — длина вкладыша; *D* — внутренний диаметр вкладыша; *t* — длина пористой вставки; *b* — раздвижка линий наддува опоры; *1* — пористая вставка шпоночной формы; 2 — вкладыш радиальной газовой опоры

Зависимости относительной нагрузки на консоли шпинделя и коэффициента несущей способности передней и задней опор в функции относительной раздвижки линий наддува и конструктивного параметра $\overline{F} = f\left(\overline{b},\ K_C\right)$ и $C_Q = f\left(\overline{b},\ K_C\right)$ показаны на рис. 2, *а*, *б*. В области невысоких значений конструктивного параметра (0,3...0,4) увеличение относительной раздвижки линий наддува опор $\overline{b}$ приводит к росту нагрузки на консоли шпинделя $\overline{F}$ и коэффициентов несущей способности опор шпинделя. Полученный результат связан с интенсивным падением давления газа в центральной разгруженной части подшипника, свободной от пористых вставок. Изменение относительной раздвижки $\overline{b}$ от 0,5 до 0,7 слабо влияет на положение и значение максимумов $\overline{F}$ и C_Q.

Влияние раздвижки линий наддува $\overline{b}$ на коэффициент жесткости $k_{\overline{F}}$ показано на рис. 2, *в*.

В исследуемом диапазоне изменения конструктивного параметра в области $K_C < 0{,}6$ коэффициенты жесткости ШУ на подшипниках с раздвижками $\overline{b} = 0{,}6$ и $\overline{b} = 0{,}7$ не отличаются друг от друга. В целом влияние раздвижки линий наддува на коэффициент жесткости $k_{\overline{F}}$ слабое.

Зависимость момента от перекоса $\overline{M}$ от относительной раздвижки $\overline{b}$ и конструктивного

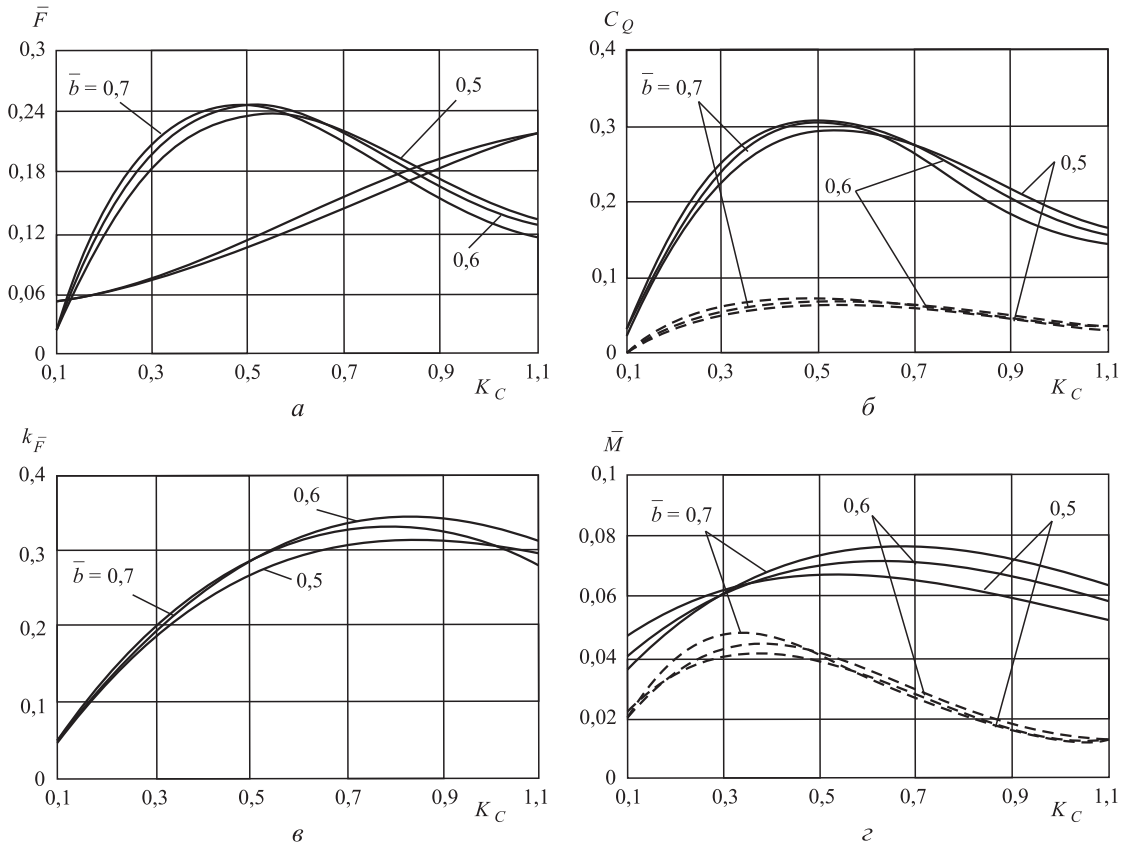


Рис. 2. Зависимость от конструктивного параметра K_C и относительной раздвижки линий наддува $\overline{b}$:
а — относительной нагрузки $\overline{F}$; *б* — коэффициента несущей способности C_Q; *в* — коэффициента жесткости $k_{\overline{F}}$; *г* — удельных моментов опор $\overline{M}$; —— — передняя опора; – – – — задняя опора

параметра K_C показана на рис. 2, *г*. В области малых значений конструктивного параметра K_C более высокие значения $\bar{M}$ наблюдали при относительной раздвижке линий наддува $\bar{b} = 0,5$. Это связано с тем, что существенное влияние на среднее плечо сил давления оказывает не поле давления между линиями наддува, где перепад давлений в разгруженной и нагруженной частях опор относительно невысок, а формирование поля давления между торцами подшипников и линией наддува. С уменьшением $\bar{b}$ в этой области увеличивается перепад давлений в разгруженной и нагруженной частях передней опоры за счет роста сопротивления течению смазки.

С увеличением конструктивного параметра K_C превалирующее влияние на среднее плечо сил давления оказывает формирование поля давления между линиями наддува вследствие роста в этой области перепада давления, и поэтому подшипники с большей раздвижкой линий наддува имеют более высокие значения момента от перекоса.

График зависимости относительной нагрузки $\bar{F}$ от числа сжимаемости Λ и относительной раздвижки линий наддува $\bar{b}$ представлен на рис. 3, *а*.

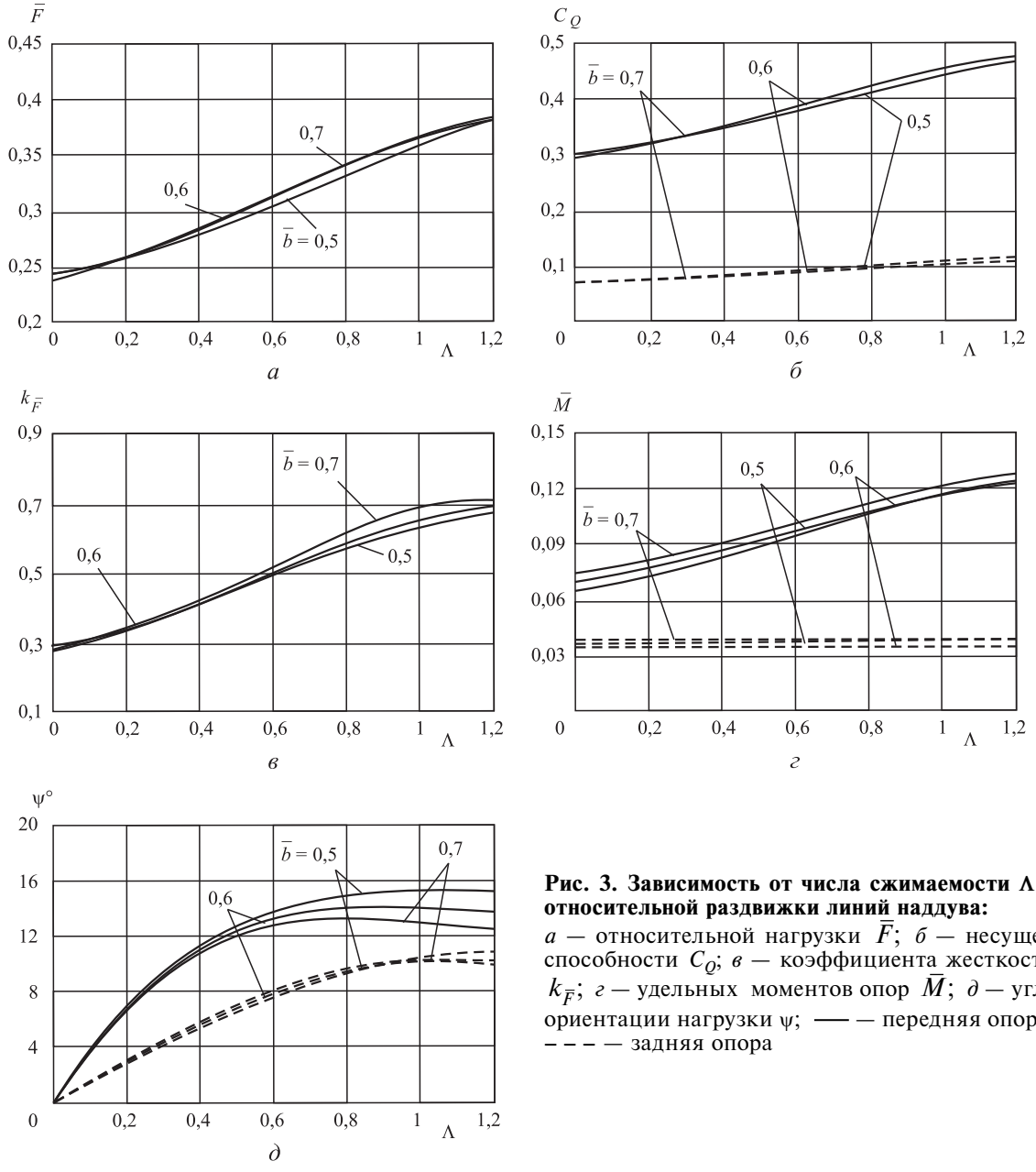


Рис. 3. Зависимость от числа сжимаемости Λ и относительной раздвижки линий наддува:
а — относительной нагрузки $\bar{F}$; *б* — несущей способности C_Q; *в* — коэффициента жесткости $k_{\bar{F}}$; *г* — удельных моментов опор $\bar{M}$; *д* — угла ориентации нагрузки ψ; —— — передняя опора; – – – — задняя опора

Существенное изменение нагрузки на консоли вала в зависимости от значения $\overline{b}$ практически не прослеживается. Например, в области умеренных значений чисел сжимаемости рост $\overline{F}$ при увеличении $\overline{b}$ от 0,5 до 0,6 составляет не более 3 %, а при $\overline{b} = 0{,}6$ и $\overline{b} = 0{,}7$ кривые функции $\overline{F} = f(\Lambda)$ полностью совпадают.

Полученный результат является следствием незначительной зависимости коэффициентов несущей способности опор от значений $\overline{b}$ в заданном диапазоне изменения Λ (рис. 3, *б*).

Графики зависимостей $k_{\overline{F}} = f\left(\Lambda, \overline{b}\right)$ и $\overline{M} = f\left(\Lambda, \overline{b}\right)$ приведены на рис. 3, *в*, *г*. Определенный рост коэффициента жесткости становится заметным при $\overline{b} = 0{,}7$ в области сравнительно больших значений числа сжимаемости, что связано с более благоприятным распределением давления в зазоре опор с такой раздвижкой линий наддува при высокой частоте вращения шпинделя.

Удельный момент от перекоса шпинделя в переднем подшипнике изменяется слабо из-за малого влияния внешнего наддува и эффекта смазочного клина на положение среднего плеча сил давления газовой опоры. Изменение раздвижки линий наддува заднего подшипника еще в меньшей степени влияет на значение удельного момента.

Зависимость угла ориентации нагрузки ψ от раздвижки линий наддува $\overline{b}$ переднего подшипника (рис. 3, *д*) становится заметной в области повышенных значений числа сжимаемости. С уменьшением $\overline{b}$ угол ориентации нагрузки возрастает, и максимум ψ смещается в область больших значений Λ, что объясняется ослаблением влияния вращения шпинделя в центральной части подшипников из-за уменьшения расстояния между линиями наддува.

Изменение раздвижки линий наддува в задней опоре практически не влияет на ψ. Это связано с тем, что в коротких частично пористых газостатических подшипниках внешний наддув превалирует над эффектом смазочного клина.

Выводы

При работе ШУ в режиме подвеса рост нагрузки на шлифовальном круге в результате повышения относительной раздвижки линий наддува происходит при малых значениях конструктивного параметра. Это связано прежде всего с перераспределением перепада давления в газовом слое: его повышением на участках от линий наддува до торцов опор. В то же время влияние изменения раздвижки линий наддува на жесткость пневмошпинделя слабое.

При работе ШУ в гибридном режиме изменение нагрузки на консоли вала в зависимости от $\overline{b}$ практически не прослеживается, так как с повышением числа сжимаемости нагрузочная способность шпинделя определяется превалирующим влиянием динамического смазочного клина в опорах. Определенный рост коэффициента жесткости при наибольшей раздвижке линий наддува также становится заметным в области сравнительно высоких значений числа сжимаемости. Возрастает точность вращения шпинделя, о чем говорит снижение угла ориентации нагрузки.

Библиографический список

1. **Шаломов В.И.** Особенности методики расчета выходных характеристик шпиндельного узла на частично пористых газостатических опорах // Сборка в машиностроении и приборостроении. 2016. № 2. С. 35—37.

2. **Выходные** характеристики высокоскоростных шпиндельных узлов на газовых опорах / А.В. Космынини и др. М: Издательский Дом "Академия Естествознания", 2011. 178 с.

3. **Шаломов В.И.** О влиянии некоторых параметров газовых опор на выходные характеристики шпиндельных узлов шлифовальных станков // Сборка в машиностроении и приборостроении. 2012. № 3. С. 32—36.

УДК 669.295:621.7

П.В. Бахматов, *канд. техн. наук,* **В.И. Муравьев,** *д-р техн. наук*
(Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет)
E-mail: bp_1@mail.ru

Особенности оценки влияния термического цикла сварки титановых сплавов на остаточные напряжения и коробление сварных изделий

Рассмотрен процесс коробления заготовки при автоматической сварке в среде защитного газа во всем интервале термического цикла сварки и охлаждения до окружающей температуры. Определен характер и этапы деформирования заготовки и причины их возникновения. Выявлена зависимость величины коробления от интенсивности процессов теплоотвода, позволяющая в значительной степени влиять на процессы снижения остаточных напряжений и на коробление сварной заготовки. Предложены наиболее эффективные методы снятия остаточных напряжений.

The process of the workpiece warping process for automatic welding under inert gas over the whole range of the thermal cycle of welding and cooling to ambient temperature. The character and stages of deformation of the workpiece and their causes. The dependence of the value of warpage of the intensity of the heat sink processes, allowing significant influence on the process of reducing residual stress and distortion of welded blanks. The analysis of existing methods of stress relief, and offer the most effective.

Ключевые слова: автоматическая сварка, остаточные сварочные напряжения, деформация, коробления, методы релаксации напряжений.

Keywords: automatic welding, welding residual stress, deformation, warpage, stress relaxation techniques.

Напряжения и деформации в сварном изделии возникают в результате локального нагрева и неравномерного расширения металла [1]. Этому способствуют литейная усадка, связанная с уменьшением объема металла при остывании и кристаллизации сварочной ванны (создаются сжимающие напряжения), и вторичные структурные превращения в металле шва и зоне термического влияния (ЗТВ), особенно при сварке высокопрочных закаливающихся сплавов.

Деформация сварной конструкции проявляется в виде продольного или поперечного (по отношению к оси шва) укорочения, а также изгиба, связанного с образованием угловых деформаций, что приводит к потере устойчивости.

Характер распределения остаточных напряжений вдоль сварного соединения из цветных металлов и сплавов аналогичен характеру полей остаточных напряжений в соединениях из стали. Распределение напряжений вдоль сварного соединения из сплавов ОТ4 не отличается от распределения напряжений в соединении из малоуглеродистой стали [2]. Различие состоит в том, что максимальные напряжения в сталях близки к пределу текучести, а для титановых сплавов составляют $(0,5...0,7)\sigma_{0,2}$, поскольку последние обладают меньшим запасом температурной деформации по сравнению со сталью.

Каждая технологическая операция изготовления конструкций из металлов и сплавов сопровождается накоплением или перераспределением остаточных напряжений, которые могут оказывать существенное влияние на эксплуатационные характеристики изделий. Особенно неблагоприятны остаточные растягивающие напряжения, суммирование которых с эксплуатационными напряжениями приводит к разрушению или образованию трещин в конструкциях.

В работе [3] показано, что из 57 242 мест сварных соединений при рентгеноскопии выявлено

1250 дефектов (2,2 %), из общего числа которых 6 % составляют трещины. Если в одной конструкции 15...180 контролируемых мест, и хоть одно место дефектное, то необходима доработка (исправление дефекта), что очень трудоемко, а в отдельных случаях невозможно. Остаточные сварочные напряжения, особенно в крупногабаритных ребристых панелях приводят к изменению размеров, короблению, появляются "хлопуны", прогибы.

Структурные превращения в околошовной зоне титана протекают при непрерывном изменении температуры, деформаций и напряжений вследствие неравномерно нагрева металла при сварке.

Максимальная величина остаточных напряжений зависит от исходной структуры свариваемых сплавов и фазовых и структурных превращений в соединении при термическом воздействии [1].

Особенности термического цикла сварки (ТЦС) вносят существенные изменения в кинетику распада метастабильных фаз, формирование конечных структур и свойств металла околошовной зоны сплавов титана. Знание их имеет огромное значение, так как позволяет управлять структурообразованием в околошовной зоне, уровнем напряжений, а следовательно, сопротивляемостью металла образованию трещин [4].

Все методы снижения и устранения сварочных напряжений можно подразделить в зависимости от того, применяются ли они до сварки, в процессе сварки или после сварки [2—10].

Цель работы — выявить основные факторы ТЦС, влияющие на остаточные сварочные напряжения и коробления сварных изделий из титановых сплавов.

Методика проведения исследований

Для сварки титановых (сплав ВТ20) и стальных (сталь Ст3сп) листовых конструкций применяли автоматические способы сварки соответственно: аргонодуговая сварка неплавящимся вольфрамовым электродом с присадком на автомате АДСВ-6 и сварка в среде CO_2 на автомате АДГ-630. После сварки титановых заготовок проводили замеры прогибов f в пятнадцати точках с точностью 0,05 мм. Результаты замеров обрабатывали с использованием приложения Microsoft Office, Excel и строили диаграммы. Для оценки динамики возникновения и протекания сварочных деформаций в процессе автоматической сварки образцов из углеродистой стали изготовлен экспериментальный стенд [11], который в режиме реального времени фиксировал деформации (коробления) в различных точках свариваемых заготовок как в процессе сварки, так и в процессе охлаждения сварной заготовки. Результаты, полученные на реальных стыковых соединениях, сравнивали с результатами, приведенными в работе [2].

Микроструктуру определяли на металлографическом микроскопе "Микро-200" (Россия) в диапазоне увеличений от ×100 до ×1000. Оцифрованные изображения в дальнейшем обрабатывали на специализированной программе Image.Pro.Plus.5.1. Химический состав металла образцов исследовали спектральным анализом на оптическом эмиссионном анализаторе Q4 TASMAN фирмы BRUKER (Германия). Для определения напряжений первого рода в конструкциях из титанового сплава ВТ20 в сварном шве и ЗТВ использовали дифрактометр общего назначения ДРОН-6М.

Так как основной составляющей ВТ20 является титан, съемку проводили медной рентгеновской трубкой. Начальный угол падения рентгеновского луча установлен на 39°20′, а диапазон углов, в котором снимали интерференционные линии, — 50...75°. В качестве эталонного материала использовали медную фольгу толщиной 0,1 мм.

Сравнительную оценку снятия остаточных напряжений проводили не только подбором соответствующих режимов ТЦС, но и отжигом в вакууме и в воздушной среде [13], а также пластической деформацией сварного шва [1].

Результаты исследований и их обсуждение

Кинетика процесса коробления заготовки углеродистой стали (размер 4×125×500 мм) на всем временном отрезке ТЦС от начала до окончания процесса сварки и последующего охлаждения от температуры кристаллизации до исходной окружающей среды (для заготовки данного размера 2 ч 40 мин) имеет сложный характер. Данный временной интервал можно разделить на три стадии: первая стадия от начала до конца процесса сварки занимает всего 3,3 мин; вторая стадия охлаждения заготовки в целом, когда коробление практически принимает нулевое значение, составляет по времени всего 30 мин; третья стадия — завершающая, при которой коробление заготовки меняет направление и достигает окончательного максимального значения, превышающего более чем в 2 раза значение

коробления на первой стадии (рис. 1 на стр. 2 обложки).

Характер изменения коробления на последней стадии для сплава ВТ20 (рис. 2 на стр. 2 обложки) идентичен характеру изменения коробления на последней стадии для углеродистой стали Ст3 (см. рис. 1). Для титанового сплава ВТ20 величины коробления превосходят таковые для углеродистой стали.

На поведение углеродистой стали Ст3 существенное влияние оказывают размеры — соотношение длины шва к ширине готовой заготовки. Чем меньше ширина свариваемой заготовки длины сварного шва, тем значительнее коробление на последней стадии (рис. 3).

Режимы ТЦС влияют на конечную стадию коробления титанового сплава ВТ20 (см. рис. 2), чем меньше скорость сварки, тем меньше коробление, но при этом значительно меняются геометрические размеры сварного шва: ширина сварного шва, ЗТВ, увеличиваются проплав и усиление сварного шва (рис. 4).

Защитная природная оксидная пленка на поверхности титановых сплавов [13, 20] позволяет проводить отжиг для снятия остаточных сварочных напряжений в "заневоленном" состоянии в воздушной атмосфере на традиционном термическом оборудовании (щелевая печь, шахтный агрегат и др.) при температуре 580...650 °С с выдержкой до 2 ч (рис. 5), в том числе ребристых панелей, которые невозможно отжечь в вакууме из-за отсутствия оборудования [16—18].

В некоторых случаях габаритные размеры полуфабрикатов не позволяют получить искомую заготовку. В этом случае использовали методику сварки выпускаемых заготовок с последующей пластической деформацией металла шва и ЗТВ [1] и горячей пластической деформацией в температурно-временном интервале фазового

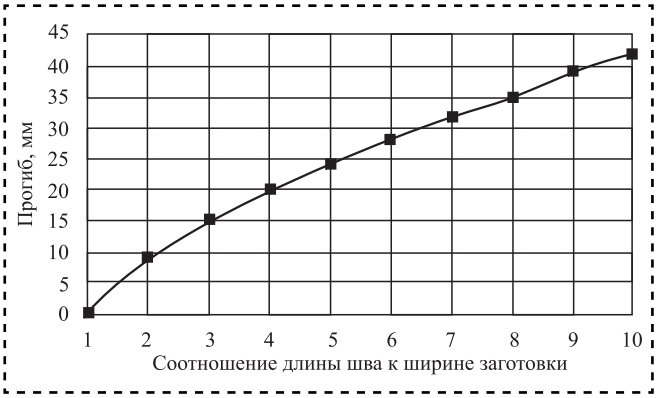


Рис. 3. Распределение максимального прогиба в зависимости от размеров свариваемых изделий

предпревращения, отжигом в воздушной среде. Это позволило снять остаточные напряжения и получить готовые заготовки с требуемыми размерами (рис. 5 на стр. 2 обложки).

Коробление связано с неравномерным распределением теплоты в объеме металла из-за неуравновешенности напряжений, вызванных изменением объема в результате разницы температурных полей [15]. Об этом свидетельствуют расчеты распределения температурных полей на поверхности свариваемых пластин, пространственная модель распределения температур и деформирование пластин, вызванное термодеформационным циклом сварки. Тепловые процессы в свариваемом изделии заключаются в подводе тепловой энергии от источника сварочного нагрева, распространении теплоты в металле изделия и отводе в окружающую среду. Основными процессами при этом являются: плавление металла и кристаллизация шва; фазовые и структурные изменения в разных участках сварного соединения; возникновение физической и химической неоднородности; объемные изменения. Все это приводит к появлению упругопластических деформаций и внутренних сварочных напряжений.

В результате локального нагрева и неравномерного расширения металла при сварке возникают сжимающие напряжения в продольном и поперечном направлениях, величина которых увеличивается за счет литейной усадки, связанной с уменьшением объема металла при остывании и кристаллизации. Этот процесс наблюдается на первой стадии. На второй стадии в процессе охлаждения с высоких температур снижаются сжимающие напряжения вплоть до нулевых значений. Третья стадия возникновения растягивающих напряжений связана со структурными изменениями из-за фазовых превращений. На величину растягивающих напряжений существенное влияние оказывает скорость охлаждения в интервале фазовых превращений, зависящая от скорости сварки (см. рис. 2) и от габаритов свариваемых заготовок (см. рис. 3).

Чем меньше скорость сварки, тем меньше прогиб из-за изменения температурных полей [12], но при этом значительно увеличиваются габаритные размеры поперечного сечения сварного шва и ЗТВ (см. рис. 2, таблица).

Уменьшение скорости сварки приводит к значительному снижению остаточных сварочных напряжений, но при этом искажаются форма, размеры и свойства сварного шва по сравнению с основным металлом. В этом случае снижается

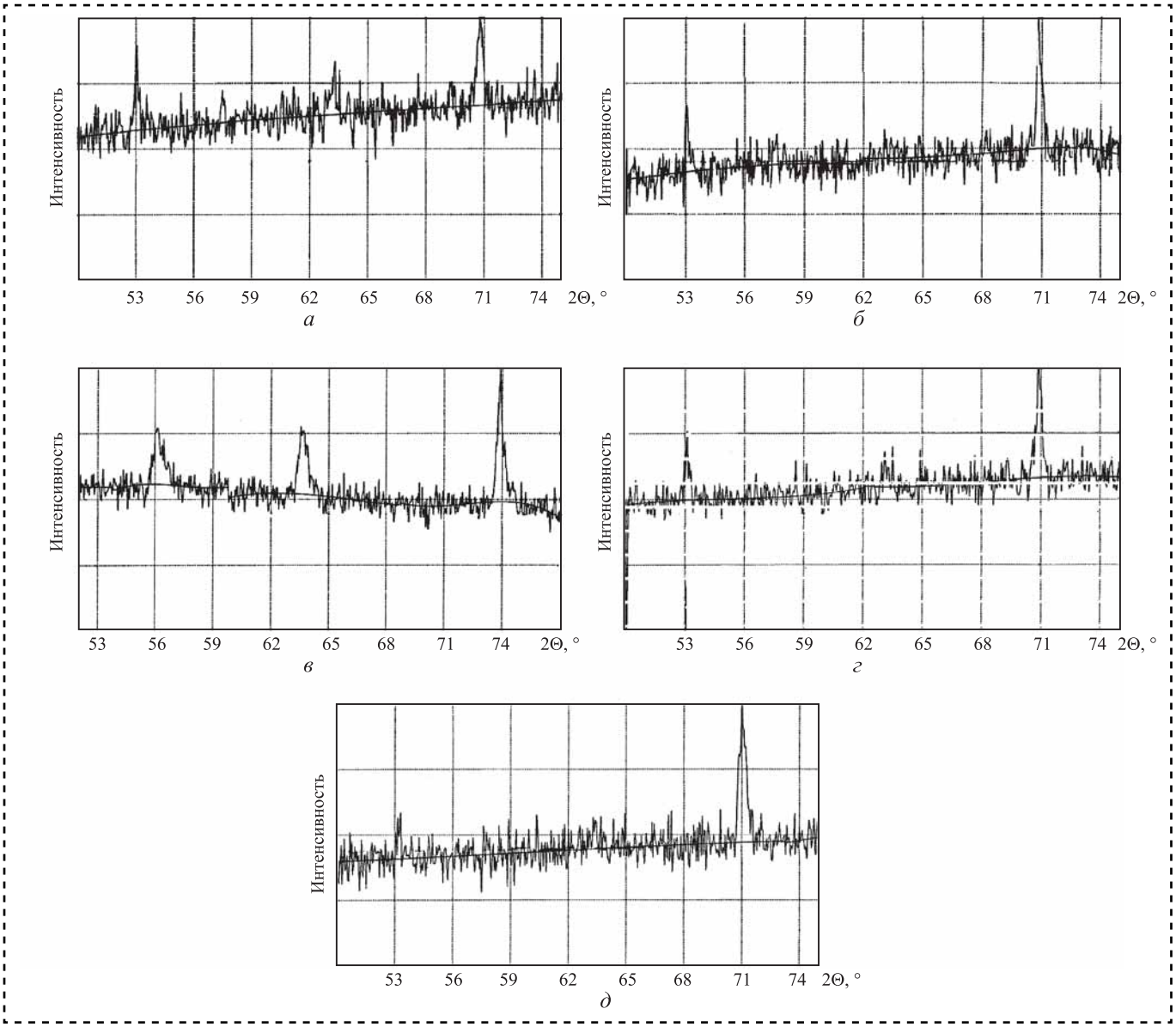


Рис. 4. Дифрактометрическая картина съемки:
а — эталона; *б* — сварного шва образца, полученного на мягком режиме сварки; *в* — ЗТВ образца, полученного на мягком режиме сварки; *г* — сварного шва образца, полученного после холодной прокатки; *д* — ЗТВ образца, полученного после холодной прокатки

Изменение геометрических параметров поперечного сечения шва в зависимости от скорости сварки

Скорость сварки, м/ч	Расход аргона, л/мин	Ширина шва, мм	Высота усиления, мм	Ширина корневого валика, мм	Высота корневого валика, мм	Ширина ЗТВ с изменением микроструктуры основного металла, мм	Внешний вид поперечного сечения шва
15	7,5/7,3	12,7	0,36	9,5	0,125	18,5	
20	7,5/4,5	8,6	0,15	5,5	0,075	15	
25	9/4,5	6,8	0,05	4,5	0,075	13,6	

Примечание. Толщина свариваемых образцов — 2 мм, сварочный ток $I_{св}$ = 90 А, напряжение $U_д$ = 10 В, расход газа: в числите — в горелку, в знаменателе — поддув корня.

вероятность образования холодных трещин, но остаточные сварочные напряжения оказывают влияние на эксплуатационную надежность. Поэтому снятие сварочных напряжений, особенно для ребристых панелей из титановых сплавов, является важнейшей задачей.

Холодная прокатка сварного шва и ЗТВ на роликовой машине АРС-10 до толщины основного металла позволила, наряду со снижением остаточных растягивающих напряжений, полностью исключить коробление и обеспечить необходимые выпуклость и проплав, устранить их механическую обработку, получить листовые заготовки необходимых размеров и изготовить детали сложной пространственной формы высокотемпературной штамповкой с электроконтактного нагрева и последующей термообработкой — отжигом.

Выводы

Установлена кинетика процесса коробления заготовки из Ст3сп (размером 4х250х500 мм) в процессе автоматической сварки в среде защитного газа CO_2 на автомате АДГ-603 во всем интервале ТЦС и охлаждении до окружающей температуры. Показано, что процесс коробления в реальном времени имеет сложный характер:

— появление сжимающих напряжений, постепенно повышающихся в центре заготовки и снижающихся в момент окончания сварки, и накопление сжимающих напряжений за счет уменьшения объема металла при кристаллизации и образование аустенита в ЗТВ;

— снижение сжимающих напряжений вплоть до нулевого значения, что связано с уменьшением теплового расширения металла;

— переход к растягивающим напряжениям, связанным со структурными изменениями из-за фазовых превращений и в металле шва, и в ЗТВ.

Изменение величины коробления для стали и титановых сплавов от интенсивности процессов теплоотвода позволяет в значительной степени влиять на процессы снижения остаточных напряжений и на коробление сварной заготовки.

Наиболее эффективные методы снятия остаточных напряжений и коробления крупногабаритных ребристых панелей из титанового сплава ВТ20:

— "заневоливание" панели в приспособлении и отжиг в воздушной атмосфере при температуре 600 и 650 °С с выдержкой 2 и 0,5 ч соответственно;

— холодная пластическая деформация металла шва и ЗТВ до толщины основного металла и отжиг.

Изготовление листовых заготовок необходимых размеров сваркой и деталей сложной пространственной формы холодной прокаткой металла шва и ЗТВ и горячей штамповкой возможно в интервале фазового предпревращения и последующего отжига.

Библиографический список

1. **Гуревич С.М.** Справочник по сварке цветных металлов. Киев: Наукова Думка, 1990. 512 с.
2. **Винокуров В.А., Григорьянц А.Г.** Теория сварочных деформаций и напряжений. М.: Машиностроение, 1984. 280 с.
3. **Муравьев В.И.** Особенности изготовления и оценки качества крупногабаритных тонкостенных сварных конструкций из сплава ВТ20 // Авиационная промышленность. 1986. № 8. С. 15—18.
4. **Грабин В.Ф.** Металловедение сварки плавлением. Киев: Наукова думка, 1982. 416 с.
5. **Куркин С.А.** Технология изготовления сварных конструкций: Атлас чертежей. М.: Машгиз, 1962. 152 с.
6. **Абрамов В.В.** Остаточные напряжения и деформации в металлах. М.: Машгиз, 1963. 132 с.
7. **Диффузионная** сварка титановых сплавов с наложением ультразвуковых колебаний / А.А. Котельников и др. // Автоматическая сварка. 1978. № 1. С. 51—53.
8. **Окерблом Н.О.** Расчет деформаций металлоконструкций при сварке. Л.: Машгиз, 1955. 212 с.
9. **Местная** термообработка сварных сосудов из титанового сплава АТ3 / С.М. Гуревич и др. // Автоматическая сварка. 1971. № 2. С. 12—14.
10. **Кудрявцев И.В.** Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении. М.: Машгиз, 1951. 278 с.
11. **Дебеляк А.А., Муравьев В.И., Бахматов П.В.** Кинетика процесса деформации при сварке заготовок из углеродистых сталей / Материалы Российской науч.-техн. конф. "Фундаментальные исследования в области технологий двойного назначения" (г. Комсомольск-на-Амуре, 21—24 ноября 2011 г.) КнАГТУ, 2011. 317 с.
12. **Муравьев В.И., Бахматов П.В., Дебеляк А.А.** Определение возможности расчета остаточных деформаций по тепловым полям при сварке тонких пластин встык // Ученые записки КнАГТУ. № IV — 1 (4). 2010. С. 68—80.
13. **Обеспечение** надежности конструкций из титановых сплавов / В.И. Муравьев и др., под ред. В.И. Муравьева. М.: Эком, 2009. 752 с.
14. **Рыкалин Н.Н.** Расчеты тепловых процессов при сварке. М.: Машгиз, 1951. 296 с.
15. **Колачев Б.А., Габидулин Р.М., Пигузов Ю.В.** Технология термической обработки цветных металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1980. С. 280.
16. **Шевченко В.В., Лабанова Н.Н., Иванищева Г.А.** Влияние температуры нагрева в вакууме на рельеф поверхности листов из титановых сплавов // ФХММ. 1985. № 5. С. 12—14.
17. **Влияние** режимов отжига на циклическую прочность сварных соединений технического титана ВТ1-0 / А.Б. Коломенский и др. // Автоматическая сварка. 1988. № 8. С. 8—10.
18. **Дебеляк А.А. Бахматов П.В.** Влияние условий взаимодействия сухого воздуха с поверхностью сталей и сплавов на технологичность изготовления и свойства конструкций // Упрочняющие технологии и покрытия. 2011. № 6. С. 3—7.

УДК 621.892

Т.А. Балтаев *(Западно-Казахстанский аграрно-технический университет имени Жангир хана, г. Уральск)*
E-mail: statsmail_87@mail.ru

Математическое моделирование процесса ультразвуковой стабилизации деформации упругих чувствительных элементов типа круглых пластин, применяемых в датчиках давления*

Эффективность тренировки приборов, имеющих в качестве чувствительного элемента круглую металлическую пластину, можно существенно повысить, если использовать ультразвуковой способ стабилизации, обеспечивающий высокую частоту колебаний пластины, а следовательно, снижение времени тренировки, при котором обеспечивается потребное число циклов нагружения.

The effectiveness of training equipment with sensor as a round metal plate can be significantly increased by using an ultrasonic method for stabilizing, providing high frequency oscillations of the plate and, consequently, reduced training time at which meets the needs of the number of load cycles.

Ключевые слова: упругий чувствительный элемент, мембрана, стабилизация, релаксация остаточных напряжений.

Keywords: elastic sensitive element, membrane stabilization, relaxation of residual stresses.

Круглые упругие пластины широко применяют в качестве чувствительного элемента в малогабаритных сдвоенных датчиках избыточного давления типа МД—ТП (рисунок). Важным требованием, предъявляемым к пластинам, является отсутствие в ее материале остаточных напряжений, поскольку они снижают упругие свойства пластины, что приводит к существенной погрешности устройств.

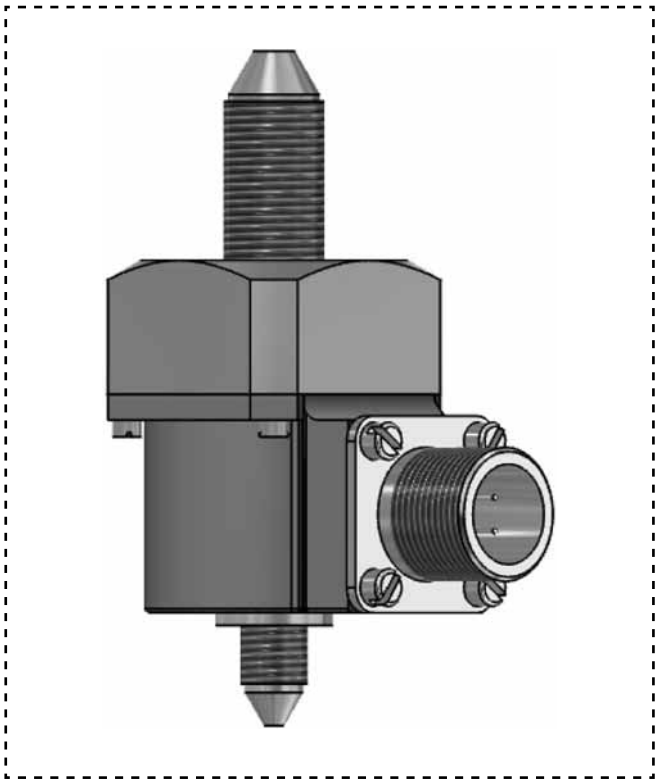
Сущность ультразвуковой релаксации остаточных напряжений в круглых пластинах заключается в том, что к пластине по ее центру прикладывают инструмент, находящийся под определенной внешней нагрузкой, и сообщают инструменту ультразвуковые колебания. Для эффективной ультразвуковой стабилизации необходимо выбрать мощность колебательной системы, амплитуду и время обработки в зависимости от геометрических параметров, упругих свойств материала пластины и способа ее закрепления в корпусе устройства. Задача обработки — снятие остаточных напряжений в центре пластины и на других ее участках.

Этапы выбора рациональных условий стабилизации круглой пластины:

1. Исходные данные: геометрические параметры пластины — толщина δ, диаметр d; механические свойства материала пластины — предел упругости E, коэффициент Пуассона μ, напряжение текучести $\sigma_т$; остаточные напряжения в пластине τ_0; параметры ультразвуковых колебаний — амплитуда колебаний A, частота f, диаметр ультразвукового наконечника инструмента d_0.

Диаметр наконечника ультразвукового инструмента должен составлять более 0,1 диаметра круглой пластины. В противном случае в центре пластины возникают большие контактные напряжения, что приводит к повреждению поверхности пластины. Если остаточные напря-

* Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России. Задание № 9.896.2014/К на выполнение НИР в рамках проектной части государственного задания в сфере научной деятельности.



Датчик давления типа МД—ТП производства ООО "ЭПО "Сигнал"

жения в пластине не известны, то для надежной стабилизации принимаем $\tau_0 = (0{,}2 - 0{,}3)\sigma_т$. Амплитуда колебаний ультразвукового инструмента A = 0,01...0,02 мкм, но в особо ответственных случаях ее можно уменьшить до A = 0,005. Частота ультразвуковых колебаний f = 18...20 кГц. Слишком высокая частота колебаний может привести к разрушению материала пластины, а применение более низких частот возможно при увеличении времени обработки.

2. Определение допустимой силы нагружения пластины:

$$P < \frac{\pi\delta\sigma_т}{(1+\mu)\left(d_0^2/d^2 - 4\ln(d_0/d)\right)}. \quad (1)$$

Если использовать силу нагружения на пластину выше расчетной, то это может привести к пластической деформации пластины и выходу ее из строя.

Сила нагружения на пластину складывается из двух составляющих:

$$P = P_0 + P_a, \quad (2)$$

где P_0 — внешняя нагрузка на пластину;

P_a — нагрузка, возникающая от деформации пластины под действием ультразвуковых колебаний,

$$P_a = \frac{64\pi\eta\delta^3 A}{3d^2\left(4 - 3d_0^2/d^2 + 4d_0^2/d^2\ln(d_0/d)\right)}. \quad (3)$$

Тогда

$$P_0 = k_z\left(P - P_a\right), \quad (4)$$

где k_z — коэффициент запаса, k_z = 0,6...0,7.

3. Определение энергии деформации пластины в прямом и обратном направлениях:

$$W_1 = k_v A\left(P_0 - \frac{1}{2}P_a\right); \quad (5)$$

$$W_2 = k_v A\left(P_0 + \frac{1}{2}P_a\right), \quad (6)$$

где k_v — коэффициент потери энергии при передаче ее от ультразвукового инструмента обрабатываемой круглой пластины (определяю опытным путем), k_v = 0,1...0,5.

4. Определение исходной потенциальной энергии упругой деформации круглой пластины и энергии насыщения ее материала:

$$U_n = \frac{\tau_0^2}{G(1-\mu)}\pi\delta d^2; \quad (7)$$

$$U_p = \frac{\tau_0^2}{G(1+\mu)}\pi\delta d^2, \quad (8)$$

где τ_0 — напряжения пластического сдвига материала пластины.

5. Определение максимально возможной остаточной деформации пластины при неограниченном времени обработки:

$$\Delta\lambda = A\frac{U_0 W_1}{U_p^2}\left[1 - \left(1 - \frac{W_1}{U_p}\right)\left(1 - \frac{W_2}{U_p}\right)\right]^{-1}. \quad (9)$$

6. Определение потребного времени обработки:

$$t = \frac{\ln k_p}{\ln\left[\left(1 - \frac{W_1}{U_p}\right)\left(1 - \frac{W_2}{U_p}\right)\right]}, \quad (10)$$

где k_p — доля от предельно возможной остаточной деформации пластины $\Delta\lambda$, которая допустима по техническим условиям, k_p = 0,05...0,10.

Нельзя слишком занижать k_p, так как это приведет к увеличению времени обработки и к разрушению материала круглой пластины.

При необходимости можно проверить остаточные напряжения в пластине после обработки:

$$\tau(t) = \tau_0 \sqrt{\left(1 - \frac{W_1}{U_p}\right)^{ft} \left(1 - \frac{W_2}{U_p}\right)^{ft}}, \qquad (11)$$

где t — время обработки.

Библиографический список

1. **ANSYS**, Inc. Products [Электронный ресурс]. URL: http://www.ansys.com/products/default.asp.

2. **Балтаев Т.А., Носков А.С., Королев А.В.** Математическая модель ультразвукового поверхностного упрочнения // Научно-практический журнал Западно-казахстанского аграрно-технического университета им. Жангир хана "Наука и образование." 2012. № 4 (29).

3. **Сравнительный** анализ ультразвукового и термического методов релаксации остаточных напряжений / Т.А. Балтаев и др. // Наука, технологии в современном мире: материалы II Международной науч.-практ. конф. Уфа: РИО ИЦИПТ, 2015 С. 47—50.

4. **Современные** тенденции в развитии оборудования и приборов для снятия и контроля остаточных напряжений / Т.А. Балтаев и др. // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. 2015. Т. 3. № 3. С. 42—46.

5. **Zhang J., Dong P.** Residual stresses in welded moment frames and implications for structural performance // J. Struct. Eng. 2000. Vol. 126. Issue 3. P. 306—315.

6. **Ham J., David Q.** Payne. Surface hardening of high speed steel by carbide laser treatment / Proceeding of the International Conference on Production Engineering. Tokio, 1974. P. 13—19.

7. **Пат. 2478031 РФ.** МПК[8] В 24 В 39/04, В 23 Р 25/00. Спобоб релаксации остаточных напряжений. / Королев А.В., Королев А.А., Королев А.А. Бюл. № 2. 27.05.2011.

8. **Пат. 2140842 РФ.** МПК[8] В 24В 39/04, В 23 Р 6/00. Способ вибростарения деталей / Королев А.В., Чистяков А.М., Кривега В.А., Моисеев Г.Н. Бюл. № 8. 20.03.99.

ООО "Издательство "Инновационное машиностроение"
продолжает подписку на журнал

"СБОРКА В МАШИНОСТРОЕНИИ, ПРИБОРОСТРОЕНИИ"

☑ *За наличный и безналичный расчет.*
☑ *С любого номера и на любой срок.*
☑ *Без почтовых наценок.*

Присылайте заказ и обращайтесь за дополнительной информацией в отдел продаж, маркетинга и рекламы:

107076, г. Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Тел.: 8 (495) 785-60-69
e-mail: realiz@mashin.ru, www.mashin.ru

УДК 621.891

И.А. Меделяев, *д-р техн. наук,* **А.А. Сорокин**, **А.В. Волобуев**, *канд-ты техн. наук*
(Военная академия РВСН имени Петра Великого, Москва)
E-mail: medd_ia@mail.ru

Трибология сталей и сплавов при смешанной смазке в узлах трения технических систем

Рассмотрена трибология сталей и сплавов в узлах трения технических систем. Показано, что трение и изнашивание — единый физический процесс, который проходит по термофлуктуационному механизму при термическом, механическом и термомеханическом воздействии с проявлением каталитического действия поверхностей контакта и изменением энергии активации поверхностей контакта и смазочного материала; в изменении коэффициента трения имеются три области, в которых могут находиться узлы трения. Для обеспечения работоспособности машин важны технология их изготовления и качество сборки.

Reviewed tribology of steels and alloys in friction units of technical systems. It is shown that friction and wear are a single physical process, which occurs at thermalfluctuation mechanism under thermal, mechanical and thermo-mechanical effects with the manifestation of the catalytic action of surfaces of contact and the change of activation energy of contact surfaces and lubricant; in the change of the coefficient of friction, there are three areas in which there can be friction. For providing of capacity of machines technology of their making and quality of assembling are important.

Ключевые слова: адгезия, смазочный материал, трение и изнашивание, твердость, теплота, тепловые флуктуации, температура, нагрузка, скорость скольжения.

Keywords: adhesion, lubrication, friction and wear, hardness, heat, thermal fluctuations, temperature, loading, sliding speed.

Изнашивание пар трения при смешанной смазке — сложный физический процесс, зависящий от механического взаимодействия трущихся поверхностей, возникающего теплового воздействия, химического взаимодействия смазочной среды с поверхностями, а также геометрии контакта (характера и формы контактной площади трибосопряжений, их сближения) и физических свойств как материалов трения, так и смазочной среды.

Трение, изнашивание и сопутствующие процессы взаимосвязаны и образуют единый физический процесс, обусловленный внешнесиловым воздействием на материалы трения [1—3].

Закономерность изменения коэффициента f трения в зависимости от удельной нагрузки и скорости скольжения при трении в условиях смешанной смазки (рис. 1) имеет три области: I — неустойчивых процессов, характерной для режимов запуска (пары трения выходят из строя в основном в этой области); II — нормального трения; III — повреждаемости при высоких температурах (пары трения выходят из строя при достижении предельных температур для применяемого смазочного материала). Для нормального трения (область II) характерны стационарные области с минимальным трением и изнашиванием, а для режимов нестационарного трения (область I) и повреждаемости при высоких температурах (область III) — износ и схватывание вследствие "срыва" смазочной пленки.

Неконтролируемое смещение режимов нагружения "влево" или "вправо" в точках перехода из области II в области I и III от режимов нормального трения (с минимальным трением и изнашиванием) приводит к выходу из строя пары трения.

На режимах запуска и останова узла трения в области I минимальная адгезия смазочной пленки к поверхности трения и высокая деформацион-

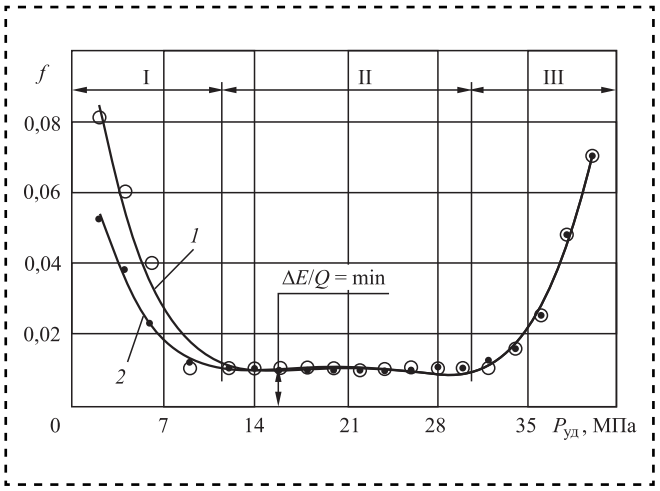


Рис. 1. Изменение коэффициента *f* трения в зависимости от удельной нагрузки $P_{уд}$ при температуре смазочного материала на входе в узел трения T_f = 20 (*1*) и 100 °С (*2*), v = const:

I — область неустойчивых процессов (пуск и приработка, формирование тепловой флуктуации в объеме трения); II — область нормального трения (совместимость и упругая деформация); III — область повреждаемости при высоких температурах ("срыв" смазочной пленки, износ и схватывание, проявление пластической деформации); ΔE — изменение внутренней энергии, складывающейся из энергии, идущей на изменение структуры материала ΔE_e и энергии нагрева ΔE_v, $\Delta E = \Delta E_e + \Delta E_v$; Q — энергия теплообмена со средой [1]

ная составляющая обусловливают срыв смазочной пленки и повреждаемость поверхностей трения.

В области II нормального трения имеют место граничная смазка и клиновидный зазор, в котором реализуется гидродинамическая смазка. Увеличение удельной нагрузки при фиксированной скорости скольжения уменьшает клиновидный зазор и при превышении предельной толщины смазочного зазора в области III возникает режим трения при наличии граничной смазки и сухого трения; на отдельных точках контакта происходит "срыв" смазочной пленки и перенос бронзы на поверхность стального образца.

Анализ результатов эксперимента по влиянию различных факторов (режима нагружения, механических и геометрических характеристик контактирующих поверхностей) позволил считать удельную нагрузку, скорость скольжения и температуру, развиваемую при трении, основными факторами, определяющими свойства материалов пары трения и взаимосвязь изменения коэффициента трения и износа при трении скольжения в условиях смешанной смазки: с повышением коэффициента трения наблюдали рост износа, а с его уменьшением — снижение (рис. 2).

Коэффициент трения функционально связан с износостойкостью, но самостоятельно не раскрывает всех частных особенностей механизма изнашивания пары "сталь—бронза" в условиях смешанной смазки [4].

В области нормального трения коэффициент трения практически не изменяется и износ минимален. При достижении для данной пары трения предельных значений критерия $P_{пр}$v коэффициент трения и линейный износ резко увеличиваются. Повышение температуры смазочного материала на входе в узел трения снижает коэффициент трения и износ в области I неустойчивых процессов, а также создает для пары трения "мягкие" стартовые условия за счет уменьшения зоны сцепления и увеличения зоны проскальзывания.

Синхронный характер изменения коэффициента трения и износа указывает на их единую физическую природу. Первопричина этого явления лежит в механизме относительного перемещения сопряженных тел, которое затруднено действием сжимающей нагрузки и сопротивлением неровностей в зоне контакта — силой трения. Перемещение одной поверхности по другой неизбежно сопровождается разрушением очагов сопротивления, что, по своей сути, и является изнашиванием.

Коэффициент трения в условиях смешанной смазки в принципиальном плане стоит в одном ряду с износом и износостойкостью; зависит от структуры и механических свойств стали и бронзы и определяется соотношением их твердостей (твердость бронзы — ведущий показатель).

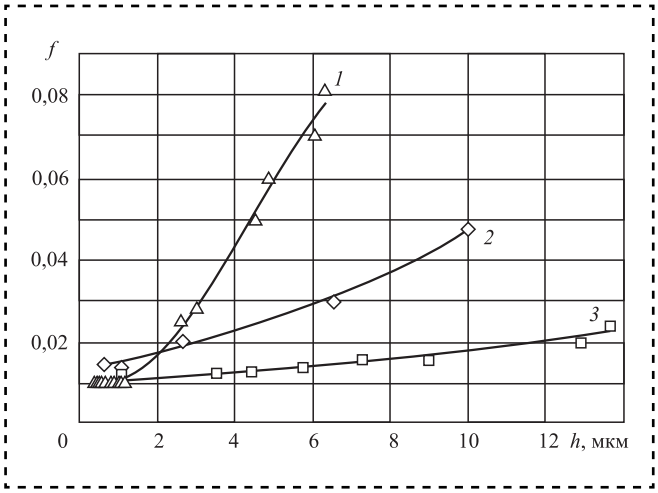


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения *f* от износа *h* при трении сталей ВНС-54 (*1*, *2*) и Х12Ф1 (*3*) по бронзе БрОСН 10-2-3 в смазочных материалах АМГ-10 (*1*, *3*) и 7-50с-3 (*2*); время испытаний 310 мин

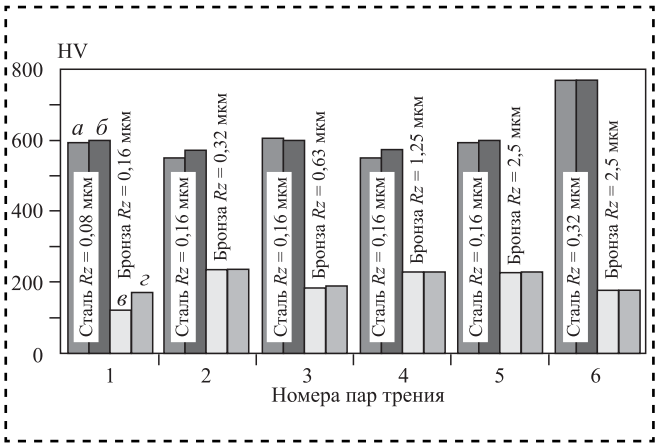


Рис. 3. Гистограмма изменения твердости поверхностей контакта при трении стали Х12Ф1 по бронзе БрОСН10-2-3 в смазочном материале АМГ-10 при различной шероховатости поверхностей трения:

а — твердость стали до трения; *б* — твердость стали после трения; *в* — твердость бронзы до трения; *г* — твердость бронзы после трения

Экспериментальные данные по изменению твердости в зависимости от режимного фактора (удельной нагрузки $P_{уд}$ и скорости скольжения v) показывают:

1. После работы в парах трения произошли следующие изменения:

— твердость повысилась на обеих поверхностях контакта в парах трения 2 (рис. 3) и 2, 3 (рис. 4);

— в парах трения 4, 5 (см. рис. 3) твердость поверхности трения стального образца повысилась, а твердость поверхности трения бронзового образца практически не изменилась;

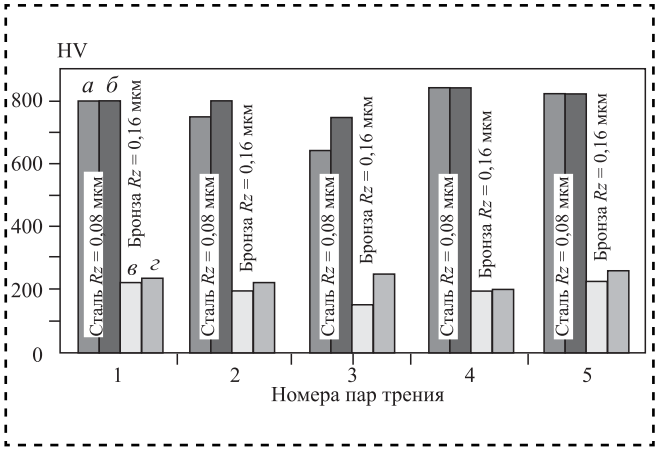


Рис. 4. Гистограмма изменения твердости поверхностей контакта при трении сталей Х12Ф1 (*1*, *2*), ШХ15 (*3*) и 30Х3ВА (*4*, *5*) по бронзе БрОСН10-2-3 в смазочных материалах АМГ-10 (*1*, *3*, *4*) и ТС-1 (*2*, *5*) при постоянной шероховатости поверхностей трения:

а — твердость стали до трения; *б* — твердость стали после трения; *в* — твердость бронзы до трения; *г* —твердость бронзы после трения

— в парах трения 1, 6 (см. рис. 3) и 1, 4, 5 (см. рис. 4) твердость стальной поверхности практически не изменилась, а твердость бронзовой поверхности у всех пар трения повысилась за исключением пары 6 (см. рис. 3), в которой твердость поверхности трения бронзового образца практически не изменилась;

— в паре трения 3 (см. рис. 3) твердость поверхности трения стального образца уменьшилась, а твердость поверхности трения бронзового образца практически не изменилась.

2. Замена смазочного материала в зоне трения (АМГ-10 на ТС-1) незначительно влияет на твердость поверхностей трения (см. рис. 4).

3. В зависимости от сочетания шероховатости поверхностей трения стального и бронзового образцов (см. рис. 3) твердость поверхности трения стального образца практически не изменяется (1, 6), незначительно повышается (2, 4, 5) или снижается (3), а твердость поверхности трения бронзового образца повышается (1) или постоянна (2—6). Наиболее заметные изменения твердости поверхности трения бронзового образца прослеживаются в паре 1, а в остальных парах трения изменений в значениях твердости поверхности трения бронзового образца до и после трения не наблюдали. Увеличение шероховатости поверхностей трения в парах 2—6 приводит к более высокой твердости поверхности трения бронзового образца по сравнению с парой трения 1.

4. Незначительное повышение твердости поверхностей трения при их динамическом взаимодействии обусловлено следующими процессами:

— на поверхностях трения происходят разрушение микронеровностей, полученных при механической обработке, их дробление и пластическое деформирование, сопровождаемое наклепом тонкого поверхностного слоя;

— увеличивается площадь фактического контакта, вследствие чего микрогеометрия поверхностей приобретает форму, благоприятную для упругого контактирования;

— возрастают прочность, твердость и износостойкость поверхностных слоев.

5. В исследованных парах трения имеет место упругая деформация.

В контактной зоне трения в зависимости от режимов нагружения ($P_{уд}$ и v) измененяется физическое состояние смазочной пленки, которая приобретает свойства квазиупругого твердого тела с низким сопротивлением сдвигу, а твер-

дость поверхностей трения мало изменяется с изменением режимов нагружения и вида смазочного материала [1—3].

Структура исследованной оловянной бронзы с массовой долей олова до 12 % однородна, состоит из зерен α-твердого раствора олова в меди и удовлетворяет требованиям, предъявляемым к структуре антифрикционных сплавов, что обусловлено строением решетки α-фазы, аналогичной строению решетки меди (ГЦК), ее пластичностью и оптимальным содержанием легирующих элементов в бронзе: олово и никель повышают твердость и прочность, а свинец улучшает антифрикционные свойства и обеспечивает особый микрорельеф поверхности, улучшающий снабжение смазочным материалом участков трения и теплоотвод с них [5, 6].

Коэффициент трения — это показатель концентрации напряжений в твердом теле. Характер связи коэффициента трения и критерия $P_{уд}/HV_{б(T)}$ (рис. 5), характеризующего напряженное состояние контакта и безразмерную площадь фактического касания тел ($HV_{б(T)}$ — твердость изнашивающегося материала с учетом ее изменения от температуры), показывает, что при сохранении общей закономерности изменения коэффициента трения от удельной нагрузки решающая роль при трении твердых тел принадлежит тепловым флуктуациям, приводящим к снижению прочности межатомных связей и впоследствии — к их разрыву, а внешняя сила облегчает и направляет их разрушающее действие.

Разрушение межатомных связей носит термофлуктуационный характер, а температура в зоне трения оказывает определяющее влияние на

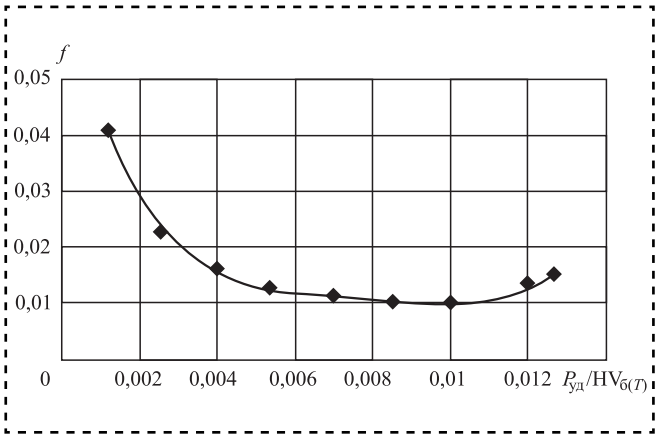


Рис. 5. Зависимость коэффициента трения *f* от отношения удельной нагрузки $P_{уд}$ и твердости бронзы $HV_{б(T)}$ при трении стали 30ХЗВА по бронзе БрОСН10-2-3 в смазочном материале 7-50с-3:
T_f = 60 °С; $K_{вз}$ = 0,9; v = 7,07 м/с

разрыв межатомных связей, что следует из зависимости твердости от температуры:

$$HV_{б(T)} = HV_{б(0)}(1 - T/T_{пл})^{1/2},$$

где $HV_{б(0)}$ — начальная твердость бронзы;

$T = T_\omega + T_\theta$ — максимальная температура поверхности трения;

T_ω — температура поверхности трения;

T_θ — температура вспышки на фактических пятнах касания;

$T_{пл}$ — температура плавления.

В процессе трения образец из бронзы, имеющий более высокую теплопроводность, чем контртело из стали, нагревается сильнее, чем контртело, увеличение межатомных расстояний в его структуре больше, чем в контртеле. Энергия активации разрушения межатомных связей в структуре образца меньше, чем в контртеле. Разрывов связей в решетке образца — больше. Приложенная нагрузка затрудняет их восстановление. Относительное перемещение поверхностей трения приводит к образованию частицы износа. Природа взаимодействующих металлов и вид смазочного материала влияют на значения коэффициента трения и износостойкость бронзы.

При покое и относительном перемещении материалов коэффициент трения характеризует локальные перенапряжения в твердом теле, определяемые ближним порядком в расположении атомов его структуры и их природой. Являясь безразмерной функцией, коэффициент трения в то же время выражает объемное взаимодействие атомов твердого тела.

В соответствии с термофлуктуационной концепцией С.Н. Журкова тепловое движение атомов, молекул и других структурных единиц оказывает решающее влияние на процесс механического разрушения материала; энергия процесса активизации процесса разрушения и процессы, протекающие во времени, определяют время жизни материала до разрушения.

Для условий смешанной смазки — при неконтролируемом смещении режимов нагружения "влево" или "вправо" в точках перехода из области II в области I и III (см. рис. 1) — процесс изнашивания трибосопряжений представляет собой накопление в объеме материала трения разрывов основных химических (межатомных) и физических (межмолекулярных, межкристаллических, водородных) связей в результате флуктуаций тепловой энергии, определяемой мощностью трения.

Изнашивание трибосопряжений при смешанной смазке представляет термоактивационный

процесс, кинетика которого подчиняется единому закону Больцмана—Аррениуса, а главная физическая константа процесса — энергия активации *U*, которая определяет характер и направленность процесса; ее величина указывает, посредством каких элементарных актов осуществляется процесс в целом.

Внешние факторы (скорость скольжения и удельная нагрузка), фрикционная теплота трения (производная от действия кинетического и динамического факторов, составляющими которых являются соответственно скорость скольжения и удельная нагрузка на пару трения) и предварительный нагрев смазочного материала (теплота смазочного материала) изменяют его свойства [1—3]:

а) с ростом удельной нагрузки модуль упругости и коэффициент сжимаемости изменяются противоположно: модуль упругости повышается, коэффициент сжимаемости уменьшается;

б) с ростом удельной нагрузки вязкость жидкости увеличивается экспоненциально;

в) предварительный нагрев жидкости и теплота трения снижают как вязкость жидкости, так и модуль упругости, но повышают коэффициент сжимаемости;

г) при трении в условиях смешанного смазывания, при реализации режима граничной смазки, смазочная пленка в зазоре пары трения приобретает свойства квазиупругого твердого тела с низким сопротивлением сдвигу.

Из работ Б.И. Костецкого, Л.И. Бершадского, И.В. Крагельского и представлений классической термодинамики необратимых процессов в соответствии с принципами Гленсдорфа—Пригожина для открытых термодинамических систем, какой является узел трения, следует, что при его работе происходит образование диссипативной структуры, обладающей свойством минимального производства энтропии, и локализация всех взаимодействий трущихся тел и среды в тонкой смазочной пленке на поверхностях трения.

Минимальное производство энтропии соответствует стационарному изменению коэффициента трения с минимальным трением и изнашиванием (см. рис. 1, область II). Минимальная интенсивность изнашивания соответствует упругому деформационному взаимодействию. При этих условиях доля адгезионного взаимодействия незначительна и не влияет на интенсивность изнашивания. Адгезионное взаимодействие возрастает при повышении температуры в пятнах касания при пластическом деформировании после начала разрушения смазочной пленки на поверхностях контакта (см. рис. 1, область III).

Между ювенильными участками поверхностей трения образуются адгезионные связи, которые по прочности превосходят прочность одного из материалов трения. Срез адгезионной связи происходит в менее прочном материале в глубине от места схватывания. На одной поверхности трения образуются углубления, на другой — вырванные частицы, которые повторно схватываются и бороздят поверхности контакта, вызывая их интенсивное адгезионное изнашивание, а иногда из-за большого тепловыделения — сваривание [1, 7, 8].

В смазочном слое и на поверхностях контакта одновременно протекают процессы как вызванные непосредственно трением, так и условиями эксплуатации. Основные эксплуатационные факторы, влияющие на характер и интенсивность трибологических процессов, — статические, динамические и циклические внешние нагрузки, потоки теплоты и вещества, физико-химические процессы взаимодействия смазочного материала с поверхностями трения и окружающей средой. Воздействия этих факторов вызывают рост силовых и тепловых напряжений в поверхностном слое, деформацию поверхностей, ограничивающих зону трения, структурные и фазовые превращения в смазочном материале и другие процессы.

Долговечность и безотказность узлов трения зависят от состояния и свойств тонких смазочных пленок, разделяющих поверхности контакта. Внутреннее трение в смазочном слое активизирует трибомеханические и реологические диссипативные процессы, которые способствуют рассеиванию подведенной механической энергии как по деструктирующим механизмам, интенсифицирующим износ поверхностей трения, так и по защитным, в реализации которых заложен ресурс повышения работоспособности узлов трения [9].

Значительная часть диссипативных процессов сопровождается проявлением аномальных вязкоупругих свойств смазочного материала, а их движущие силы связаны с изменением величин, характеризующих состояние узла трения: температур, давлений, напряжений, концентраций компонент смазочного материала в слое.

Механизмы внутреннего трения, которые реализуются при этом, способствуют релаксации пиковых нагрузок при ужесточении условий функционирования трибологической системы,

перераспределению потоков энергии и активизации диссипативных процессов, позволяющих трансформировать энергию внешнего воздействия большей мощности без значительного изменения интенсивности изнашивания поверхностей трения.

Управляя режимными параметрами, можно влиять на неустановившееся состояние контакта тел (приработку материалов трения) и на область нормального трения. Приработка материалов пары трения наиболее эффективно происходит при двух режимах внешнесилового воздействия: а) при постоянной скорости скольжения и росте удельной нагрузки с одновременным регулированием фрикционного тепловыделения циклическим нагружением пары трения, что приводит к расширению области нормального трения (см. рис. 1, область II совместимости и упругой деформации); б) в режиме пуска.

Исследования по влиянию режимов пуска на трение и изнашивание пар трения технических систем показали:

а) коэффициент трения и износ пары в режиме пуска значительно выше, чем при нормальном режиме трения;

б) скорость изнашивания пары трения с ростом числа пусков снижается, проходит через минимум и возрастает при последующем увеличении числа запусков (рис. 6);

в) приработка пары трения в режиме пуска происходит быстрее, чем при нормальном режиме трения.

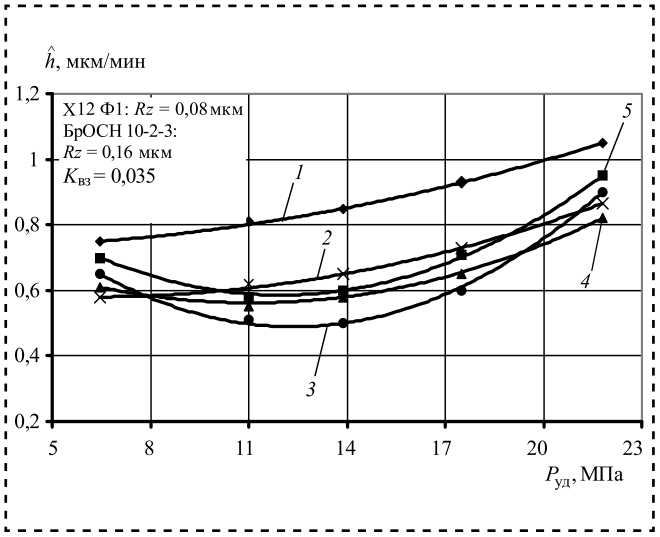


Рис. 6. Зависимость скорости изнашивания бронзы от удельной нагрузки и числа запусков (n = 1...5) при трении стали Х12Ф1 по бронзе БрОСН10-2-3 в смазочном материале АМГ-10:
T_f = 20 °С; v = 2 м/с

Повторное внешнесиловое воздействие при всех режимах нагружения приводит к снижению коэффициента трения и износа пар трения по сравнению с предыдущими значениями и проявлению технологической наследственности (памяти) по режимам нагружения (нагрузке и скорости скольжения) и применяемым смазочным материалам, адгезии смазочной пленки на поверхностях трибосопряжений в зависимости от температуры смазочного материала и их микрогеометрии [1, 7]. Поверхностям контакта при механической обработке деталей трибосопряжения целесообразно придавать технологическую наследственность по оптимальным эксплуатационным микрогеометрическим характеристикам. В процессе приработки исходная шероховатость поверхностей контактирования переходит в эксплуатационную, которая при механической обработке поверхностей контакта сокращает продолжительность приработки и позволяет получить оптимальные значения критерия $P_{пр}$v ($P_{пр}$ — предельная нагрузка, v — скорость скольжения).

Основная задача приработки (обкатки) состоит в обеспечении достаточной адгезионной прочности смазочной пленки с поверхностью трения. При этом пленку нужно создать на поверхностях трения до механического нагружения, как бы "приклеить" к поверхностям трения, выдержав их определенный промежуток времени при повышенной температуре смазочного материала (60...80 °С). Это первоначальный этап приработки пары трения. Далее следует этап механического нагружения пары трения.

Повышение температуры смазочного материала ускоряет скорость физико-химических процессов в паре трения и образование смазочной пленки на поверхностях трения. Обкатка — комплексная термохимическая обработка поверхностей смазочным материалом в условиях деформирования поверхностей механическим нагружением при трении (явление трибомутации). В результате такой обработки смазочная пленка приклеивается к поверхностям. Для обеспечения нормального трения режим обкатки должен обеспечивать прочность связи смазочной пленки с поверхностями более высокую, чем сопротивление смазочной пленки на сдвиг на режимах трения. Эффективность приработки (обкатки), измеряемая прочностью на сдвиг для связи смазочной пленки с поверхностью тел, зависит не только от фрикционной теплоты, но может быть повышена и за счет теплоты, подводимой

в пленку на поверхностях трения смазочным материалом.

Теплота смазочного материала снижает его вязкость и повышает коэффициент диффузии смазочного материала по дефектам кристаллической структуры. В соответствии с законом Аррениуса происходит ускорение физико-химических процессов и повышение адгезии смазочных пленок на поверхности трения за счет эффективной реализации межатомных связей и обеспечения минимума свободной энергии на поверхности металлов и смазочного материала [7, 10, 11].

Фрикционная теплота вносит дополнительный вклад в образование смазочной пленки.

Поверхности трения машин, прошедшие обкатку по реализованной на практике схеме, приобретают наследственную память по режимам нагружения и смазочным материалам, т.е. происходит перенос свойств поверхностей от предшествующих технологических операций к последующим эксплуатационным и их сохранение.

Существующее понятие "технологическая наследственность" применительно к поверхностному слою следует рассматривать не только с позиций механики и химико-технологической термообработки, но и с позиций влияния вида и состояния смазочного материала на процесс образования смазочной пленки на поверхностях контакта и режимов нагружения при обкатке машин и, как следствие, необходимости рационального построения технологических схем нагружения машин. В связи с этим целесообразно рассматривать во взаимосвязи технологическую и эксплуатационную наследственность трибосопряжений машин, их жизненный цикл. По сути, это технология производства и начинается она с изготовления заготовки, деталей, сборки узлов и обкатки машин, включая и другие производственные процессы.

Технологическая наследственность должна состоять в приведении эксплуатационных качеств деталей (микрогеометрии, физико-механических свойств) технологическими методами в самом процессе изготовления деталей и последующей обкатке машин при повышенной температуре смазочного материала в начале обкатки для создания смазочной пленки на поверхностях трибосопряжений перед механическим нагружением машин.

Рост температуры смазочного материала на входе в узел трения:

— повышает энергию активации смазочного материала и реакционную способность поверхностных слоев материалов трения за счет увеличения температуры в объемах поверхностных слоев и смещения констант химических реакций;

— способствует дегазации смазочного материала;

— исключает влияние воздуха на образование смазочных пленок и процесс трения.

Предельные значения температуры смазочного материала при равных уровнях нагрузки и скорости скольжения определяются видом смазочного материала.

Обкатка машин является сложным физическим процессом, зависящим от механического взаимодействия поверхностей трения, возникающего теплового воздействия, химического взаимодействия смазочного материала с поверхностями, а также микрогеометрии контакта (характером и формой контактной площади сопряженных поверхностей трения, их сближением) и физических свойств, как материалов трения, так и смазочного материала.

Структура смазочной пленки в сформировавшейся (обкатанной) паре трения включает в себя в процессе трения: а) подслой непосредственно на поверхности каждого из двух тел; б) массу основного материала пленки. Такая структура обладает определенной анизотропией в отношении ее свойств по нормали и по касательной к траектории относительного перемещения двух тел в паре трения, т.е. к плоскости трения.

Изменение свойств материала смазочной пленки в подслое сводится к образованию непосредственно на поверхностях тел в паре трения вязких компонентов за счет интенсивного механического и термохимического воздействия на материал смазочной пленки. При этом сами поверхности играют роль катализатора термохимических процессов на этих поверхностях.

Слоистая структура смазочной пленки, при которой между соседними слоями образуются плоскости легкого скольжения с правильным послойным расположением ориентированных молекул, облегчает скольжение между поверхностями трения, затрудняет продавливание смазочной пленки действующими тангенциальными усилиями сдвига.

Для средней температуры в слое смазочной пленки на контурной площади условия динамического равновесия между разрушением и восстановлением пленок на поверхностях трения при нормальном режиме трения (см. рис. 1, область II) определяются прочностью пленки на сдвиг, скоростью относительного перемещения двух тел в паре и эффективностью теплоотвода

из зоны трения. Температура в смазочной пленке на контурной площади увеличивается при повышении прочности пленки на сдвиг и при возрастании скорости относительного перемещения двух тел в паре, а также ухудшении теплоотвода из зоны контакта.

Изменение теплоотвода из зоны трения в значительной мере определяется коэффициентом взаимного перекрытия $K_{вз}$ пары трения. Уменьшение $K_{вз}$ приводит к снижению диапазона изменения тепловой и удельной нагрузок на пару трения вследствие улучшения теплопередачи между поверхностями трения и смазочным материалом. В результате границы схватывания смещаются в область более высоких удельных нагрузок (рис. 7).

Для реализации минимального сопротивления сдвигу прочность смазочной пленки в ее середине должна быть ниже прочности подслоя. При равенстве этих прочностей происходит "срыв" смазочной пленки, приводящий к металлическому контакту поверхностей и, как следствие, износу и схватыванию пар трения. Равенство прочностей в середине и подслое смазочной пленки имеет место при достижении предельных значений температуры поверхности трения, удельного теплового потока, нагрузки, типа смазочного материала [1, 8]. Аналогичный результат получен Бэиром, Винером, Якобсоном, М.В. Коровчинским для смазочного слоя при упругогидродинамическом контакте пар трения.

Генерированная тепловая энергия приводит к термическому нагружению материалов трения

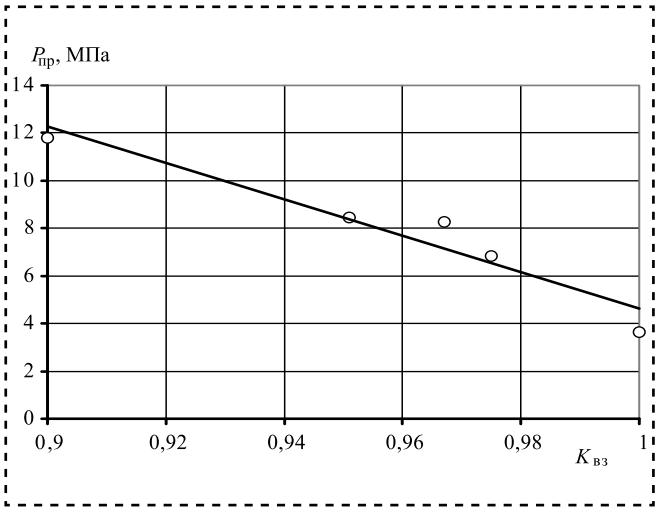


Рис. 7. Зависимость предельной удельной нагрузки от коэффициента взаимного перекрытия $K_{вз}$ при трении стали 30Х3ВА по бронзе БрОСН10-2-3 в смазочном материале 7-50с-3

и смазочного материала с различным воздействием на работу и срок службы пары трения. Количественным выражением тепловой нагрузки является повышение температуры в процессе трения (рис. 8, 9), которое различно в разных ме-

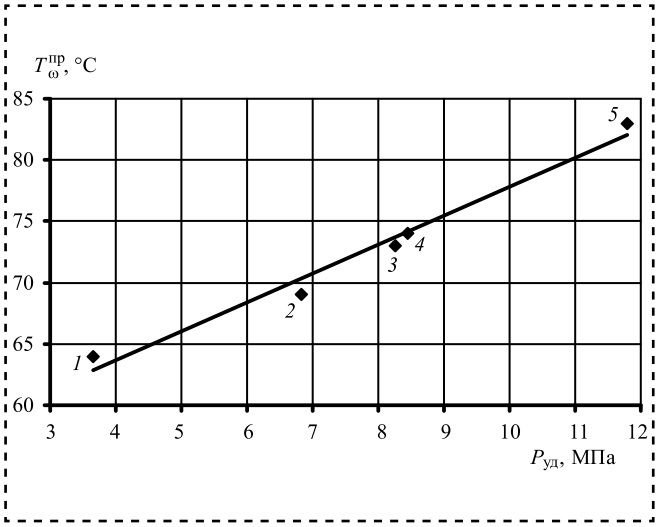


Рис. 8. Связь предельных значений температуры $T_{ω}^{пр}$ поверхности трения и удельной нагрузки $P_{уд}$ при различных значениях коэффициента взаимного перекрытия $K_{вз}$ при трении стали 30Х3ВА по бронзе БрОСН10-2-3 в смазочном материале 7-50с-3:
v = 7,07 м/с; T_f = 20 °С: *1* — $K_{вз}$ = 1,0; *2* — 0,975; *3* — 0,967; *4* — 0,951; *5* — $K_{вз}$ = 0,9

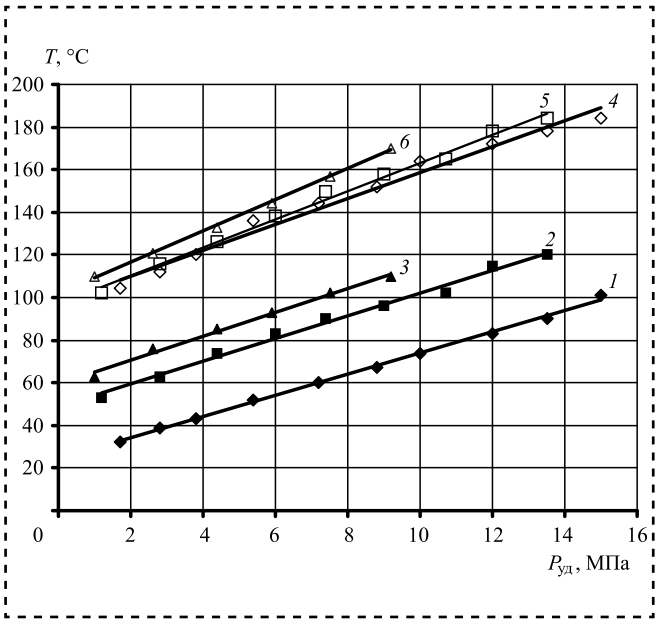


Рис. 9. Зависимости температуры поверхности трения (*1—3*) и вспышки (*4—6*) от удельной нагрузки при температурах T_f смазочного материала 7-50с-3 на входе в узел трения, равных 20 (*1*, *4*), 60 (*2*, *5*), 100 °С (*3*, *6*), для пары трения 30Х3ВА—БрОСН10-2-3:
$K_{вз}$ = 0,9; δ = 60 мкм; v = 7,07 м/с; $T_{эксп}$ = 10 мин

стах пары трения. Возникающее температурное поле определяет тепловую нагрузку смазочного материала по объемным и максимальным температурам для выбранного сочетания материалов трения и применяемого смазочного материала (рис. 10).

Анализ результатов разности температур ΔT для торцевого уплотнения насоса показывает (см. рис. 10):

1. При неизменном коэффициенте трения применение смазочного материала АМГ-10 вместо НГЖ-4 приводит к несколько более высоким значениям температуры в стыке, что обусловлено:

— разными теплофизическими характеристиками смазочных материалов;

— различием в коэффициентах теплоотдачи, которые для АМГ-10 ниже, чем для НГЖ-4.

2. Применение уплотнения из бронзы вместо "Ниграна-В" приводит к снижению температур в стыке за счет уменьшения тепловыделения и улучшения условий теплоотвода по бронзе по сравнению с "Нигранom-В".

3. Применение бронзы БрОС10-10 по сравнению с бронзой БрОФ7-0,2 при неизменном коэффициенте трения приводит к несколько более высоким перепадам температур.

Низкие значения ΔT в паре трения при применении бронзы БрОФ7-0,2 обусловлены способностью фосфора увеличивать жидкотекучесть бронзы и с небольшим количеством олова повышать ее сопротивление износу из-за появления в структуре частичек фосфида меди Cu_3P [5, 6].

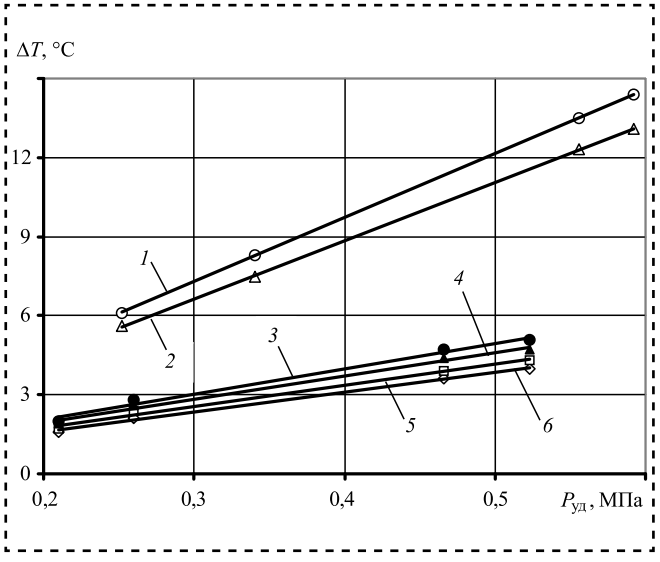


Рис. 10. Зависимость разности температур от удельной нагрузки в стыке торцевого уплотнения насоса при трении стали 30Х3ВА по "Ниграну-В" (*1*, *2*), стали 30Х3ВА по бронзе БрОС10-10 (*3*, *4*) и стали 30Х3ВА по бронзе БрОФ7-0,2 (*5*, *6*) в смазочных материалах НГЖ-4 (*2*, *4*, *6*) и АМГ-10 (*1*, *3*, *5*)

Один из основных показателей эффективности работы пары трения в условиях смешанной смазки — сопротивляемость данной пары схватыванию и переносу одного материала на другой. Процессы схватывания во многом определяют трение и износ материалов при реализации режимов трения при граничной смазке и трения без смазочного материала (сухого трения).

Превышение предельно допустимых значений толщины смазочного слоя, удельной нагрузки $P_{пр}$ и скорости скольжения v в процессе работы пары трения приводит к резкому росту силы трения $F_{тр}$ и величины износа. Нормальный режим трения сменяется режимом повреждаемости при высоких (предельных) температурах трения (см. рис. 1, область III). Именно в области повреждаемости при высоких температурах трения проявляются явления схватывания и переноса одного материала на другой [1, 7, 8]. Толщина смазочного слоя является важным критерием, определяющим режим трения в контакте и область нормального трения (см. на рис. 1, область II).

Развитие процесса схватывания во времени в парах трения технических систем включает в себя несколько стадий:

а) сближение атомов контактирующих материалов за счет пластической деформации;

б) разрушение смазочной пленки и образование активных центров на поверхности более твердого материала;

в) объемное взаимодействие (схватывание).

Необходимое и достаточное условие возникновения схватывания — активация поверхностей после начала разрушения смазочной пленки.

Пластическая деформация, предшествующая схватыванию, активирует поверхности трения. Возникает неравновесное электронное состояние, активированное состояние атомов поверхностей. В момент возникновения схватывания резко увеличивается коэффициент трения скольжения, растет температура, возникают динамические процессы, повышается виброакустическая активность.

Управление удельной нагрузкой и скоростью скольжения, температурами смазочного материала и поверхности трения, коэффициентами распределения тепловых потоков и взаимного перекрытия за счет технологических, конструк-

торских и металловедческих мероприятий расширяет область нормального трения и увеличивает продолжительность жизни смазочной пленки [1, 9].

Факторы, влияющие на изнашивание трибосопряжений при смешанной смазке, целесообразно разделить на две группы:

— внутренние, определяемые физико-механическими свойствами материалов трения;

— внешние, характеризующие условия взаимодействия материалов трения (температура, нагрузка, скорость относительного перемещения, шероховатость поверхности, свойства рабочей среды или смазочного материала), характер приложения нагрузки (статическая, динамическая, постоянная, переменная, реверсивная).

Износ зависит не только от нагрузки, скорости относительного перемещения, твердости и пути трения, но и от топографии поверхностей контакта, действующих температур, физико-механических свойств приповерхностных слоев материалов трибосопряжения, смазочных материалов, окружающей среды и других факторов.

Молекулярно-механическая теория определяет два основных пути повышения износостойкости материалов трения [12, 13]:

— увеличение твердости поверхности трения;

— снижение прочности адгезионной связи.

Повышение твердости направлено на затруднение пластической деформации, исключение микрорезания поверхностей контакта и обеспечение их упругого деформирования.

Снижение прочности адгезионной связи необходимо для предупреждения схватывания металлических поверхностей. Наиболее эффективно это достигается разделением поверхностей трения жидким, твердым (иногда газовым) смазочным материалом.

Использование смазочных материалов не гарантирует от схватывания. Твердые смазочные материалы постепенно изнашиваются. Условия жидкостной смазки нарушаются из-за неблагоприятных режимов работы механизмов (периоды приработки, пуска и останова машин). В этих случаях возникает граничное трение, при котором поверхности трения разделяются лишь тонкой смазочной пленкой. Контактные напряжения и нагрев способны разрушать эту пленку и вызывать схватывание. В этих условиях решающее влияние приобретает обеспечение совместимости материалов трения (см. рис. 1, область II), которая достигается несколькими способами [1, 5—7, 9, 13—15].

Использованием защитных свойств оксидных пленок. Защитные свойства оксидных пленок зависят от их состава, толщины и свойств металлической подложки (увеличиваются с ростом ее твердости). Если оксид тверд и прочен, а нижележащий металл мягок, то пленка легко разрушается, и схватывание развивается при малой нагрузке (алюминий, свинец).

Тонкие прочные пленки, способные деформироваться вместе с металлом при большой нагрузке, образуют хром, сталь, медь.

Стойкость к схватыванию закаленных сталей значительно выше, чем нормализованных и отожженных. По этой причине закаленные стали и стали, упрочненные химико-термической обработкой, — основной материал для одной из сопряженных деталей пары трения. Стойкость к схватыванию таких сталей повышается сульфидированием и фосфатированием.

Подбор материалов пары трения. Схватывание особо опасно для контакта двух твердых материалов. В случае разрушения защитных оксидных пленок оно приводит к значительному повреждению обеих поверхностей трения. При сочетании твердого и мягкого материалов схватывание проявляется в менее опасной форме.

Для сталей в условиях трения скольжения лучшим материалом сопряженной детали являются те цветные металлы и сплавы, которые имеют в структуре мягкую или легкоплавкую составляющую, способную проявлять защитную реакцию и предупреждать повреждение сопряженной поверхности. При усилении трения такая структурная составляющая допускает на отдельных участках контакта легкое пластическое течение либо размягчение, в результате чего снижаются нагрузка в месте контакта, температура поверхности трения и исключается схватывание.

Мягкой структурной составляющей в оловянной бронзе являются включения олова и свинца. Эти металлы схватываются со сталью (см. рис. 1, область III), но адгезионные связи разрушаются по менее прочным локальным участкам поверхности контакта бронзы, которая тонким (1...3 мкм) слоем "намазывается" на стальную поверхность, не повреждая ее [8]. Тонкая пленка мягкого металла уменьшает силовое воздействие в местах контакта и при тяжелых режимах трения из-за сильного размягчения может служить

твердым смазочным материалом или плавиться и некоторое время быть жидким смазочным материалом.

Благодаря таким свойствам олово, свинец, медь, серебро используют в качестве тонкослойных покрытий одной из поверхностей трения, а также применяют бронзирование поверхности стали [1, 15].

Разделение поверхностей трения пленками полимеров (фторопласта, полиамида и т.п.), которые отличаются низкой адгезией к металлам и способностью под воздействием теплоты трения образовывать пленку с низким сопротивлением сдвигу и коэффициентом трения, слабо изменяющимся при использовании смазочного материала.

Большое значение имеет применение конструкторско-технологических способов обеспечения "мягкого" пуска узлов трения машин и расширения области их нормального трения и изнашивания [1, 7, 9, 16], а также важны технология изготовления деталей и качество сборки узлов трения.

Антифрикционные и износные характеристики узлов трения технических систем в значительной мере зависят от степени сближения двух тел, процесса теплогенерирования и теплораспределения в паре трения, энергетического и теплового баланса при трении со смазочным материалом и характера температурных полей, определяющих структуру контакта тел в паре трения в зависимости от свойств материалов трения, смазочного материала и режимов трения [17—19].

Библиографический список

1. **Меделяев И.А., Албагачиев А.Ю.** Трение и износ деталей машин. М.: Машиностроение, 2008. 462 с.

2. **Меделяев И.А.** Основные закономерности процесса трения и изнашивания в парах трения гидравлических машин // Вестник машиностроения. 2008. № 9. С. 42—47.

3. **Меделяев И.А.** Нормальный режим трения и долговечность антифрикционных пар со смазкой при повышенных нагрузках // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2006. № 8. С. 32—38.

4. **Меделяев И.А.** Влияние механических свойств пары "сталь—бронза" на коэффициент трения при граничной смазке // Вестник машиностроения. 2006. № 2. С. 41—44.

5. **Материаловедение:** учебник для вузов / Б.Н. Арзамасов и др.; под общ. ред. Б.Н. Арзамасова, Г.Г. Мухина. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008. 648 с.

6. **Машиностроение. Энциклопедия.** Цветные металлы и сплавы. Композиционные металлические материалы. Т. II-3 / И.Н. Фридляндер и др.; под общ. ред. И.Н. Фридляндера. М.: Машиностроение, 2001. 880 с.

7. **Приходько В.М., Меделяев И.А., Фатюхин Д.С.** Формирование эксплуатационных свойств деталей машин ультразвуковыми методами. М.: МАДИ, 2015. 264 с.

8. **Меделяев И.А.** Схватывание в узлах трения транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012. № 10. С. 28—33.

9. **Меделяев И.А.** Управление работоспособностью узлов трения агрегатов транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 6. С. 28—41.

10. **Меделяев И.А.** Трибомутация при смешанной смазке в узлах трения транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. № 8. С. 43—48.

11. **Меделяев И.А.** Влияние температуры на работоспособность трибосопряжений двигателей и гидравлических машин транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 9. С. 28—36.

12. **Крагельский И.В.** Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.

13. **Машиностроение. Энциклопедия.** Детали машин. Конструкционная прочность. Трение и смазка. Т. IV-I / Д.Н. Решетов и др.; под общ. ред. Д.Н. Решетова. М.: Машиностроение, 1995. 864 с.

14. **Машиностроение. Энциклопедия.** Стали и чугуны. Т. II-2 / Г.Г. Мухин и др.; под общ. ред. О.А. Банных и Н.Н. Александрова. М.: Машиностроение, 2001. 784 с.

15. **Трение, изнашивание и смазка: справочник.** Кн. 1. / под ред. И.В. Крагельского, В.В. Алисина. М.: Машиностроение, 1978. 400 с.

16. **Зорин В.А.** Основы работоспособности технических систем. М.: ООО "Магистр-Пресс", 2005. 536 с.

17. **Меделяев И.А.** Исследование работоспособности торцевых уплотнений агрегатов транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 6. С. 30—37.

18. **Меделяев И.А.** Испытание гидравлических машин транспортной техники на ресурс и выносливость // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 8. С. 43—46.

19. **Меделяев И.А.** Явление термоупругой нестабильности контакта при смешанной смазке в узлах трения агрегатов транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. № 5. С. 34—39.

УДК 625.621.332.35

В.Я. Берент, *д-р техн. наук (ВНИИЖТ)*
E-mail: val.berent@yandex.ru

Процессы, происходящие на поверхностях трения сильноточного скользящего контакта

Рассмотрена работа симметричного и несимметричного сильноточного скользящего контакта, состоящего из контактного провода и токосъемных элементов полозов токоприемников электроподвижного состава. При токосъеме угольными вставками проявляется несимметричный вид контакта, что приводит к высокому нагреву контактов и как следствие к рекристаллизации слоев меди провода у контактной поверхности. Осуществление токосъема порошковыми металлическими пластинами создает условия для симметричного скользящего контакта, слои меди у поверхности трения контактного провода пластически деформируются и нагартовываются. Токосъем с использованием угольных вставок сопровождается в основном электроэрозионным износом, а при токосъеме порошковыми металлическими контактными пластинами со свойствами самосмазывания износ происходит за счет микросхватывания.

Symmetrical and asymmetrical high-current sliding contact consisting of a contact wire and current collector elements of electric rolling stock is considered. In current collection with carbon inserts there is an assimetrical type of contact that leads to high heating of the contacts and as a consequence to the recrystallization of the surface layers of copper wire. The implementation of the current collection of powder metal plates creates the conditions for a symmetric sliding contact. In this case, the layers of copper at the surface of the contact wire are deform plastically and therefore hardened. The current collection with the carbon insurts is accompanied by predominantly electroerosive wear, while with powder current collection metal contact plates, with self lubricating properties, wear is due to microseizure.

Ключевые слова: электрический контакт, угольные вставки, рекристаллизация, разупрочнение меди, металлические порошковые контактные пластины, упрочнение поверхностных слоев провода, микросхватывание.

Keywords: electrical contact, carbon inserts, recrystallization, softening of copper, powder metal contact plates, hardening of contact wires surface layers, micro seizure.

Токосъем на электрифицированных железных дорогах осуществляется в неблагоприятных условиях. Сильноточный скользящий контакт, токосъемные элементы полозов токоприемников электроподвижного состава и контактный провод цепной подвески контактной сети взаимодействуют в атмосфере под воздействием перепада температур, осадков, в отсутствие внешней смазки. При работе трибосистемы скользящего контакта в таких неблагоприятных условиях и прохождении электрического тока достаточно высоких величин повреждаются контактные поверхности (происходит износ). Для снижения отрицательных воздействий на контакты токосъемных элементов полозов применяют материалы со свойствами самосмазывания, обеспечивают симметричность контактов, т.е. выбирают материалы контактов с одинаковой теплопроводностью и электропроводностью.

В связи с тем, что контактный провод изготовляют из меди, а токосъемные элементы должны обладать свойствами самосмазывания, то симметричность контактов полностью не выполняется. При использовании для токосъема углеродных материалов соблюдается совместимость пар трения, так как в этом случае взаимодействуют металл и металлоид, и схватывания при трении не происходит. Но в данном случае симметричность контактов полностью не выполняется из-за большого различия физических свойств углерода и меди. У токосъемных элементов на коксовой основе удельное электросопотивление 30 мкОм·м, теплопроводность 26 Вт/(м·К), на графитовой основе — 15 мкОм·м и 26 Вт/(м·К), у меди контактного провода — 0,0176 мкОм·м и 384 Вт/(м·К). Такое различие в свойствах вызывает интенсивный нагрев токосъемных элементов, что приводит к недопустимому нагреву

поверхности контактного провода, соприкасающейся с углеродным контактом.

При использовании для токосъема угольных вставок с удельным электросопротивлением 35 мкОм·м, контактным сопротивлением с контактным проводом 4 мОм и падении напряжения в контакте 1,8 В температура внутри вставки достигает 700 °С, а при падении напряжения 2,7 В — 1580 °С.

Большие температуры нагрева контактов получены при токосъеме в течение 1 с тока 880 А на стенде с натурным контактным проводом и полозом с угольными отечественными вставками марки А на коксовой и Б на графитовой основах с удельными электросопротивлениями 30 и 15 мкОм·м. Нагрев контактов определялся термопарами. Поверхностные слои провода глубиной до 2 мм от места соприкосновения контактов нагревались при вставках А от 200 до 290 °С, а при вставках Б — от 185 до 200 °С. При этом такие же поверхностные слои угольных вставок соответственно нагревались до 630 и 580 °С [2].

Аналогичные результаты получены и в работе [3]. При токосъеме в течение 10 мин угольными вставками марки SK01 с удельным сопротивлением 35 мкОм·м тока 120 А контактный медный провод нагревался до 270 °С со снижением твердости его поверхностных слоев до 57 НВ, что подтверждает их сильное разупрочнение, так как исходная твердость провода 100 НВ, а рекристаллизованной меди 55 НВ.

Температура угольной вставки 360 °С — порог начала интенсивного окисления и возможного ее горения.

Высокие температуры нагрева контактных поверхностей влияют на состояние меди контактного провода, что связано с природой поведения нагартованного металла при нагреве [4—6].

Микроисследования структуры меди контактных проводов, работавших с угольными вставками на постоянном токе с напряжением 3 кВ показали, что металл у поверхности трения полностью разупрочняется с прохождением рекристаллизации на глубину более 1 мм, а иногда и собирательной рекристаллизации (рис. 1). Вид структуры на рис. 1, *б* подтверждает повышение температуры на поверхности провода до 300 °С и выше. При нормальном токосъеме угольными вставками без воздействия электрическими разрядами происходит подплавление поверхностных слоев контактного провода с прохождением быстрой кристаллизации без образования жидкой ванны с разбрызгиванием расплава (рис. 2). За подплавленным слоем меди располагается зона металла, прошедшего рекристаллизацию. Менее значительное разупрочнение меди при несимметричном контакте происходит на большей глубине от поверхности трения (рис. 3) [6].

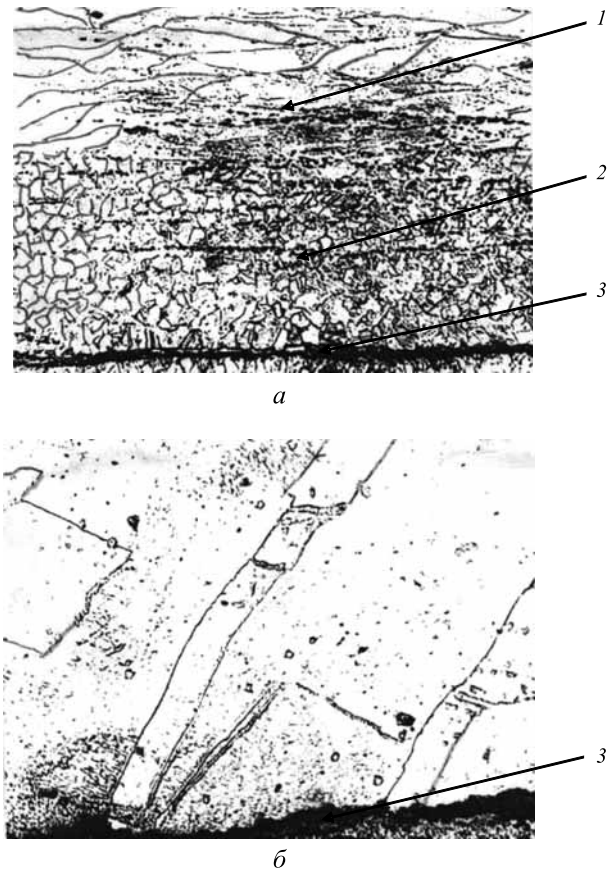


Рис. 1. Микроструктура слоев меди у поверхности трения контактного провода с прохождением рекристаллизации, ×100 (*а*), и собирательной реккристаллизации, ×500 (*б*), при безыскровом токосъеме угольными вставками:
1 — исходная структура деформации; *2* — слой рекристаллизованной меди; *3* — поверхность трения

В случае возникновения дуговых разрядов при токосъеме с различными видами токосъемных элементов на полозах токоприемников в опорной точке дуги на проводе образуется жидкая ванна расплава меди с разбрызгиванием и выделением газов. На поверхности провода образуется литая столбчатая структура, пронизанная газовыми раковинами (рис. 4). Этот процесс сопровождается интенсивным элетроэрозионным износом обоих скользящих контактов.

Рис. 2. Микроструктура слоев быстро подплавленной меди без газовых раковин у поверхности трения контактного провода при безыскровом токосъеме угольными вставками, ×500:
1 — слой рекристаллизованной меди; *2* — слой подплавленной меди; *3* — поверхность трения

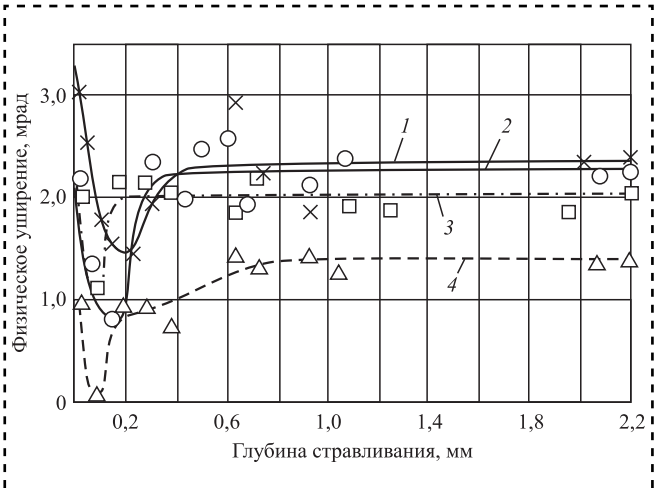


Рис. 3. Изменение состояния субструктуры меди контактного провода у поверхности трения (физического уширения интерференционных линий) по мере стравливания металла с поверхности контакта при работе с металлическими (*1*, *2* и *3*) и угольными (*4*) токосъемными элементами. Съемка от плоскости (111)

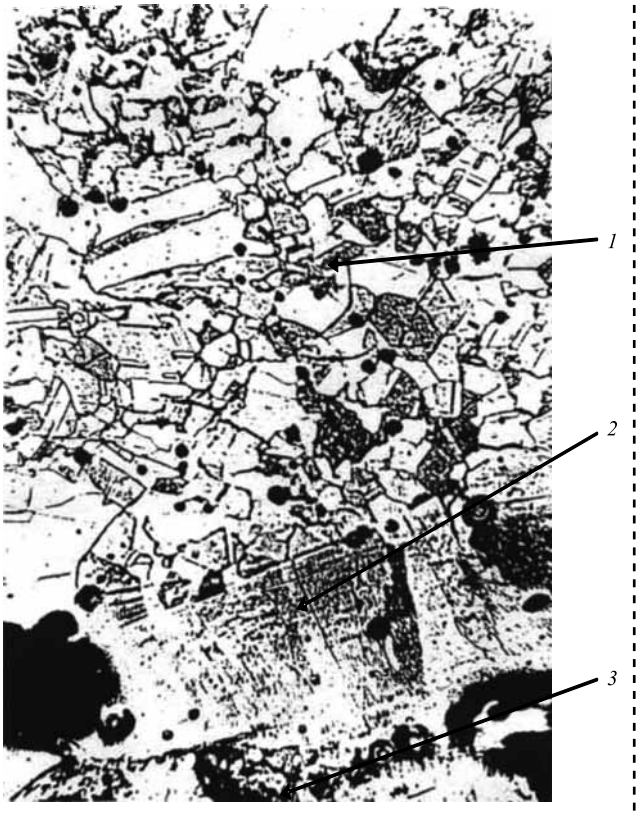


Рис. 4. Микроструктура слоев меди с образованием жидкой ванны в опорной точке дуги у поверхности трения контактного провода при ненормальном токосъеме любым материалом токосъемных элементов, ×500:
1 — слой рекристаллизованной меди; *2* — зона расплавления меди; *3* — поверхность трения

Структурные изменения поверхностных слоев провода, связанные с уменьшением их твердости и прочности, снижают износостойкость контактных проводов. Угольные вставки, обладая определенной зольностью, приводят к абразивному износу менее твердых поверхностных слоев провода. При одновременном использовании на одном участке контактной сети угольных и порошковых металлических контактных пластин со свойствами самосмазывания интенсивность износа увеличивается за счет микросхватывания (рис. 5). Возможность протекания процесса схватывания повышается из-за снижения твердости рекристаллизованных слоев меди. Чтобы более четко видеть поверхностные слои провода, размеры и структуру "мостиков" схватывания с устранением завала краев металлографического шлифа на поверхность трения в электролите предварительно осаждали гальваническую медь.

При более симметричном контакте поверхностные слои контактного провода после взаимо-

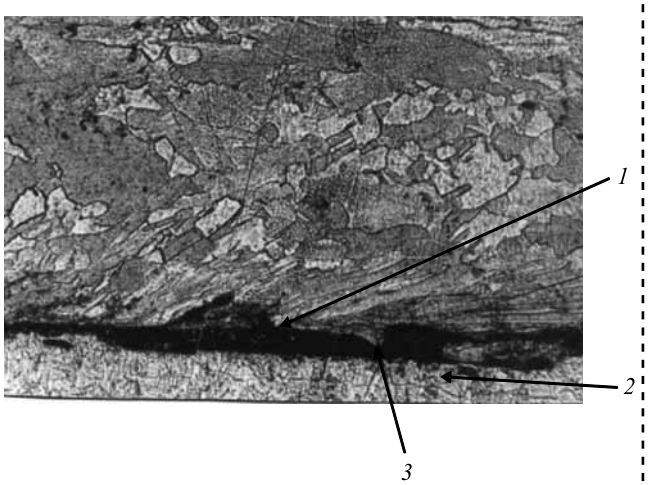


Рис. 5. Микроструктура нагартованных ранее разупрочненных слоев меди у поверхности трения контактного провода с очагом схватывания при безыскровом токосъеме металлическими порошковыми контактными пластинами, ×500:
1 — поверхность трения; *2* — гальваническая медь; *3* — мостик схватывания

действия с порошковыми контактными металлическими пластинами со свойствами самосмазывания наклепываются от пластической деформации под действием нормальных и касательных сил, оказываемых контртелом (рис. 6). Из-за наличия гетерогенной структуры порошкового металлического композита контактных пластин износ сильноточного скользящего контакта происходит за счет микросхватывания и электроэрозионных процессов. Микровыступы на поверхности трения контактного провода,

Рис. 6. Микроструктура нагартованных слоев меди у поверхности трения контактного провода при безыскровом токосъеме порошковыми контактными пластинами (линии скольжения в пределах одного зерна), ×500:
1 — поверхность трения; *2* — гальваническая медь

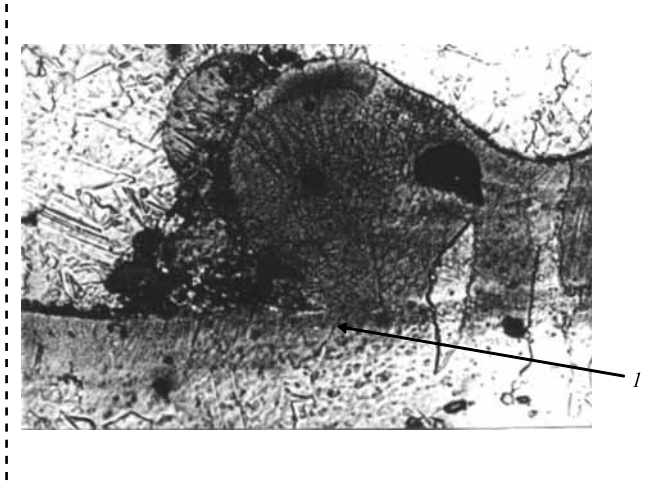


Рис. 7. Оплавление микровыступов на поверхности трения контактного провода, ×1000:
1 — поверхность трения

образовавшиеся при задирах от схватывания, оплавляются при токосъеме в результате высокой плотности тока на них (рис. 7).

При микроструктурном исследовании разрушающихся очагов, "мостиков" схватывания выявили механизм их развития и разрушения. В процессе скольжения при схватывании толщина участка сварки, представляющего "мостик" схватывания, увеличивается за счет вовлечения в процесс задирообразования все новых и новых объемов металла. При этом расстояние между поверхностями трущихся тел увеличивается, а следовательно, повышается нормальная нагрузка на слои металла, располагающиеся под уже упрочненными объемами металла "мостика" схватывания. Очаг холодной сварки, как наиболее упрочненный участок металла, деформирует под действием нормальных и тангенциальных сил нижележащие слои трущихся контактов. В результате этого происходит скольжение более наклепанной части "мостика" схватывания по менее наклепанному основанию, которое также непрерывно упрочняется. Скольжение продолжается до тех пор пока оно становится невозможным из-за блокирования дислокациями действующей плоскости скольжения. В результате заклинивания плоскостей скольжения процесс продолжается за счет скольжения по новым плоскостям, более удаленным от ранее действующих линий скольжения, в менее наклепанном металле. Послойное разрушение "мостика" схватывания наблюдается по линиям скольжения, которые менее прочны, по дефектам в виде несплошностей и при возникновении задира на

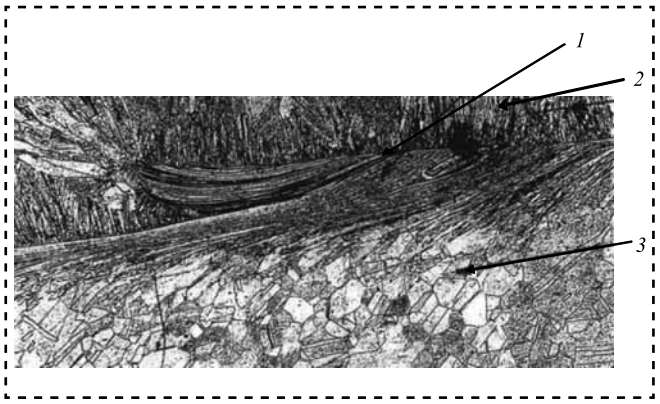


Рис. 8. Разрушение очага схватывания протекает по плоскостям, по которым происходили скольжения объемов металла при его формировании, ×250:
1 — очаг схватывания; *2* — гальваническая медь; *3* — рекристаллизованная медь

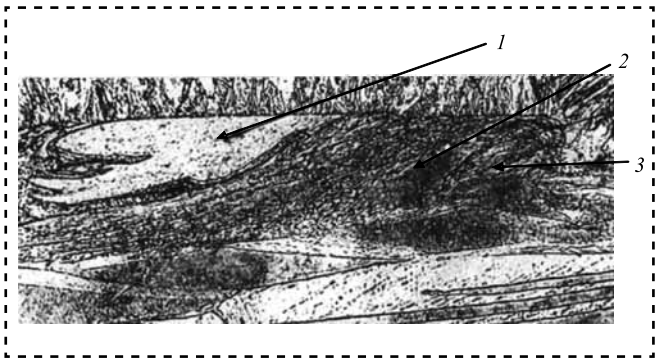


Рис. 9. Очаги схватывания, ×250:
1 — очаг схватывания; *2* — оттесненные объемы металла; *3* — поверхность трения

нагортованной поверхности контакта (рис. 8). В основе формирования "мостика" схватывания лежит сдвиговый механизм с периодическим заклиниванием дислокаций по плоскостям скольжения [6].

"Мостик" схватывания, обладая большей твердостью, чем металл основы тела трения, действует как абразив, пластически деформируя металл перед собой (рис. 9).

Исследованиями определены основные виды структурных изменений меди контактных проводов в процессе токосъема различными материалами токосъемных элементов. Установлено преобладание определенных видов повреждений поверхностей трения контактного провода при взаимодействии с угольными вставками и порошковыми контактными пластинами.

Выводы

1. Использование для токосъема угольных вставок полозов токоприемников приводит к наличию несимметричного сильноточного скользящего контакта.

2. Несимметричный контакт при достаточно больших снимаемых токах вызывает интенсивный нагрев токосъемных элементов полозов и от выделяемой тепловой энергии происходит разупрочнение слоев меди у поверхности трения контактного провода.

3. Высокий нагрев угольных вставок способствует протеканию электроэрозионного износа контактного провода.

4. Более симметричный контакт образуется при использовании для токосъема порошковых металлических контактных пластин со свойствами самосмазывания.

5. Симметричный контакт не разупрочняет поверхностные слои меди провода, а напротив, упрочняет их.

6. Износ провода при использовании порошковых металлических пластин происходит в результате протекания процесса микросхватывания.

7. Формирование очагов схватывания и их развитие осуществляются за счет сдвигов по плоскостям скольжения, их заклинивания дислокациями и вступлением во взаимодействие новых плоскостей в объемах, более удаленных от шва сварки.

8. Разрушение "мостиков" схватывания протекает по плоскостям, по которым происходили скольжения объемов металла при формировании очагов схватывания.

9. "Мостики" схватывания, обладая высокой твердостью, оказывают воздействие на металл поверхности трения, как абразив, оттесняя металл перед собой.

Библиографический список

1. **Электрический** износ в паре трения токоприемник—контактный провод // Железные дороги мира. 2007. № 5. С. 43—50.

2. **Берент В.Я.** Материалы и свойства электрических контактов в устройствах железнодорожного транспорта. М.: ИНТЕКСТ, 2005. 408 с.

3. **Твердость** и предел прочности контактного провода // Железные дороги мира. 2014. № 7. С. 60—65.

4. **Связь** относительного остаточного сопротивления с температурой рекристаллищации меди различной чистоты / Д.И. Лайнер и др. // Науч. тр. ин-та "Гипроцветметобработка". 1973. Вып. 39. С. 10—12.

5. **Об особенности** рекристаллизации меди различной степени чистоты, прокатанной с высокой степенью деформации / Д.И. Лайнер и др. // Науч. тр. ин-та "Гипроцветметобработка". 1974. Вып. 42. С. 39—49.

6. **Флинк Ю.В.** Влияние нагрева проводов на их прочность и параметры контактной сети: дис. ... канд. техн. наук. М.: МИИТ, 1961. 257 с.

7. **Берент В.Я.** Сильноточный скользящий контакт (свойства, повреждаемость и процессы, протекающие в нем). М.: АНАЛИТИКА РОДИС, 2016. 328 с.

УДК 621.2.082.18

М.Г. Шалыгин, *канд. техн. наук*
(Брянский государственный технический университет),
В.А. Кокунов, *канд. техн. наук,* **А.П. Лукавый, А.Б. Еловиков,** *канд. физ.-мат. наук*
(Брянский филиал Финансового университета при Правительстве РФ)
E-mail: kokunovv@yandex.ru

Деформационно-адгезионное изнашивание нанонеровностей поверхностей трения мартенситных сталей

Предложена модель образования объемов, отделяемых при изнашивании сталей на уровне субшероховатости поверхностей, с точки зрения деформационно-адгезионной теории. Приведены зависимости определения объемов, отделяемых при пластическом и упругом контактах поверхностей трения, а также срезе и методика определения объемов, отделяемых при адгезионном изнашивании, с учетом геометрии поверхности.

The model of formation volume detachable when happen wear of steels at the level of subroughness surfaces from the point of view of deformation-adhesion theory is offered. The dependences determine the volume detachable in case plastic and elastic contact of the friction surfaces, and also a cut and the technique of determining the volume, whose detachable of adhesive wear, taking into account the geometry of the surface are given.

Ключевые слова: зернистость, субшероховатость, адгезия, усталостное изнашивание, адгезионное изнашивание, объемы отделяемые при износе, мартенситная структура стали.

Keywords: grain, subroughness, adhesive, fatigue wear, adhesive wear, the volume detachable when wearing are using, the martensitic structure of the steel.

Введение

Теоретическому определению деформационной [1, 2] и молекулярной [3] составляющих износа поверхностей трения посвящено значительное число работ. Однако в научной литературе в недостаточном объеме рассмотрены процессы, происходящие на уровне субшероховатости поверхностей.

Значительную часть современных пар трения составляют пары трения сталь—сталь, материалы которых подвергают термической обработке для повышения их эксплуатационных характеристик. Термообработка стальных деталей выше критической точки $M_н$ приводит к образованию в сталях мартенситной структуры. Далее рассмотрена модель деформационно-адгезионного изнашивания поверхностей трения мартенситных сталей на уровне субшероховатости.

Постановка задачи. Предположим, что в процессе трения в зоне действия пластических деформаций под действием избыточных давлений пленки оксидов разрушаются и происходит непосредственный контакт трущихся материалов. Микроструктура закаленной стали — мартенсит с включениями карбидов и не более 10 % остаточного аустенита, размер зерна мартенсита никогда не превосходит размера исходного зерна аустенита. Субшероховатость поверхности коррелирует с размерами зерна материала [4].

В процессе трения происходит внедрение выступов субшероховатости одного тела в поверхность другого. Вследствие упругой и пластической деформаций, а также среза происходит отделение объемов материала. В то же время атомы двух тел, расположенные близко к зоне действия деформаций и оказавшиеся на компенсированном расстоянии относительно друг друга, могут образовывать молекулярную связь. В работе [5] рассмотрена деформационная составляющая изнашивания на уровне субшероховатости и определены объемы отделяемые из-за деформаций. Объем фактически деформируемого материала зависит от геометрии контактирующей поверхности, нагрузки, глубины внедрения и других параметров и равен:

при пластической деформации

$$V_{\text{ф.пл}} = \pi \frac{\tau_{\text{сдв}} a b h_{\text{вн.пл}}^2}{4\sigma_{\text{в}} R_p^2}\left(2R_p - \frac{h_{\text{вн.пл}}}{3}\right), \qquad (1)$$

при упругой деформации

$$V_{\text{ф.упр}} = \pi \frac{\sigma_{\text{н}} abh_{\text{вн.упр}}^2}{4\sigma_{\text{вр}} R_p^2}\left(2R_p - \frac{h_{\text{вн.упр}}}{3}\right), \qquad (2)$$

при срезе

$$V_{\text{ф.ср}} = \pi \frac{abh_{\text{вн.ср}}^2}{4R_p^2}\left(2R_p - \frac{h_{\text{вн.ср}}}{3}\right), \qquad (3)$$

где $\tau_{\text{сдв}}$ — напряжение сдвига, МПа;

$\sigma_{\text{н}}$ — нормальная нагрузка, МПа;

a, b — наименьший и наибольший диаметры пятна контакта субшероховатости с контртелом, мкм;

$h_{\text{вн}}$ — глубина внедрения, мкм;

R_p — максимальная высота неровностей субшероховатости, мкм;

$\sigma_{\text{в}}$ — предел прочности, МПа.

Результаты исследования и их обсуждение

Для возникновения адгезионной связи предпочтительно, чтобы деформация была пластической [1], когда дислокации перемещаются к краю зерна, тогда в начальный момент трения адгезионный износ будет больше, чем при установившемся режиме, так как распределение дислокаций по зерну будет носить случайный характер. Атомы кристаллических решеток сопряженных поверхностей, расположенные близко к зоне пластических деформаций и образовавшие молекулярную связь, могут привести к увеличению отделяемого объема V_1 в процессе изнашивании. Возможны случаи, когда неровности трущихся поверхностей оказываются на некотором расстоянии друг от друга, достаточном, чтобы между ними образовалась молекулярная связь на некотором удалении от зоны фактического контакта. В этом случае также возможно увеличение отделяемого объема V_2 при износе. Изнашивание вследствие разрыва молекулярных связей, образовавшихся между трущимися телами, и отделение части объема тела принято называть адгезионным износом. Объем, отделяемый при адгезионном износе, если такой произошел [6], можно определить из формы и характеристик кристаллической решетки, а также физико-механических свойств зерен материала.

Предположим, что при разрыве молекулярной связи произошел износ тела *1* (рис. 1), тогда требуется определить объем $V_{\text{а}}$, отделяемый при разрыве. Примем, что тело *2* обладает максимально возможной силой межмолекулярного взаимодействия ($F_{\text{м2}} \to \max$) и адгезионный износ данного тела не происходит. Объем, отделяемый при адгезионном износе, определяется силой взаимодействия атомов $F_{\text{м1}}$ в теле *1*. Стальные детали, имеющие мартенситную структуру, обладают тетрагональной объемноцентрированной сингонией. Каждый атом в решетке взаимодействует со всеми соседними атомами. Так как решетка имеет четкую структуру, можно предположить, что сопротивление отделению объемов тела при адгезионном изнашивании оказывается по векторам, направленным от атома, образовавшего адгезионную связь, вдоль соседних атомов, и чья сила межмолекулярного взаимодействия $F_{\text{м1}}$ меньше силы адгезионной связи $F_{\text{вз}}$. Тогда, зная направления и длины векторов, можно определить объем фигуры, ограниченной векторами l_i (рис. 2).

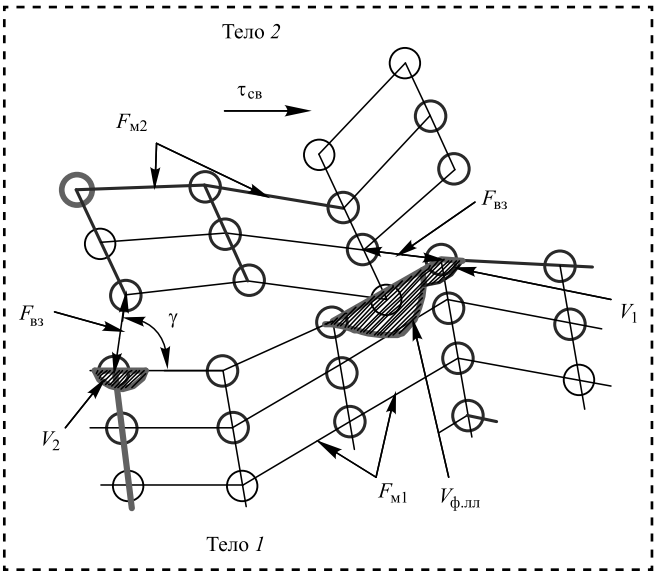


Рис. 1. Объемы, отделяемые при деформационно-адгезионном изнашивании

Векторы, расположенные на поверхности (границе двух фаз), имеют меньшее число соседних атомов, чем векторы, направленные от поверхности вглубь тела. У реальных поверхностей с неровностями (шероховатостью и субшероховатостью) адгезионная связь $F_{\text{вз}}$ образуется на поверхностях, расположенных по отношению друг к другу под некоторым углом γ. Следовательно, величина угла γ будет влиять на длину вектора l_i, так как атомы тела, расположенные ближе к вершине неровности, легче поддадутся отрыву и будут иметь большую вероятность образовать адгезионную связь с контртелом.

Атом, находящийся внутри объема тела, взаимодействует с большим числом соседних атомов k_k, чем атомы, расположенные на поверхности тела, и имеющие определенное число некомпенсированных связей ν_1. Причем общее число возможных соседних атомов $k = k_k + \nu_1$ определяется из кристаллической решетки. Тогда выражение для расчета длин векторов l, расположенных на поверхности

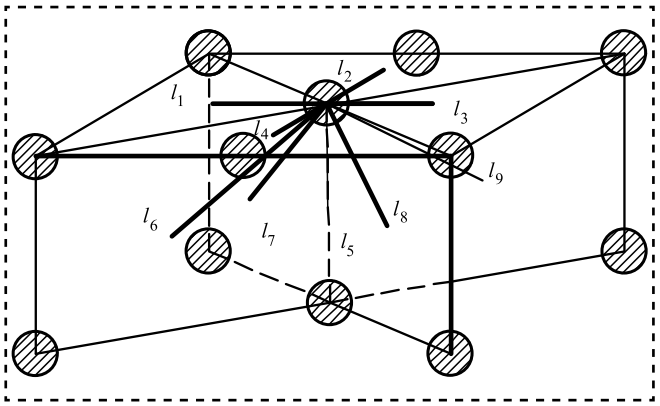


Рис. 2. Направление векторов сопротивления адгезионному вырыву

$$l_i = \left| \frac{F_{\text{вз}}}{F_{\text{м}} G} \operatorname{tg}\left(F_{\text{вз}}, F_{\text{м}}\right) \right|.$$

В то же время выражение для расчета длин векторов, направленных от поверхности в глубь тела, должно учитывать большое число соседних атомов

$$l_i = \left| \frac{\nu_1 F_{\text{вз}}}{k F_{\text{м}} G} \operatorname{tg}\left(F_{\text{вз}}, F_{\text{м}}\right) \right|,$$

где G — модуль сдвига;

k — возможное число соседних атомов;

ν_1 — число некомпенсированных связей.

Тогда объем фигуры, ограниченной векторами, можно определить как сумму тетраэдров, ограниченных векторами (рис. 3):

$$V_{\text{a}} = \frac{1}{6\sqrt{2}} \left[\left(l_2 + l_4\right) \left(l_1 l_6 + l_3 l_8\right) + \right.$$

$$\left. + \frac{1}{12} \left(l_7 \left(l_5 + l_2\right)\left(l_6 + l_8\right) + l_9 \left(l_4 + l_5\right)\left(l_6 + l_8\right) \right) \right].$$

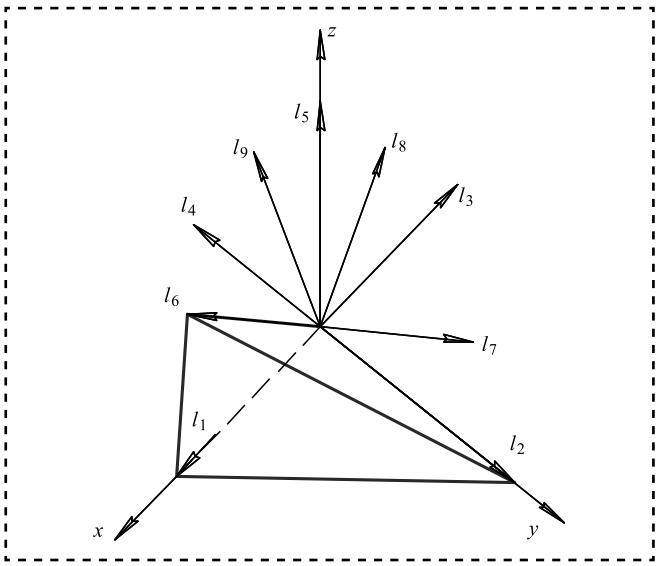


Рис. 3. Модель расчета объема

В целом объем фигуры, ограниченной векторами, равен объему, отделяемому вследствие адгезионного износа, расположенному на некотором отдалении от зоны действия деформаций $V_{\text{a}} = V_2$. В то же время, приняв некоторые допущения, можно говорить об эквивалентности адгезионного износа в зоне действия деформаций и объема, ограниченного векторами $V_{\text{a}} = V_1$.

Заключение

Объемы, отделяемые при износе мартенситных сталей за один цикл:

$$V = V_{\text{ф.пл}} + V_{\text{ф.упр}} + V_{\text{ф.ср}} + 2V_{\text{a}}.$$

Результаты расчетов по приведенным выше зависимостям показывают приемлемую корреляцию с экспериментальными данными. Наибольшее расхождение в теоретических и экспериментальных значениях наблюдали при наличии в мартенситных сталях легирующих элементов. В то же время для расчета объемов, отделяемых в процессе изнашивания аустенитных сталей, можно использовать зависимость для адгезионной составляющей V_{a}, приведенную в работе [7], однако при этом следует учесть изменение значений входящих в выражения (1)—(3) составляющих для аустенитных сталей.

Таким образом, представляется возможным определить изнашивание мартенситных сталей на уровне субшероховатости поверхности, при этом все данные, необходимые для проведения расчета, можно получить существующими, широко применяющимися методами.

Библиографический список

1. **Суслов А.Г.** Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. М.: Машиностроение, 1987. 208 с.

2. **Суслов А.Г.** К вопросу трения и изнашивания деталей машин // Трение и износ. 1990. № 5. С. 801—807.

3. **Измайлов В.В.** Расчет характеристик дискретного адгезионного контакта // Трение и износ. 2014. № 5. С. 518—527.

4. **Суслов А.Г., Порошин В.В., Шалыгин М.Г., Кузнецов С.В.** Взаимосвязь нанонеровностей (субшероховатости поверхности деталей и зернистости материала) // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2015. № 11. С. 3—7.

5. **Суслов А.Г., Богомолов Д.Ю., Шалыгин М.Г.** Усталостное изнашивание поверхностей трения на уровне субшероховатости // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 4. С. 7—10.

6. **Суслов А.Г., Порошин В.В., Шалыгин М.Г.** Адгезионный износ поверхности трения на уровне субшероховатости // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 7. С. 29—31.

7. **Модель** адгезионного износа с учетом угла наклона выступа неровностей профиля / А.Г. Суслов и др. // Фундаментальные исследования. 2015. № 12 (часть 6). С. 1144—1148.

УДК 621.8

В.А. Коднянко, *д-р техн. наук,* **А.С. Курзаков**, *канд. техн. наук*
(Сибирский федеральный университет, г. Красноярск)
E-mail: kurzakov@list.ru

Статические и динамические характеристики осевой гидростатической опоры с мембранным компенсатором перемещения

Изложены математическая модель и методика расчета статических и динамических характеристик осевой гидростатической опоры с компенсатором перемещения мембранного типа. Приведены формулы податливости и нагрузочных характеристик опоры, податливости мембраны, при которой обеспечивается нулевая податливость опоры. Показано, что при правильном подборе конструктивных параметров опора обладает устойчивостью.

The mathematical model and calculation method of static and dynamic characteristics of a thrust hydrostatic bearing with a membrane type movement compensator presented. The formulas for compliance, load characteristics, deformation and compliance of the membrane, which provides a zero compliance of the bearing, are given. It is shown that stability of the bearing can be accomplished by proper selection of the design parameters.

Ключевые слова: гидростатическая опора, податливость опоры, отрицательная и нулевая податливость, нагрузочные характеристики, компенсатор перемещения, прогиб мембраны, податливость мембраны.

Keywords: hydrostatic bearing, compliance of bearing, negative and zero compliance, load characteristics, movement compensator, membrane deflection, membrane compliance.

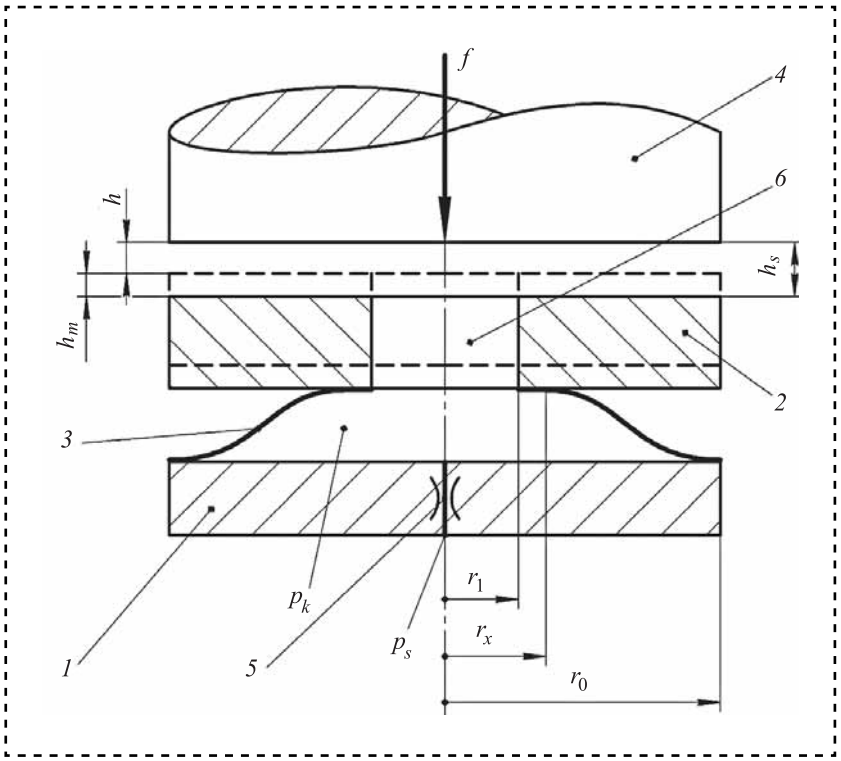
Введение

В станкостроении для уменьшения деформации упругой системы станков применяют гидростатические опоры с автоматическими компенсаторами перемещения, которые обеспечивают очень низкую положительную, нулевую и отрицательную податливость [1]. Отличительная особенность этого вида опор скольжения — способность компенсировать значительные перемещения, при которых обычные гидростатические опоры или опоры с активной компенсацией расхода неработоспособны [2]. Роль активных компенсаторов перемещения играют упругие элементы, в частности, мембраны, использование которых предпочтительно ввиду более продолжительного сохранения стабильных рабочих характеристик.

Снижение податливости гидростатических опор ухудшает их динамические свойства, вплоть до потери устойчивости. Поэтому при проектировании опор с компенсаторами перемещения, наряду с расчетом эксплуатационных характеристик, необходимо изучение их динамических показателей с целью выработки рекомендаций по выбору параметров опор, при которых обеспечивается необходимое динамическое качество конструкции.

Конструкция опоры содержит неподвижный *1* и подвижный *2* диски, которые соединены друг с другом кольцевой мембраной *3*, играющей совместно с диском *2* роль компенсатора перемещения (рис. 1). Элементы *1—3* образуют основание опоры. Взвешенной частью является элемент *4* массой m, который воспринимает внешнюю нагрузку f и отделен от основания опоры смазывающим зазором h. Питание опоры обеспечивает входной дроссель *5*, на который подается смазка под давлением p_s. На выходе из дросселя смазка попадает в проточную полость *6* объемом V под давлением p_k и, преодолев несущий слой, вытекает из опоры.

Снижение податливости происходит под действием гидростатических сил за счет смещения



1. Расчетная схема опоры

диска *2* в сторону, противоположную направлению силы *f*. Варьируя коэффициент податливости мембраны *3* (ее толщину), можно добиться необходимой деформации h_m так, что суммарное смещение $h_s = h_m + h$ взвешенной части *4* относительно диска *1* будет иметь меньшую в сравнении с обычной опорой податливость $k = -\partial h_s/\partial f$, в том числе нулевую и отрицательную.

Математическое моделирование

Функции распределения давления $p(r, t)$ в слое смазки удовлетворяют краевой задаче

$$\begin{cases} \dfrac{\partial}{\partial r}\left(h^3 r \dfrac{\partial p}{\partial r}\right) = 12\mu r \dfrac{\partial h}{\partial t}; \\ p(r_1, t) = p_k, \;\; p(r_0, t) = 0, p(r, 0) = 0, \end{cases} \tag{1}$$

где r_0, r_1 — наружный и внутренний радиусы мембраны и подвижного диска;

r, t — текущий радиус и время [3];

μ — вязкость смазки.

Несущая способность опоры W складывается из интегральных гидростатических сил

$$\begin{aligned} W_1 &= 2\pi \int_0^{r_1} rpdr; \\ W_2 &= 2\pi \int_{r_1}^{r_0} rpdr, \end{aligned} \tag{2}$$

где W_1 — сила, действующая на взвешенную часть *4* со стороны центрального круга радиуса r_1;

W_2 — сила, действующая одновременно на кольцевую периферию взвешенной части *4*, подвижный диск *2* и мембрану.

Сила, действующая на противоположную поверхность диска *2*:

$$W_m = 2\pi \int_{r_1}^{r_0} rpdr. \tag{3}$$

Исследование характеристик опоры выполнено в безразмерной форме.

Решение задачи (1) для безразмерной функции давления имеет вид

$$\begin{aligned} P(R, \tau) &= \\ &= P_k(\tau)\frac{\ln R}{\ln R_1} + \\ &+ \frac{\sigma \dot{H}(\tau)}{4H^3(\tau)}\left(R^2 + \frac{1 - R_1^2}{\ln R_1}\ln R - 1\right), \end{aligned} \tag{4}$$

где R_1 — безразмерный внутренний радиус диска *2*;

P_k — безразмерное давление на выходе дросселя;

H — безразмерный зазор опоры;

τ — безразмерное время;

σ — "число сдавливания" смазочной пленки, $\sigma = 12\mu r_0^2/p_s h_0^2 t_0$;

h_0 — толщина зазора в расчетной точке;

t_0 — текущее время.

Статические характеристики

Получены формулы для безразмерных статических сил

$$\begin{aligned} W_1 = A_{W1}P_k; \;\; W_2 = A_{W2}P_k; \\ W = W_1 + W_2 = A_W P_k; \;\; W_m = A_m P_k, \end{aligned} \tag{5}$$

$$A_{W1} = \frac{R_1^2 - 1}{2\ln R_1} - R_1^2; \;\; A_{W2} = R_1^2;$$

$$A_W = A_{W1} + A_{W2}; \;\; A_m = 1 - R_1^2.$$

Безразмерные расходы через опору и дроссель определяют формулами

$$Q_h = -\frac{H^3 P_k}{\ln R_1}; \;\; Q_d = A_d\left(1 - P_k\right), \tag{6}$$

где A_d — параметр дросселя [4].

Статическое равновесие опоры описывают уравнения:

$$W = F;\ Q_h = Q_d;$$
$$H_m = K_m\left(W_m - W_2\right); \qquad (7)$$
$$H_s = H + H_m,$$

где H_m — безразмерный осевой прогиб мембраны при $R = R_1$;

H_s — безразмерное смещение элемента *4* относительно основания опоры;

K_m — безразмерная осевая податливость мембраны [5].

Параметры расчетного состояния опоры находили из условия $h = h_0$, т.е. при $H = 1$ и заданном значении коэффициента $\chi \in (0, 1)$ настройки сопротивления дросселя, который в расчетном режиме равен давлению P_k. Сравнив в этом режиме расходы по формулам (6), нашли параметр дросселя

$$A_d = \frac{\chi}{(\chi - 1)\ln R_1}.$$

Статические характеристики опоры (входные параметры: χ, R_1, K_m, P_k):

$$F = A_W P_k;\ Q_d = A_d(1 - P_k);$$
$$H = \sqrt[3]{\frac{-Q_d \ln R_1}{P_k}};$$
$$H_m = K_m\left(A_m - A_2\right)P_k;$$
$$H_s = H + H_m.$$

Статическая податливость опоры:

$$K_0 = -\frac{\partial H_s}{\partial F} = \frac{1}{A_W}\left[\frac{H}{3P_k\left(1 - P_k\right)} - K_m\left(1 - A_W\right)\right].$$

В расчетной точке $H = 1$, $P_k = \chi$ нулевая статическая податливость опоры $K_0 = 0$ достигается при безразмерной податливости мембраны

$$K_{m0} = \frac{1}{3\left(1 - A_W\right)\chi\left(1 - \chi\right)}.$$

Зависимость $K_0(F)$ податливости опоры от действующей на нее силы — унимодальная функция с единственным экстремумом-минимумом (рис. 2). Чтобы этот минимум приходился на заданную податливость опоры в расчетной точке, необходимо выполнение условия $\partial K_0/\partial\chi = 0$, что имеет место при $\chi = 2/3$.

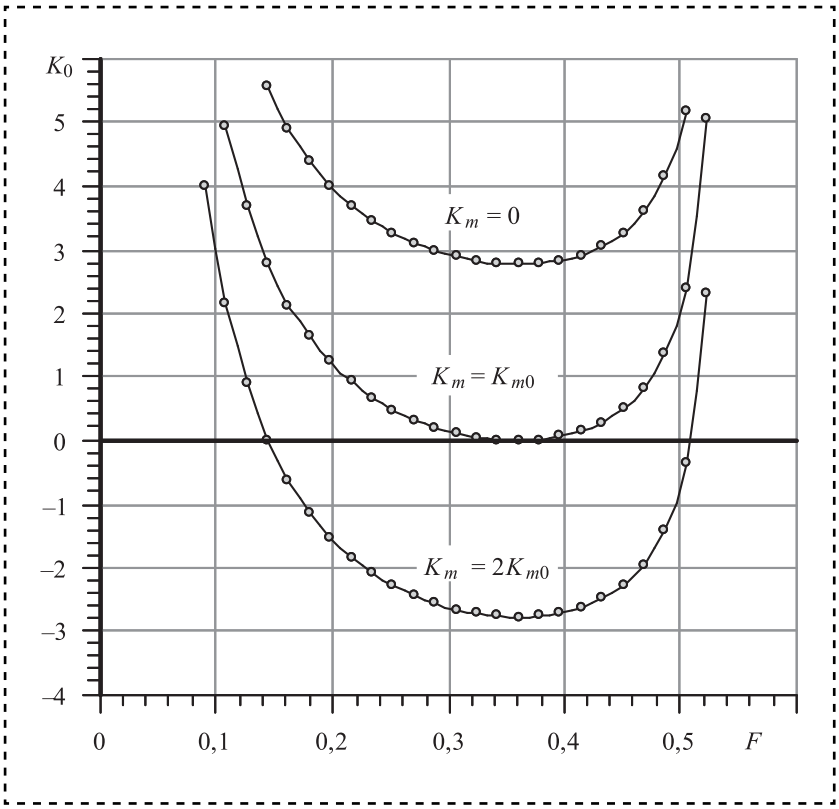


Рис. 2. Зависимости податливости K_0 от силы F при различных значениях податливости мембраны K_m: $R_1 = 0{,}5$; $\chi = 2/3$; $K_{m0} = 3{,}27$

Расчеты характеристик проведены в параметрической форме при помощи формул (7), где в качестве параметра использовали безразмерное давление $P_k \in (0, 1)$. Режим $K_m = 0$ (абсолютно жесткая мембрана) соответствует обычной гидростатической опоре. При $K_m > 0$ опора получает компенсацию перемещения подвижного элемента *4* посредством противонаправленного движения подвижного диска *2*. С увеличением податливости K_m мембраны податливость опоры K_0 уменьшается и при $K_m = K_{m0}$ и определенном значении χ опора достигает нулевой ($K_0 = 0$), а при дальнейшем увеличении K_m и отрицательной податливости ($K_0 < 0$).

На рис. 3 показаны нагрузочные характеристики $H_s(F)$ опоры для режимов положительной, нулевой и отрицательной податливости.

На режимах активного перемещения мембраны ($K_m > 0$) статические нагрузочные характеристики опоры сохраняют довольно широкий диапазон стабильной податливости в области умеренных и больших нагрузок.

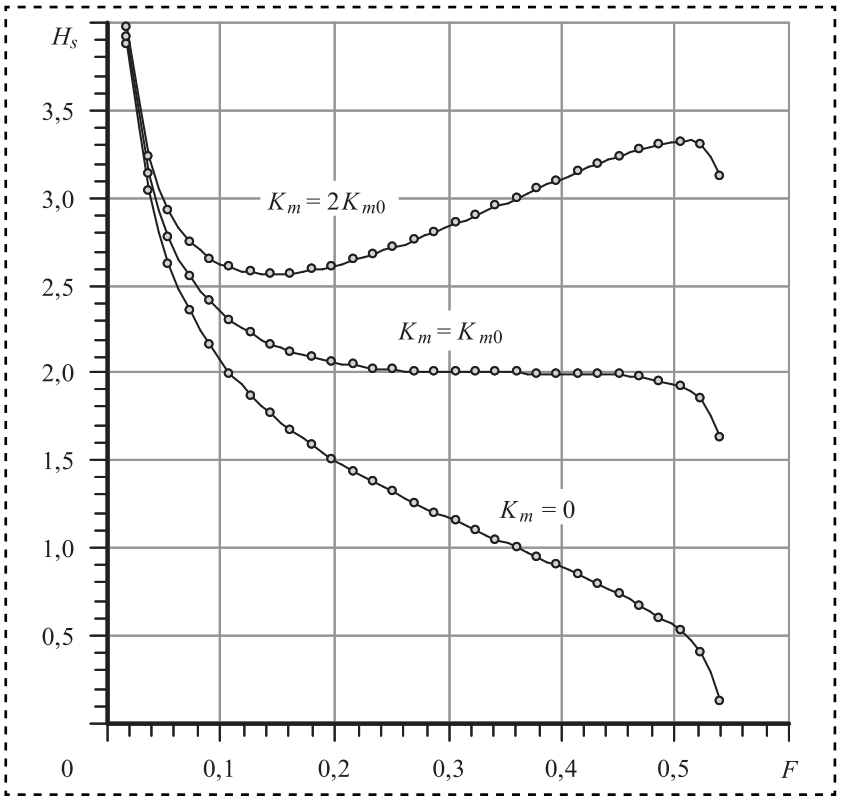


Рис. 3. Нагрузочные характеристики опоры при $R_1 = 0{,}5$; $\chi = 2/3$

Динамические характеристики

Математическая модель динамического состояния опоры предполагает, что на уравнение баланса расходов оказывают влияние расходы, связанные с выдавливанием и сжимаемостью смазки в полости *6*, а на баланс сил — инерция подвижного элемента *4*:

$$q_c = \pi r_1^2 \dot{h};\ q_m = \pi\left(r_0^2 + r_0 r_1 + r_1^2\right)\dot{h}_m;$$
$$q_V = \frac{V}{E_{\text{пр}}}\dot{p}_k;\ f_{\text{ин}} = m\ddot{h}_s, \tag{8}$$

где q_c и q_m — расходы, учитывающие выдавливание смазки элементом *4* и мембраной *3*;

q_V — расход, учитывающий сжимаемость смазки в полости *6*;

$E_{\text{пр}}$ — модуль упругости смазки, приведенный на упругость элементов системы нагнетания смазки и наличие в ней нерастворенного воздуха [6];

$f_{\text{ин}}$ — сила инерции элемента *4* массой m.

Силой инерции диска *2* и мембраны *3* пренебрегли ввиду малости их массы.

С учетом дополнений (8) безразмерные уравнения баланса сил и расходов (7) принимают вид

$$W_1 + W_2 - F_{\text{ин}} = 0;$$
$$Q_n - Q_V + Q_c + Q_m - Q_h = 0. \tag{9}$$

Масштаб времени t_0 определяли из условия равенства единице $mh_0/\pi r_0^2 p_s t_0^2 = 1$ безразмерной массы элемента *4*.

Расчетная модель динамики опоры получена в предположении о малых отклонениях нестационарных характеристик от их равновесного статического состояния. Нестационарные функции модели представляли линейной комбинацией вида $X(R, \tau) = X_0(R) + \Delta X(R, \tau)$ статических составляющих и соответствующих малых динамических отклонений. После подстановки таких комбинаций в систему (9), разделения составляющих и преобразования Лапласа, примененного к линеаризованным уравнениям в отклонениях, получили модель динамики в виде системы линейных уравнений

$$\begin{cases} a_7\overline{\Delta P}_k - b_1 s\overline{\Delta H} - s^2\overline{\Delta H}_s = \overline{\Delta F}; \\ \left(a_5 + b_3 s\right)\overline{\Delta P}_k + \left(a_3 - b_2 s\right)\overline{\Delta H} + b_4 s\overline{\Delta H}_m = 0; \\ a_6\overline{\Delta P}_k - b_5 s\overline{\Delta H} + \overline{\Delta H}_m = 0; \\ \overline{\Delta H}_s - \overline{\Delta H} - \overline{\Delta H}_m = 0, \end{cases} \tag{10}$$

где $\overline{\Delta P}_k(s)$, $\overline{\Delta H}(s)$, $\overline{\Delta H}_m(s)$, $\overline{\Delta H}_s(s)$, $\overline{\Delta F}(s)$ — лапласовы трансформанты динамических отклонений соответствующих функций;

s — переменная преобразования Лапласа;

$$a_0 = R_1^2;\ a_1 = \frac{R_1^2 - 1}{2\ln R_1}R_1^2;$$
$$a_2 = -\frac{H_0^3}{\ln R_1};\ a_3 = -\frac{3H_0^2 P_{k0}}{\ln R_1};$$
$$a_4 = 1 - R_1^2;\ a_5 = A_d + a_2;$$
$$a_6 = K_m\left(a_1 - a_4\right);\ a_7 = a_0 + a_1;$$
$$b_1 = -\frac{\sigma\left(1 - R_1^2\right)^2}{8H_0^3}\left(1 + \frac{1}{\ln R_1}\right);$$
$$b_2 = \frac{\sigma\left(1 - R_1^2\right)}{4\ln R_1};\ b_3 = \sigma V;$$

$$b_4 = \frac{\sigma}{6}\left(1 + R_1 + R_1^2\right);\ \ b_5 = K_m b_1.$$

Решив систему (10), получили передаточную функцию динамической податливости опоры

$$K(s) = -\frac{\overline{\Delta H_s}(s)}{\overline{\Delta F}(s)} = \frac{B_0 + B_1 s + B_2 s^2}{A_0 + A_1 s + A_2 s^2 + A_3 s^3 + A_4 s^4}, \quad (11)$$

где

$$A_0 = -a_7 a_3;\ \ A_1 = a_7 b_2 - a_5 b_1;$$

$$A_2 = a_6\left(b_1 b_4 - a_3\right) - a_7 b_4 b_5 - a_5 - b_1 b_3;$$

$$A_3 = a_6\left(b_2 + b_4\right) - b_3 - a_5 b_5;\ \ A_4 = -b_3 b_5;$$

$$B_0 = -a_3 a_6 - a_5;\ \ B_1 = A_3;\ \ B_2 = A_4.$$

Знаменатель (11) представляет собой характеристический полином динамической системы, при помощи которого рассчитывали критерий качества динамики опоры — степень устойчивости η [7].

На рис. 4 показаны зависимости критерия η от параметров σ и K_m в режиме расчетной точки $H = 1$. Функция η(σ) всегда имеет экстремум-максимум. Обычная опора ($K_m = 0$) всегда устойчива (η > 0). Однако с увеличением податливости мембраны $K_m > 0$ и уменьшением податливости опоры K_0 устойчивость опоры ухудшается. Так, при $K_m = K_{m0}$, когда опора имеет нулевую статическую податливость ($K_0 = 0$), слева от критической точки $\sigma^* \approx 11$ появляется область неустойчивости (η < 0) (см. рис. 4), т.е. опора не способна работать на режиме нулевой податливости при больших значениях расчетного зазора h_0. При σ > σ*, т.е. при меньших зазорах, опора устойчива, причем всегда имеется такое значение σ_m, при котором обеспечивается максимум функции η(σ). На рис. 4 при $K_m = K_{m0}$ это соответствует $\sigma \approx 19$. При дальнейшем увеличении податливости мембраны, в частности при $K_m = 2K_{m0}$, когда опора имеет противоположную по отношению к обычной опоре отрицательную податливость K_0, качество динамики еще хуже, однако всегда можно подобрать такие значения параметра σ, а следовательно, и расчетный зазор h_0, когда опора будет устойчива и при отрицательной податливости.

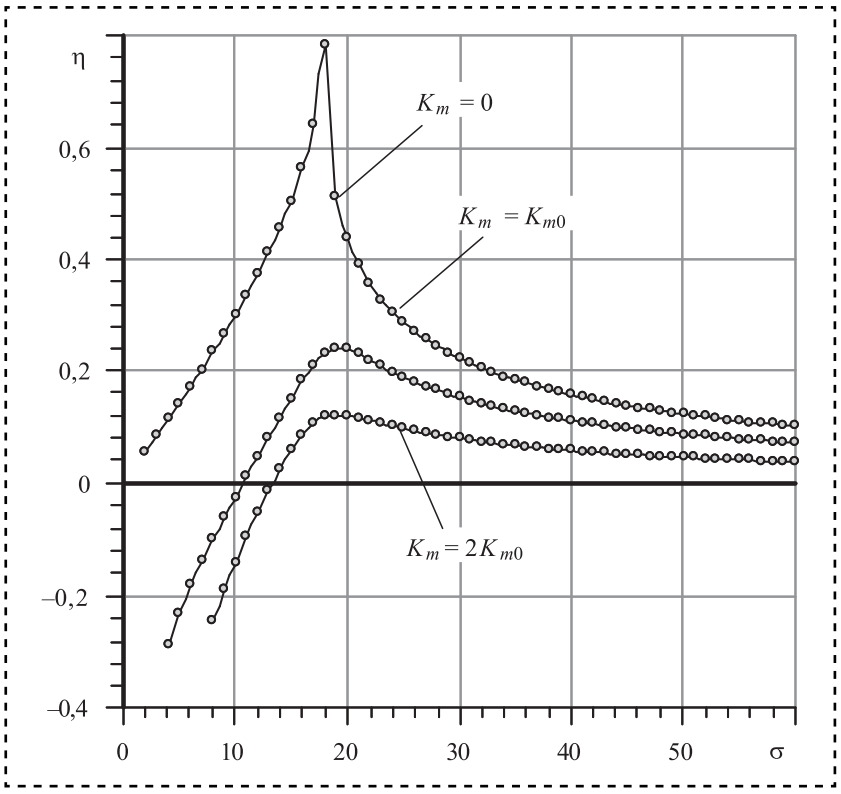


Рис. 4. Зависимости степени устойчивости η от "числа сдавливания" σ при различных значениях податливости мембраны K_m: $R_1 = 0{,}5$; $\chi = 2/3$; $K_{m0} = 3{,}27$; $V = 0{,}1$

На рис. 5 показана зависимость η(*F*) изменения степени устойчивости от нагрузки на опору. В режимах отрицательной податливости ($K_m > 0$) при соответствующем подборе параметров σ и *V*, оказывающих влияние лишь на динамику системы, опора всегда устойчива. При этом в области средних и больших нагрузок с увеличением *F* быстродействие системы снижается.

На рис. 6 показаны графики, которые позволяют оценить влияние объема *V* камеры *6* на быстродействие опоры. Для обычной опоры существует оптимальный с точки зрения максимума функции η(*V*) объем камеры. Для опор с $K_0 \leqslant 0$ увеличение объема способствует снижению быстродействия, поскольку функция η(*V*) убывает.

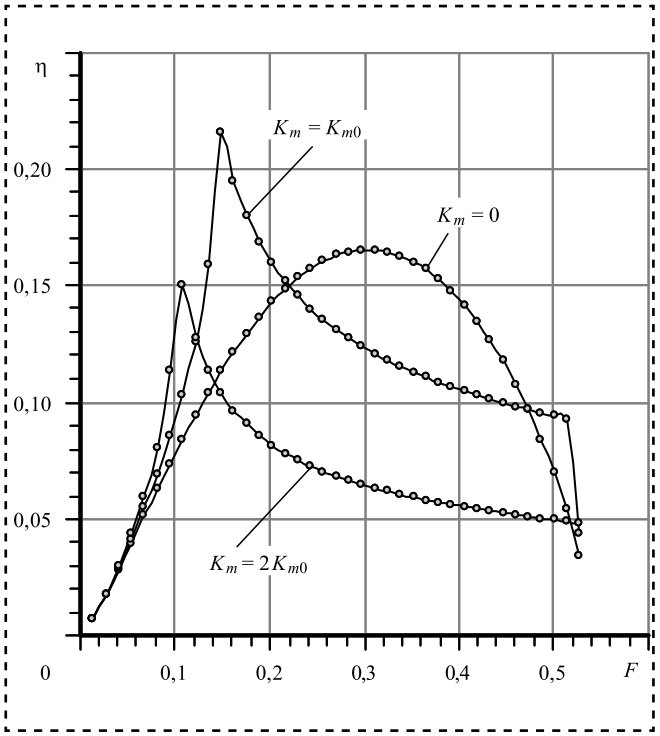


Рис. 5. Зависимости степени устойчивости η от силы *F* при различных значениях податливости мембраны K_m: $R_1 = 0,5$; $\chi = 2/3$; $K_{m0} = 3,27$; $V = 0,1$; $\sigma = 40$

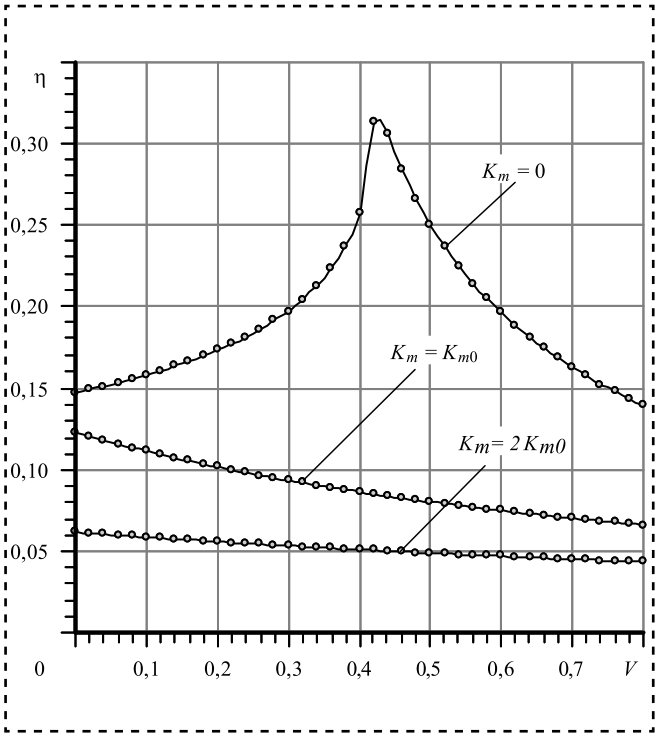


Рис. 6. Зависимости степени устойчивости η от объема *V* полости при различных значениях податливости мембраны K_m: $R_1 = 0,5$; $\chi = 2/3$; $K_{m0} = 3,27$; $V = 0,1$; $\sigma = 40$

Заключение

Полученные теоретические результаты указывают на возможность устойчивой работы конструкции гидростатической опоры с мембранными компенсаторами перемещения на режимах малой, нулевой и отрицательной податливости практически во всем диапазоне воспринимаемых опорой нагрузок. Это позволяет обеспечить компенсацию больших деформаций упругой системы станков с такими опорами в широком диапазоне нагрузок посредством использования требуемого режима податливости, включая ее нулевые и отрицательные значения, что затруднительно или невозможно при использовании обычных гидростатических опор.

Библиографический список

1. **Пикалов Я.Ю., Шатохин С.Н., Демин В.Г.** Адаптивные гидростатические шпиндельные опоры с плавающим регулятором // Станки и инструмент. 2006. № 5. С. 18—22.

2. **Коднянко В.А., Шатохин С.Н.** Нагрузочные и расходные характеристики осевой газостатической опоры с активной компенсацией расхода газа // Машиноведение. № 6. 1980. С. 33—35.

3. **Константинеску В.Н.** Газовая смазка / пер. с румынск. М.: Машиностроение, 1968. 709 с.

4. **Шиманович М.А.** Разработка и применение гидростатических опор в металлорежущих станках. М.: НИИМАШ, 1972. 92 с.

5. **Вайнберг Д.В., Вайнберг Е.Д.** Расчет пластин. Киев: Будівельник. 1970. 436 с.

6. **Ингерт Г.Х., Лурье Б.Г.** Расчет динамической жескости незамкнутых гидростатических направляющих, снабженных регуляторами с прорезной // Станки и инструмент. 1976. № 2. С. 25—27.

7. **Юревич Е.И.** Теория автоматического управления. Л.: Машиностроение, 1975. 414 с.

УДК 621.838.222

М.П. Шишкарев, *д-р техн. наук*
(Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону)
E-mail: shishkarevm@mail.ru

Влияние коэффициента усиления на массу адаптивных фрикционных муфт

Показано, что изменение массы адаптивной фрикционной муфты первого поколения прямо пропорционально величине коэффициента усиления обратной связи. Для сохранения номинального вращающего момента муфты при увеличении коэффициента усиления способ, основанный на увеличении радиальных габаритов, является предпочтительным.

It is shown that the mass variation of adaptive friction clutches of the first generation is directly proportional to the magnitude of the feedback gain coefficient. To store the value of the nominal torque of the coupling with increasing gain method, based on the increase in the radial dimensions, is preferred.

Ключевые слова: коэффициент усиления, адаптивная фрикционная муфта, масса, пружина.

Keywords: gain, the adaptive friction clutch, the mass, the spring.

Введение

В адаптивных фрикционных муфтах (АФМ) во время работы на фрикционную группу действует распорная (отжимная) сила, уменьшающая силы замыкания пар трения [1]. Благодаря этому осуществляется автоматическое регулирование вращающего момента АФМ в зависимости от коэффициента трения и обеспечивается стабилизация передаваемой нагрузки. Однако, наряду с указанным преимуществом, АФМ имеют существенный недостаток, заключающийся в снижении величины вращающего момента [2]. Для компенсации потери нагрузки требуется увеличение силы натяжения замыкающей пружины.

В отдельных работах сделаны выводы об увеличении массы АФМ при повышении точности их срабатывания [3, 4]. Поскольку на точность срабатывания АФМ влияет коэффициент усиления (КУ) отрицательной обратной связи, установим зависимость массы АФМ от КУ.

Цель работы — установление зависимости массы АФМ от точности их срабатывания.

Решение задачи

Примем в качестве объекта исследования муфту Н.Д. Вернера [1], которая является представителем АФМ первого поколения. Для этой муфты (рис. 1) вращающий момент определим по формуле

$$T_{\text{н}} = zF_{\text{п}}R_{\text{ср}}\frac{f_{\min}}{1 + zCf_{\min}}, \qquad (1)$$

где $T_{\text{н}}$ — номинальный (настроечный) вращающий момент АФМ, устанавливаемый по минимальному коэффициенту трения [5];

z — число пар трения *3-4* фрикционной группы;

$F_{\text{п}}$ — сила натяжения замыкающей пружины *7*, регулируемая нажимным элементом *8*;

$R_{\text{ср}}$ — средний радиус трения фрикционных пар *3-4*;

$f_{\min}$ — минимальное значение коэффициента трения;

C — КУ муфты,

$$C = \frac{R_{\text{ср}}}{r}\operatorname{tg}\alpha;$$

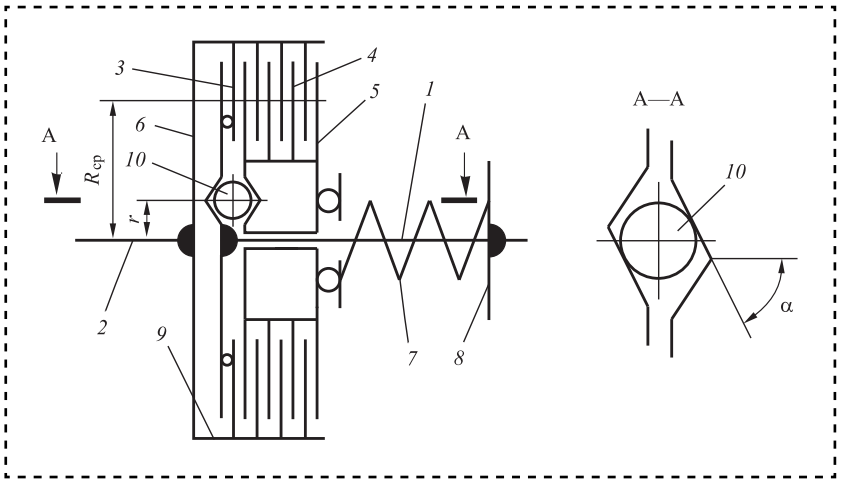


Рис. 1. Принципиальная схема АФМ первого поколения со всеми ведущими парами трения

r — радиус окружности, на которой расположены тела качения *10*;

α — угол скоса боковой стенки гнезда нажимного диска *5* под тело качения.

Диски *3* связаны с барабаном *9*, который закреплен на диске *6*, соединенным с полумуфтой *2*. Нажимной диск *5* лишен кинематической связи с полумуфтой *1* (см. рис. 1).

Из формулы (1) найдем:

$$F_{п} = \frac{T_{н}\left(1 + zCf_{\min}\right)}{zR_{ср}f_{\min}}. \qquad (2)$$

Формула (2) показывает взаимосвязь между силой натяжения пружины $F_{п}$ и КУ обратной связи. Увеличение силы $F_{п}$ по мере роста КУ требует применения более мощной пружины, имеющей увеличенные габаритные размеры и массу.

Для установления зависимости массы пружин от КУ воспользуемся формулой [6]:

$$F_{п} = \frac{4GJ_{к}\lambda}{\pi D^{3}i}, \qquad (3)$$

где G — модуль упругости 2-го рода материала пружины;

$J_{к}$ — полярный момент инерции сечения витка пружины;

λ — осевая деформация пружины под воздействием силы $F_{п}$;

D — средний диаметр витка пружины;

i — число рабочих витков пружины.

Преобразуем формулу (3), учитывая, что $J_{к} = \pi d^{4}/32$:

$$F_{п} = \frac{Gd^{4}\lambda}{8D^{3}i}. \qquad (4)$$

Приравняв друг другу правые части равенств (2) и (4), найдем диаметр сечения витка пружины:

$$d = \sqrt[4]{\frac{8D^{3}T_{н}i\left(1 + zCf_{\min}\right)}{zR_{ср}G\lambda f_{\min}}}. \qquad (5)$$

Если увеличение мощности пружины сопровождается только изменением диаметра d, т.е. D = const, i = const, λ = const, G = const, то $T_{н}$ = const. В этом случае формула (5) показывает влияние КУ на диаметр d. Масса пружины равна

$$M_{п} = \gamma V, \qquad (6)$$

где γ — плотность материала, из которого изготовлена пружина;

V — объем материала пружины:

$$V = \frac{\pi d^{2}}{4}l, \qquad (7)$$

где l — длина развернутой пружины [6],

$$l = \pi D\left(i + 2\right). \qquad (8)$$

Формула (8) записана с учетом того, что $\cos\alpha_{1} \approx 1$ (α_{1} — угол подъема витка пружины). Учитывая в равенстве (6) правые части формул (5), (7) и (8), получим зависимость массы пружины от КУ:

$$M_{п} = (\pi D)2\gamma\left(i + 2\right)\sqrt{\frac{T_{н}Di\left(1 + zCf_{\min}\right)}{2zR_{ср}G\lambda f_{\min}}}. \qquad (9)$$

Кроме пружины, при увеличении КУ в АФМ и сопутствующем ему увеличении силы $F_{п}$, необходимо увеличение площади контакта между парами трения фрикционной группы. Это обусловлено необходимостью сохранения контактного давления на поверхностях трения, поскольку оно имеет ограничение для конкретных сочетаний материалов пар трения [7]. В этом случае должны увеличиться радиальные размеры дисков трения *3—4* (см. рис. 1), нажимного диска *5* и стенки *6* барабана *9* полумуфты *2*. При этом размеры ступиц полумуфт *1* и *2* остаются прежними, поскольку предельный вращающий момент

АФМ при максимальном коэффициенте трения и увеличении КУ не только не возрастает, а наоборот, уменьшается в результате повышения точности срабатывания муфты.

Контактное давление на поверхностях трения фрикционных дисков вычисляется по формуле

$$p = \frac{F_{\text{п}}}{S}. \tag{10}$$

Площадь контакта фрикционных дисков равна

$$S = \frac{\pi}{4}\left(D_{\text{н}}^2 - D_{\text{в}}^2\right), \tag{11}$$

где $D_{\text{н}}$, $D_{\text{в}}$ — наружный и внутренний диаметры фрикционных дисков.

Изменяющую массу элементов АФМ определяем по формуле:

$$M_{\text{ф}} = \gamma_1\left(V_1 + V_2 + V_3\right), \tag{12}$$

где γ_1 — плотность материала, из которого изготовлены элементы;

V_1, V_2, V_3 — объемы элементов фрикционной группы, фланца нажимного диска *5* и стенки *6* барабана полумуфты *2*.

Для слагаемых в равенстве (12) запишем:

$$V_1 = 2zSt; \tag{13}$$

$$V_2 = St_1; \tag{14}$$

$$V_3 = St_2, \tag{15}$$

где t, t_1, t_2 — толщина соответственно диска трения, фланца нажимного диска *5* и стенки *6* барабана полумуфты *2*.

С учетом конструктивных соотношений элементов АФМ запишем [7]:

$$t_1 \approx t_2 \approx 2,5t. \tag{16}$$

Используя в формуле (11) разложение разности квадратов, получим:

$$S = \frac{\pi}{4}\left(D_{\text{н}}^2 - D_{\text{в}}^2\right) = \pi b R_{\text{ср}}; \tag{17}$$

$$\frac{D_{\text{н}} - D_{\text{в}}}{2} = b;$$

$$\frac{D_{\text{н}} + D_{\text{в}}}{2} = R_{\text{ср}},$$

где b — ширина кольцевого участка площади контакта фрикционного диска.

Учитывая, что $b = \psi D_{\text{ср}} = 2\psi R_{\text{ср}}$, $\psi = b/D_{\text{ср}}$ и $\psi = 0{,}25$ [7], получим окончательно из формулы (17):

$$S = \frac{\pi R_{\text{ср}}^2}{2}.$$

После подстановки последнего соотношения и формул (2) и (10) найдем:

$$R_{\text{ср}} = \sqrt[3]{\frac{2T_{\text{н}}\left(1 + zCf_{\min}\right)}{\pi z p f_{\min}}}.$$

С учетом преобразований запишем выражение (12) как:

$$M_{\text{ф}} = \frac{\pi}{2}\gamma_1 t\left(2z + 5\right)\sqrt[3]{\left[\frac{2T_{\text{н}}\left(1 + zCf_{\min}\right)}{\pi z p f_{\min}}\right]^2}. \tag{18}$$

Формула (18) учитывает влияние КУ на $M_{\text{ф}}$, обусловленное изменением $D_{\text{н}}$ и $D_{\text{в}}$.

К элементам АФМ, масса которых зависит от КУ, относят также ступицу нажимного диска *5*. Увеличение площади S обязательно приводит к соответствующему увеличению диаметров $D_{\text{н}}$ и $D_{\text{в}}$, что вызывает соответствующее увеличение наружного диаметра ступицы нажимного диска $D_{\text{с}}$.

Найдем зависимость $D_{\text{с}}$ от КУ. Объем материала ступицы нажимного диска равен:

$$V_{\text{с}} = \frac{\pi}{4}\left(D_{\text{с}}^2 - D_{\text{ст}}^2\right)l_1, \tag{19}$$

где $D_{\text{ст}}$ — диаметр ступицы полумуфты *1*;

l_1 — длина ступицы нажимного диска *5*,

$$l_1 = 2zt + t_1 = \left(2z + 2,5\right)t. \tag{20}$$

Можно приближенно считать, что $D_{\text{с}} \approx D_{\text{в}}$. Зависимость между диаметрами $D_{\text{н}}$ и $D_{\text{в}}$ устанавливаем, используя коэффициент ширины фрикционного диска ψ [7]:

$$\psi = \frac{b}{D_{\text{ср}}} = \frac{D_{\text{н}} - D_{\text{в}}}{D_{\text{н}} + D_{\text{в}}} = 0,25,$$

где $D_{\text{ср}}$ — средний диаметр фрикционного диска.

Из последнего соотношения найдем:

$$D_{\text{н}} = \frac{5}{3}D_{\text{в}}. \tag{21}$$

Подставив правую часть формулы (21) в равенство (11), а затем в соотношение (10), получим:

$$D_{\text{в}} = D_{\text{с}} = \frac{3}{2}\sqrt{\frac{F_{\text{п}}}{\pi p}} = \frac{3}{2}\sqrt{\frac{T_{\text{н}}\left(1 + zCf_{\min}\right)}{\pi p z R_{\text{ср}} f_{\min}}}. \qquad (22)$$

С учетом формул (19), (20) и (22) масса ступицы нажимного диска равна:

$$M_{\text{с}} = \frac{\pi t \gamma}{4}(2z + 2{,}5)\left[\frac{9T_{\text{н}}\left(1 + zCf_{\min}\right)}{4\pi p z R_{\text{ср}} f_{\min}} - D_{\text{ст}}^2\right]. \qquad (23)$$

Общую массу АФМ выразим через сумму

$$M_{\text{м}} = M_{\text{const}} + M_{\text{п}} + M_{\text{ф}} + M_{\text{с}}, \qquad (24)$$

где M_{const} — масса неизменяемых частей АФМ (ступиц полумуфт *1* и *2* (см. рис. 1), тел качения *10*, устройства регулирования *8* силы натяжения пружины *7*, барабана *9* полумуфты *2*) постоянна при изменении КУ.

По аналогии с АФМ, для которых указана общая масса [7], ориентировочно принимаем, что $M_{\text{const}} \approx (0{,}5...0{,}6)\,M_{\text{м}}$ при исходном (минимальном) значении КУ. С учетом этого запишем формулу (24) в следующем виде:

$$M_{\text{м}} = (2...5)\left(M_{\text{п}} + M_{\text{ф}} + M_{\text{с}}\right). \qquad (25)$$

В равенстве (25) $M_{\text{п}}$, $M_{\text{ф}}$ и $M_{\text{с}}$ определяют по формулам (9), (18) и (23).

Для оценки влияния КУ на массу и другие параметры элементов АФМ воспользуемся графическим способом (рис. 2). Коэффициент точности АФМ $K_{\text{т}}$ вычисляем по формуле:

$$K_{\text{т}} = \frac{f_{\max}\left[\left(1 + zCf_{\min}\right)\right]}{f_{\min}\left[\left(1 + zCf_{\max}\right)\right]}. \qquad (26)$$

При построении графиков использованы формулы (25), (26) и (2) (с учетом зависимости $R_{\text{ср}}(C)$). Исходные данные: $z = 10$, $R_{\text{ср}} = 0{,}06$ м, $\gamma = \gamma_1 = 7800$ кг/м^3, $t = 0{,}003$ м, $f_{\min} = 0{,}1$, $f_{\max} = 0{,}8$, $p = 3\cdot10^5$ Н/м^2, $D_{\text{ст}} = 0{,}07$ м, $D = 0{,}1$ м, $i = 8$, $\lambda = 0{,}06$ м, $G = 8\cdot10^{10}$ Н/м^2.

При начальной силе $F_{\text{п}}$, соответствующей исходному $C = 2$, вращающий момент АФМ равен $T_{\text{н}} = 34{,}3$ Н·м.

Графики показывают следующее:

— с увеличением КУ возрастает масса АФМ (прямая *1*) при одновременном увеличении точности срабатывания (кривая *3*);

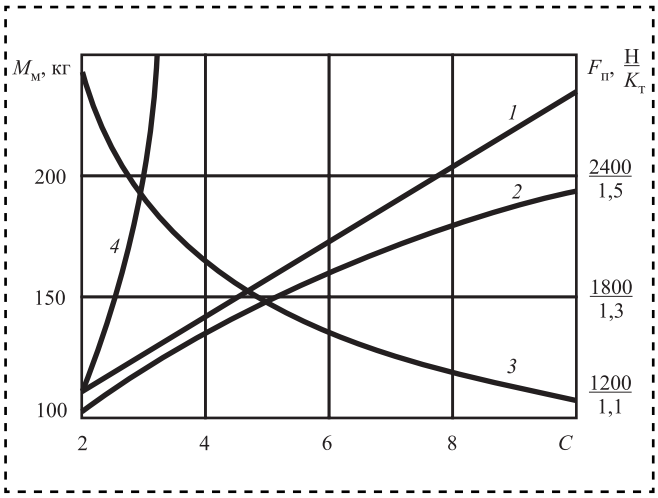


Рис. 2. Графики зависимостей массы АФМ (*1*, *4*), силы натяжения пружины (*2*) и кэффициента точности муфты от КУ (*3*)

— увеличение массы АФМ, связанное с ростом КУ, практически прямо пропорционально увеличению силы натяжения пружины $F_{\text{п}}$ (кривая *2*) (незначительная нелинейность функции $M_{\text{м}}(C)$ опущена);

— при увеличении КУ происходит непропорциональный рост силы натяжения пружины $F_{\text{п}}$, что объясняется увеличением среднего радиуса поверхностей трения фрикционных дисков в результате изменения радиальных габаритов АФМ.

Увеличение КУ приводит к неоправданному необходимостью сохранения запаса прочности элементов АФМ росту ее массы, обусловленному, в основном, созданием условий нормальной работы пар трения. Указанный недостаток компенсирует уменьшением массы элементов привода с АФМ за счет повышения точности ее срабатывания.

Характер изменения переменных составляющих массы АФМ $M_{\text{п}}$, $M_{\text{ф}}$ и $M_{\text{с}}$ в зависимости от КУ показан на рис. 3. Графики построены по тем же исходным данным, что и на рис. 2. При построении графиков использованы зависимости (9), (18) и (23).

Анализ графиков показывает следующее:

— масса фрикционной группы и ступицы нажимного диска изменяется прямо пропорционально КУ;

— наибольшую долю в общей массе АФМ имеет фрикционная группа (прямая *2*);

— масса пружины изменяется меньше, чем масса ступицы и фрикционной группы муфты.

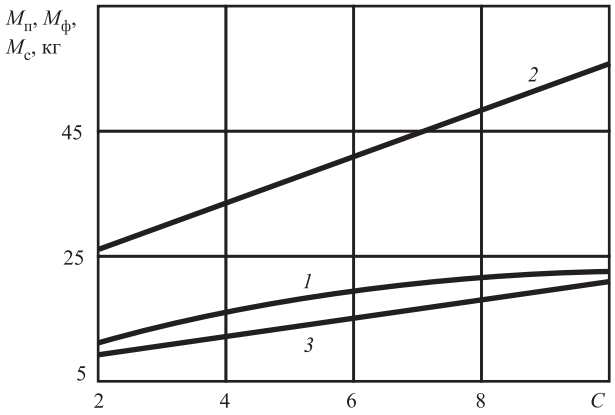


Рис. 3. Графики зависимостей переменных составляющих общей массы АФМ от КУ:
1 — $M_п$; *2* — $M_ф$; *3* — $M_с$

Анализ кривой *3* на рис. 2 показывает, что при принятых исходных данных элементов АФМ наименее эффективно применение обратной связи с КУ = 2...6. В этом случае коэффициент точности уменьшается в 1,35 раза, а масса АФМ увеличивается в 2,27 раза. При КУ = 6...9 коэффициент точности уменьшается в 1,08 раза, при этом масса АФМ увеличивается в 1,55 раза. Следовательно, в первом случае удельный рост массы АФМ (по отношению к изменению коэффициента точности) выше, чем во втором случае.

Выше рассмотрен способ сохранения вращающего момента $T_н$ при увеличении КУ за счет изменения силы натяжения пружины $F_п$. Другой способ заключается в увеличении числа пар трения z при сохранении величины силы $F_п$. В этом случае площадь контакта пар трения остается неизменной, что не приводит к увеличению радиальных габаритов АФМ.

Зависимость числа пар трения z от КУ устанавливаем на основе формулы (1):

$$z = \frac{T_н}{\left(F_п R_{ср} - T_н C\right) f_{min}}. \qquad (27)$$

Изменение числа пар трения z повлечет за собой изменение массы барабана полумуфты *2*, совокупной массы фрикционной группы дисков *3—4*, нажимного диска *5* и полумуфты *1* (см. рис. 1). Формулы для определения массы частей АФМ имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} M_б &= \frac{\pi}{2}\gamma z t\left(D_б^2 - D_н^2\right); \\ M_{ф.1} &= \frac{\pi}{2}\gamma_1 z t\left(D_н^2 - D_в^2\right); \\ M_{с.1} &= \frac{\pi}{2}\gamma z t\left(D_в^2 - D_{ст}^2\right); \\ M_{ст} &= M_{ст.1} + \frac{\pi}{2}\gamma z t\left(D_{ст}^2 - d_в^2\right), \end{aligned} \qquad (28)$$

где $M_б$ — масса барабана полумуфты *2*;

$M_{ф.1}$ — совокупная масса элементов фрикционной группы;

$M_{с.1}$ — масса ступицы нажимного диска;

$M_{ст}$ — совокупная масса ступиц полумуфты *1*;

$M_{ст.1}$ — масса части ступицы полумуфты *1*, расположенной в зоне пружины *7* и нажимного устройства *8*;

$D_б$ — наружный диаметр барабана полумуфты *2*;

$d_в$ — диаметр вала, на котором установлена полумуфта *1*.

Формула для определения общей массы АФМ имеет следующий вид:

$$M_{м1} = M'_{const} + M_б + M_{ф.1} + M_{с.1} + M_{ст}, \qquad (29)$$

где M'_{const} — масса неизменяемых частей АФМ (ступицы и стенки барабана полумуфты *2*, фланца нажимного диска *5*, тел качения *10*, пружины *7* и нажимного устройства *8*, упорного диска полумуфты *1*).

В рассматриваемом случае $M'_{const} = (0{,}3...0{,}4)M_{м1}$, поэтому на основании равенства (29) и с учетом формул (27) и (28) запишем при $\gamma = \gamma_1$:

$$M_{м1} = (2{,}5...3{,}3)\left[\frac{\pi t \gamma T_н\left(D_б^2 - d_в^2\right)}{2 f_{min}\left(F_п R_{ср} - T_н C\right)} + M_{ст.1}\right]. \qquad (30)$$

Для оценки влияния КУ на общую массу АФМ использовали графический способ и те же исходные данные параметров АФМ для корректности сравнения $M_м$ и $M_{м1}$.

График *4* на рис. 2 отражает функцию (30) и построен с учетом $d_в$ = 0,04 м, $M_{ст.1}$ = 1,7 кг, $D_б$ = 0,2 м. При исходном значении C = 2 сила $F_п$, вычисленная по формуле (2) при $T_н$ = 34,3 Н·м и z = 6, составила 1258 Н. График показывает, что при данном способе сохранения номинального вращающего момента АФМ общая масса ее возрастает значительно быстрее, чем при предыдущем способе, причем в ограниченном интерва-

ле изменения КУ. Это объясняется тем, что при существующей зависимости между параметрами z и C увеличение КУ требует значительного увеличения числа пар трения: это приводит к быстрому росту осевых габаритов фрикционной группы и муфты в целом.

В качестве объекта исследования рассмотрена АФМ со всеми ведущими парами трения, т.е. когда управляющее устройство передает полный вращающий момент муфты. Эти АФМ не имеют ограничения сверху КУ по режиму статического нагружения, поэтому повышение точности срабатывания за счет увеличения КУ является принципиально возможным и осуществимым. АФМ с дифференцированными парами трения типа "ведущие пары — ведомые пары" имеют ограничение сверху КУ в виде $C \leqslant 1/f$ (при одной ведущей паре трения), поэтому в настоящей работе не рассматриваются.

Результаты и их обсуждение

Анализ влияния КУ на массу АФМ первого поколения со всеми ведущими парами трения выявил устойчивую зависимость между указанными параметрами и показал практически прямо пропорциональный рост массы муфты при увеличении КУ, если требуется сохранение исходной нагрузочной ее способности. Аналитическим и графическим способами подтверждено существование указанной зависимости [4].

Результаты исследования могут быть использованы при расчетах и проектировании АФМ первого поколения со всеми ведущими парами трения. Полученные результаты можно использовать при расчетах и проектировании приводов машин и механизмов, в составе которых используются АФМ.

Выводы

1. С увеличением КУ для сохранения номинального вращающего момента АФМ необходимо соответствующее увеличение силы натяжения замыкающей пружины. Это требует увеличения площади контакта поверхностей трения фрикционных дисков и габаритов фрикционной группы для сохранения допустимого контактного давления на поверхностях трения.

2. Рост силы натяжения замыкающей пружины непропорционален увеличению КУ вследствие увеличения среднего радиуса поверхностей трения фрикционных дисков.

3. При увеличении КУ практически прямо пропорционально возрастает масса АФМ.

4. Способ сохранения значения номинального вращающего момента АФМ за счет увеличения радиальных габаритов ее при увеличении КУ является предпочтительным, так как не приводит к существенному увеличению общей массы муфты.

Библиографический список

1. **Шишкарев М.П.** Адаптивные фрикционные муфты. Исследование, конструкции и расчет. Ростов-н/Д: Изд-во РГАСХМ, 2002. 228 с.

2. **Шишкарев М.П.** Уровень перегрузки при срабатывании адаптивных фрикционных муфт // Вестник машиностроения. 2006. № 2. С. 13—15.

3. **Шишкарев М.П.** Технико-экономические аспекты применения адаптивных фрикционных муфт // Вестник машиностроения. 2003. № 5. С. 42—47.

4. **Шишкарев М.П.** Влияние точности срабатывания адаптивных фрикционных муфт на массу привода машины // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2008. № 3. С. 6—12.

5. **Шишкарев М.П.** Эффективность применения адаптивных фрикционных муфт // Известия вузов. Машиностроение. 2001. № 1. С. 27—31.

6. **Шишкарев М.П.** Компоновочные решения приводов машин с адаптивными фрикционными муфтами // Вестник машиностроения. 2003. № 7. С. 7—12.

7. **Шишкарев М.П.** Улучшение эксплуатационных показателей адаптивных фрикционных муфт. Ростов-н/Д: Изд-во РГАСХМ, 2008. 148 с.

ИНФОРМАЦИЯ

УДК 621.890

И.А. Буяновский, *д-р техн. наук,* **М.Н. Зеленская, В.Д. Самусенко,** *канд. хим. наук*
(Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН),
Г.Ф. Павелко, *канд. хим. наук*
(Институт нефтехимического синтеза им. А.В. Топчиева РАН)
E-mail: buyan37@mail.ru

XI Международная научно-техническая конференция "Трибология — машиностроению"

С 1 по 3 ноября 2016 г. в Москве на базе ИМАШ РАН была проведена XI Международная научно-техническая конференция "Трибология — машиностроению", посвященная 100-летию со дня рождения выдающегося отечественного ученого-триболога, заслуженного деятеля науки и техники РСФСР, Лауреата премии Совета министров СССР, профессора, доктора технических наук Ростислава Митрофановича Матвеевского.

В работе конференции приняли участие более 120 специалистов по трибологии: 78 участников представляли научные организации и вузы Москвы, остальные 43 участника — из других 24 городов России и Беларуси (Калининграда, Иваново, Томска, Новосибирска, Нижнего Новгорода, Твери, Екатеринбурга, Тулы, Новосибирска, Балашихи, Санкт-Петербурга, Минска, Гомеля, Владимира, Пскова, Уфы, Ставрополя, Тамбова, Брянска, Ростова-на Дону, Новочеркасска, Братска, Хабаровска и Орехова-Зуева). В состав участников конференции входили два академика РАН, один академик Национальной академии наук Беларуси, 41 доктор наук и 53 кандидата наук. Конференция проведена при информационной поддержке журналов "Трение и износ" и "Сборка в машиностроении, приборостроении".

На конференции работали секции:

- Фундаментальные проблемы трибологии;
- Смазка и смазочные материалы;
- Трибологическое материаловедение;
- Узлы трения машин и механизмов.

XI Международная научно-техническая конференция "Трибология — машиностроению" включала три пленарных заседания.

Материалы Конференции, включающие Труды конференции и брошюру о жизни и творчестве Р.М. Матвеевского, были выданы участникам Конференции при регистрации.

Первое пленарное заседание открыл директор ИМАШ РАН, проф. В.А. Глазунов. Он кратко остановился на роли трибологии в развитии современного машиностроения и сделал доклад на тему "Углы давления в роботах параллельной структуры", особо отметив необходимость решения трибологических проблем в робототехнике. Затем с докладами выступили 7 известных специалистов в области исследования смазочного действия масел, рассказавшие о роли Р.М. Матвеевского в развитии современных представлений о процессе граничной смазки. Ученик Р.М. Матвеевского, д.т.н. И.А. Буяновский, рассказал о творческом пути своего учителя, о его классических исследованиях в области граничной смазки, принесших ему мировую известность. Доклад В.Р. Матвеевского, носящий название "Р.М. Матвеевский глазами сына", раскрыл другую ипостась знаменитого ученого. В конце этого доклада участники заседания прослушали запись песни о Селигере в исполнении самого Р.М. Матвеевского. О роли Р.М. Матвеевского в исследованиях смазочной способности масел упоминали в своих докладах академик НАНБ Н.К. Мышкин, д.т.н. В.А. Годлевский, д.ф-м.н. Ю.Ф. Мигаль, к.т.н. А.Л. Чудиновских, к.т.н. И.А. Любинин.

Второе пленарное заседание началось докладами академика РАН И.Г. Горячевой "Управление трением за счет оптимального рельефа контактирующих поверхностей" и проф. С.М. Захарова "Сложные трибосистемы: моделирование, оценка работоспособности и совершенствование", каждый из которых посвящен решению одной из ключевых проблем трибологии. Другие пленарные доклады посвящены исследованию

влияния содержаниям графена на трибологические свойства нанокомпозита Al_2O_3—графен, анализу новых полимеров и трибологических материалов на их основе, особенностям деформирования топокомпозитов при инструментальном индентировании и учету этих особенностей для расчета упругой характеристики покрытия, использованию достижений трибологии в космических системах, проблемам фреттинга и фреттинг-усталости в малоподвижных соединениях, анализу статистической относительной флуктуации трения скольжения, геометрическим связям в упругом контакте поверхностей с регулярными неровностями, а также численному анализу характеристик вязкого смазочного слоя между поверхностями упругих тел.

2 ноября одновременно проходили заседания всех секций (по два заседания каждой секции). На заседаниях секции "Фундаментальные проблемы трибологии" сделано 23 доклада. Особый интерес вызвали доклады к.т.н. Е.Г. Бердичевского, посвященные исследованию реологических эффектов в смазочных материалах для высокоскоростных технологических процессов; к.т.н. А.В. Бородая о возникновении присоединенных потоков в зоне контакта тел как факторе синергетики; Р.И. Зайнетдинова о накоплении повреждений в металле с точки зрения мультифрактального подхода; д.т.н. М.Я. Израиловича об активном гашении фрикционных автоколебаний при действии параметрических возмущений; д.ф-м.н. Е.В. Торской о контактно-усталостном разрушении по граница раздела покрытия с подложкой при многоцелевом нагружении; С.В. Федорова о наноквантовой оценке потенциала Гиббса как характеристики наследственных свойств материала.

Наибольшее число выступлений зарегистрировано на секции "Смазка и смазочные материалы" — 26 докладчиков. Из них следует выделить доклад к.т.н. В.В. Алисина "Триботехнические испытания смазочных материалов для лубрикации системы "колесо—рельс" высокоскоростного железнодорожного транспорта". Ряд докладов был посвящен исследованию смазочных материалов растительного происхождения (докладчики д.т.н. А.Я. Григорьев, д.т.н. С.Ф. Ермаков, д.х.н. Н.В. Усольцева, А.К. Горюнова, И.Н. Ковалёва и др.), что несомненно представляет собой значительный интерес в современных условиях прогрессирующей во всем мире борьбы за "зеленую" трибологию. Обсуждению проблем смазочной способности смазочно-охлаждающих жидкостей посвятили свои доклады д.х.н. Н.В. Усольцева, д.т.н. В.А. Годлевский. д.т.н. А.Г. Наумов, к.т.н. В.В. Новиков. Весьма актуальный доклад сделал д.т.н. А.Н. Болотов о зависимости смазочных свойств магнитных масел от состава дисперсионной среды. К.х.н. Г.Ф. Павелко обратил внимание на необычную зависимость противоизносных свойств от состава смесей углеводородных масел с полиорганосилоксанами. Исключительный интерес вызвал доклад к.т.н. Д.У. Хасьяновой о применении смазочного материала при деформировании муфт из материала с эффектом памяти при низкой температуре.

На заседаниях секции "Трибологическое материаловедение" присутствовал 21 специалист. Следует отметить доклад В.П. Бирюкова, посвященный оптимизации режимов лазерной закалки порошковых материалов по критерию абразивной износостойкости. Два интереснейших доклада сделал д.ф-м.н. А.В. Колубаев: о влиянии ультразвукового воздействия на формирование структуры сварного шва и о роли зернограничного скольжения при сварке трением с перемешиванием. К.т.н. П.Н. Хопин успешно опробовал термокорреляционный подход к оценке работоспособности пар трения с твердосмазочными покрытиями для условий вакуума, а к.т.н. С.В. Чертовских изучил температурную зависимость триботехнических характеристик наноструктурного сплава с памятью формы. К.ф-м.н. М.М. Хрущов рассказал об особенностях поверхностного разрушения при трении алмазоподобных покрытий толщиной менее 500 нм.

Секция "Узлы трения" традиционно собрала сильный состав участников. Д.т.н. В.В. Гриб посвятил свой доклад оценке технического сотояния механизмов по совокупности механических характеристик динамики, изнашивания, усталости материалов. Д.т.н. В.Г. Копченков исследовал механизмы изнашивания эластомерного уплотнительного элемента герметизатора колтюбинговой установки. К.т.н. Н.И. Смирнов рассмотрел актуальную задачу космической трибологии — исследование линейных механизмов для работы в космосе, а к.т.н. В.В. Титов рассказал о проблемах расчета, проектирования и испытаний трибосопряжений летательных аппаратов ОКБ "Сухого". В.Н. Пучков рассмотрел вопрос применения твердых смазочных покрытий в болтовых и заклепочных соединениях. А.И. Шумилкин исследовал контактные пары трения в механизмах,

работающих в тяжелом жидкометаллическом теплоносителе.

Третье пленарное открыло выступление д.т.н. С.М. Захарова, посвященное 100-летию со дня рождения проф. Н.А. Буше. Выдающийся отечественный ученый, лауреат Золотой медали Интернационального комитета по трибологии, Н.А. Буше, был другом и ровесником Р.М. Матвеевского. Он много сделал для развития трибологии в нашей стране. Поэтому, говоря о Р.М. Матвеевском, нельзя было не упомянуть и о Н.А. Буше. Вслед за С.М. Захаровым выступил известный эколог, д.т.н. А.Ю. Евдокимов с докладом об экологических проблемах производства и применения смазочных материалов. К.ф-м.н. В.А. Левченко поделился со слушателями своими успехами в синтезе и исследовании нанокомпозиционных покрытий-ориентантов, применение которых обеспечивает заметное повышение смазочной способности масел. К.т.н. В.Р. Матвеевский свой доклад посвятил импортозамещению в области контроля износа оборудования методами бортовой трибодиагностики.

После окончания пленарного заседания работа Конференции продолжалась за Круглым столом. Предметом обсуждения были методы трибологических испытаний. В дискуссии по этому вопросу активное участие приняли В.В. Титов, П.Д. Чхетиани, И.А. Буяновский, С.Ф. Ермаков, В.П. Бирюков. В результате обсуждения каждый из участников остался при своем мнении, но полезность обмена мнениями была несомненна.

На закрытии Конференции была высоко оценена работа Оргкомитета. Представители Оргкомитета поблагодарили присутствующих за активное участие. Следующую Конференцию решено провести в 2018 г.

ООО "Издательство "Инновационное машиностроение", 107076, Москва, Колодезный пер., 2а, стр. 2
Учредитель ООО "Издательство "Инновационное машиностроение".
Адрес электронной почты издательства: **mashpubl@mashin.ru**;
редакции журнала: **sborka@mashin.ru, http://www.mashin.ru.**
Телефон редакции журнала: 8 (499) 269-54-98, факс: 8 (499) 268-48-97.
Технический редактор *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*
Сдано в набор 08.12.2016. Подписано в печать 01.02.2017. Формат 60 × 88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Адвансед солюшнз". Сайт: **www.aov.ru**
Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.