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 / 3 (200)

СОДЕРЖАНИЕ

Технологичность конструкции

Шишкарев М.П. Модернизация адаптивной фрикционной муфты с бифункциональным управляющим устройством 99

Технологическая оснастка для сборки

Шаломов В.И. Исследование влияния конструктивных особенностей газовых опор на эксплуатационные характеристики шпиндельных узлов металлообрабатывающих станков (ч. 4) 104

Сборочно-сварочные работы. Пайка

Бохоров И.О., Карабанов В.В. Методика разработки индуктора и условий индукционной пайки труб 108

Обеспечение качества. Испытания. Контроль

Есаулов В.В., Шашков А.Ю., Колосков А.В., Рожко Т.Е. Дериватографические исследования компаунда "Герсил-312" и методика определения необходимой концентрации его катализатора 119

Трение и смазка в машинах и механизмах

Измайлов В.В., Гусев А.Ф. Фрикционные характеристики контакта и карты режимов трения 123

Дубовик Е.А. Устойчивость масел к износу 130

Ноженков М.В. Квантовые потоки как вихревые сверхструктуры 132

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 3 (200)

CONTENTS

Manufacturability of a construction

Shishkarev M.P. Modernization of the adaptive clutch with bifunctional controlling device 99

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 (p. 4) 104

Assembly welding works. Soldering

Bokhorov I.O., Karabanov V.V. The methodology of the inductor and the conditions of induction soldering pipes 108

Quality assurance. Testing. Monitoring

Esaulov V.V., Koloskov A.V., Shashkov A.Yu., Rozhko T.E. Derivatographical research of the compound "Gercel-312" and the method of determining the required concentration of catalyst 119

Friction & lubrication in machines and mechanisms

Izmailov V.V., Gusev A.F. Friction characteristics of a contact and friction modes maps 123

Dubovik E.A. The resistance of oils to wear 130

Nozhenkov M.V. Quantum vortex flows as a superstructures 132

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
V.I. KOLESNIKOV
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 621.838.222

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

Модернизация адаптивной фрикционной муфты с бифункциональным управляющим устройством

Приведены результаты исследования модернизированной адаптивной фрикционной муфты с бифункциональным устройством. Показано, что расположение пружин нажимного устройства под острым углом к плоскости вращения муфты повышает номинальный вращающий момент в 1,03...1,41 раза в зависимости от коэффициента усиления.

The results of studies of the upgraded adaptive frictional clutch with the bifunctional device. It is shown that the location of the springs of the pressure device at an acute angle to the plane of rotation of the coupling allows to increase the nominal torque depending on the magnitude of the gain 1,03 to 1,41 times.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, управляющее устройство, нагрузочная способность, коэффициенты трения и усиления.

Keywords: adaptive friction clutch, the control device, the load capacity, friction coefficient, gain.

Совмещение в одном функциональном узле адаптивной фрикционной муфты (АФМ) нажимного устройства и управляющего устройства (УУ) повышает номинальную нагрузочную способность в N раз [1, 2]:

$$N = C\frac{f_{\min}}{1 + zCf_{\min}},$$

где C — коэффициент усиления (КУ) АФМ;
$f_{\min}$ — минимальный коэффициент трения;
z — число пар трения фрикционной группы.

Номинальный вращающий момент муфты увеличивается непропорционально C. При конструктивно-компоновочном построении фрикционной группы муфты по типу "все пары трения ведущие" величина C не имеет ограничения сверху по условиям статического нагружения: ограничение по динамическому режиму работы АФМ менее жесткое [3], следовательно, можно несколько повысить номинальный вращающий момент. Однако повышение нагрузочной способности базового варианта АФМ с бифункциональным УУ относительно невелико и в ряде случаев практического применения не соответствует установленным требованиям [4].

Цель работы — исследование АФМ с бифункциональным управляющим устройством и разработка способа повышения ее нагрузочной способности.

Для увеличения силы нормального давления, действующей на пары трения, без изменения конструктивных и механических характеристик нажимных силовых элементов УУ необходимо расположить под углом к плоскости вращающего момента нажимные силовые элементы бифункционального УУ.

Принципиальная схема АФМ, в конструкции которой реализован предложенный принцип, показана на рис. 1. Две соосные полумуфты *1* и *2* кинематически связаны между собой в окружном направлении пакетом фрикционных дисков *3* и *4*. Диски *3* соединены со ступицей нажимного диска *5* и могут перемещаться относительно нее в осевом направлении. Диски *4* соединены аналогичным способом с барабаном полумуфты *2*. Пакет фрикционных дисков опирается на упорный диск *6*, жестко закрепленный на ступице полумуфты *1* при помощи упорного подшипника *7*, т.е. реализована схема типа "все пары трения ведущие". На противоположной

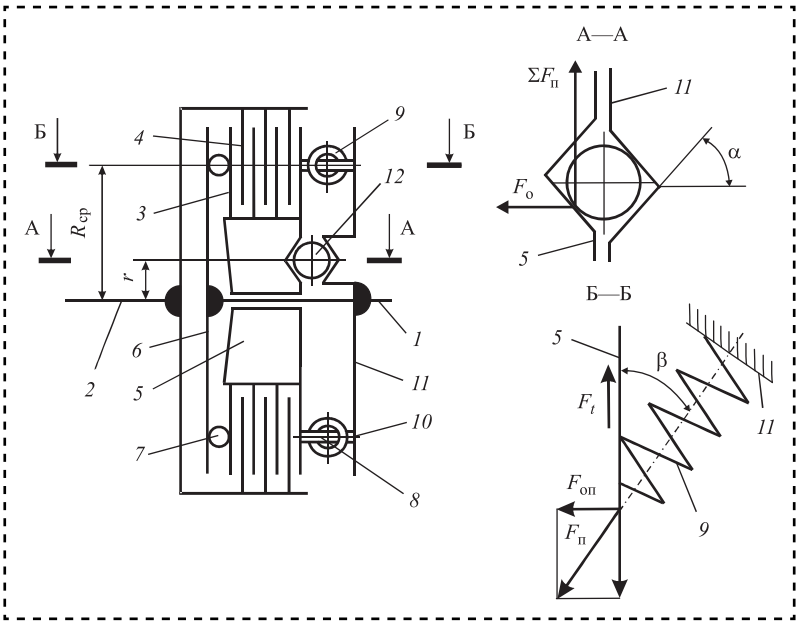


Рис. 1. Принципиальная схема модернизированной АФМ с бифункциональным УУ

относительно дисков трения *3* и *4* стороне нажимного диска *5* закреплены бобышки *8*, на которые одним концом опираются пружины сжатия *9*. Вторым концом пружины опираются на бобышки *10*, которые смонтированы на опорном диске *11*, жестко закрепленном на ступице полумуфты *1*. УУ и нажимное устройство муфты выполнены в виде тел качения *12*, которые размещены в скошенных гнездах нажимного и опорного дисков.

В рабочем и в нерабочем состояниях АФМ тела качения *12* находятся в гнездах в заклиненном положении под действием сил натяжения пружин *9*.

Пружины *9*, действуя на поверхность нажимного диска *5* относительно жестко установленной опоры (опорный диск *11*), создают на поверхностях дисков *3* и *4* силы трения, за счет которых АФМ передает вращающий момент от одной полумуфты на другую. Одновременно с этим тангенциальная (окружная) составляющая F_t (см. рис. 1) суммарной силы пружин, действующая на нажимной диск, создает момент сил, в результате действия которого происходит заклинивание тел качения *12* между противоположными боковыми стенками гнезд. Следствием чего является возникновение осевой силы $F_о$, действующей на нажимной диск в направлении пар трения *3* и *4*.

Пары трения *3* и *4* прижимаются друг к другу силами $F_о$ и $F_оп$, что увеличивает общую прижимную силу и, следовательно, вращающий момент, передаваемый АФМ.

Эффект автоматического регулирования с целью повышения точности срабатывания АФМ будет только в том случае, когда направление вращения муфты совпадает с вектором силы F_t. Сила F_t уменьшает влияние на нажимной диск *5* сил упругости пружин *9* и, соответственно, уменьшает силу, с которой тела качения *12* заклиниваются в гнездах.

По мере увеличения перегрузки, связанной с ростом коэффициента трения, уменьшается сила прижатия друг к другу пар трения дисков *3* и *4*, за счет чего происходит стабилизация вращающего момента.

На основе схемы, изображенной на рис. 1, запишем:

$$\sum F_п R \cos\beta - F_t r = 0, \qquad (1)$$

где $F_п$ — осевая сила натяжения пружины *9*;

β — угол между продольной осью пружины *9* и опорной плоскостью нажимного диска *5*;

R — радиус окружности, на которой расположены опорные бобышки пружин *9*;

F_t — тангенциальная составляющая силы пружины;

r — радиус окружности, на которой расположены тела качения *12*.

Заменяя в уравнении (1) $\sum F_п$ на $nF_п$ (где n — число пружин *9*), получаем:

$$nF_п R \cos\beta - F_t r = 0. \qquad (2)$$

Зная параметры, входящие в уравнение (2), находим силу F_t на телах качения *12* и осевую силу, действующую на пары трения со стороны УУ, работающего в данном случае в режиме нажимного устройства.

Осевая сила в процессе работы АФМ изменяется вследствие влияния вращающего момента муфты:

$$F_о = \frac{nF_п R \cos\beta - T_п}{r} \operatorname{tg}\alpha, \qquad (3)$$

где $T_п$ — вращающий момент, передаваемый муфтой;

α — угол скоса стенок гнезд под тела качения *12*.

Вращающий момент муфты:

$$T_п = zR_{ср} f\left(F_о + nF_{оп}\right), \qquad (4)$$

где f — коэффициент трения между дисками *3* и *4*;

$F_оп$ — осевая составляющая силы $F_п$.

Учитывая соотношение (3), запишем:

$$T_{п} = zR_{ср}f\left(\frac{nF_{п}R\cos\beta - T_{п}}{r}\operatorname{tg}\alpha + nF_{оп}\right). \quad (5)$$

Из схемы на рис. 1 следует:

$$F_{оп} = F_{п}\sin\beta. \quad (6)$$

С учетом соотношения (6) запишем выражение (5) в следующем виде:

$$T_{п} = zR_{ср}f\left(\frac{nF_{п}R\cos\beta - T_{п}}{r}\operatorname{tg}\alpha + nF_{п}\sin\beta\right). \quad (7)$$

Решение уравнения (7) относительно неизвестного $T_{п}$ при $R_{ср} = R$ [2]:

$$T_{п} = znF_{п}R_{ср}\left(C\cos\beta + \sin\beta\right)\frac{f}{1 + zCf}, \quad (8)$$

где коэффициент усиления

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

Из уравнения (8) следует, что сумма в скобках больше, чем значение *C*. Данная сумма важна для установления возможности повышения нагрузочной способности АФМ с помощью предложенного нововведения.

Решим неравенство, отражающее условие более высокой нагрузочной способности предложенной АФМ:

$$C\cos\beta + \sin\beta > C. \quad (9)$$

Для решения трансцендентного неравенства (9) произведем замену $\sin\beta = \sqrt{1 - \cos^2\beta}$:

$$-\left(C^2 + 1\right)\cos^2\beta + 2C^2\cos\beta - \left(C^2 - 1\right) > 0. \quad (10)$$

Корни квадратного уравнения, эквивалентного неравенству (10),

$$\left(\cos\beta\right)_{1,2} = \frac{-2C^2 \pm \sqrt{4C^4 - 4\left(C^2 - 1\right)\left(C^2 + 1\right)}}{-2\left(C^2 + 1\right)}. \quad (11)$$

Для решения неравенства (10) необходимо установить знак дискриминанта корней (11):

$$D = 4. \quad (12)$$

При положительном дискриминанте и отрицательном коэффициенте при неизвестном второй степени в неравенстве (10) множество решений последнего, с учетом равенства (12), запишем в следующем виде:

$$\cos\beta \in \left(\frac{-\left(C^2 - 1\right)}{-\left(C^2 + 1\right)};\ 1\right). \quad (13)$$

Найденное множество решений (13) удовлетворяет исходному неравенству (9) и показывает область значений угла β, при которых нагрузочная способность исследуемой АФМ выше, чем базового варианта АФМ с бифункциональным управляющим устройством.

Верхнее предельное значение во множестве решений (13) соответствует β = 0. Нижнее граничное значение во множестве решений (13) зависит от *C* и, очевидно, меньше единицы.

Исследуем функцию, представляющую во множестве решений (13) нижнее граничное значение. Первая производная данной функции равна

$$\left(\frac{\left(C^2 - 1\right)}{\left(C^2 + 1\right)}\right)_C = 4C,$$

что указывает на возрастающий характер функции.

При указанной на рис. 1 схеме установки пружины *9* подвергаются во время работы поперечному изгибу, который приводит к потере продольной устойчивости пружин. Вероятность потери устойчивости возрастает с увеличением угла β, поэтому целесообразно уменьшить угол β. Вместе с тем, увеличение нижнего предельного значения во множестве решений (13) означает уменьшение угла β.

Следовательно, увеличение *C* приводит к уменьшению угла β, что способствует повышению надежности работы нажимного устройства АФМ.

Для АФМ первого поколения со всеми ведущими парами трения фрикционной группы существует ограничение сверху значения *C* при динамическом режиме нагружения. При этом верхний предел *C* при динамическом режиме нагружения выше, чем для АФМ с дифференцированными парами трения при статическом режиме, и составляет для АФМ первого поколения 5...6 [3]. Рассматриваемая муфта по классификации относится к АФМ первого поколения, поэтому в качестве исходной гипотезы примем указанный предел величины *C* в динамическом режиме работы муфты.

Зная ориентировочное предельное значение *C*, можно определить повышение нагрузочной способности исследуемой АФМ. При этом возникает задача оптимизации угла β, при которой

двучлен в скобках соотношения (8) становится максимальным ($\sin\beta$ и $\cos\beta$ изменяются взаимно противоположно).

Для исследования характера функции, представленной двучленом, вычислим ее первую производную:

$$\left(C\cos\beta+\sin\beta\right)'_{\beta}=-C\sin\beta+\cos\beta.$$

Приравняв производную к нулю и заменив $\sin\beta$ его представлением через $\cos\beta$, получим следующее решение уравнения:

$$\cos\beta=\sqrt{\frac{C^2}{1+C^2}}. \qquad (14)$$

Решение (14) определяет $\cos\beta$ и угол β, при котором исследуемая функция максимальная, если $\cos\beta$ принадлежит множеству решений (13).

Решение (14) показывает, что $\cos\beta < 1$, поэтому необходимо подтвердить справедливость неравенства

$$\sqrt{\frac{C^2}{1+C^2}}>\frac{C^2-1}{C^2+1}. \qquad (15)$$

После преобразований неравенства (15) получим:

$$C>\sqrt{\frac{1}{3}}. \qquad (16)$$

Неравенство (16) показывает, что уже при $C > 0{,}57$ значение $\cos\beta$ принадлежит множеству решений (13), следовательно, значение $\cos\beta$, вычисленное по соотношению (14), соответствует максимальной нагрузочной способности исследуемой АФМ. В свою очередь, значение $\cos\beta$, согласно соотношению (14), зависит от C. Первая производная функции, представленной подкоренным выражением в соотношении (14), равна:

$$D(C)=\frac{2C}{\left(C^2+1\right)^2}>0.$$

Следовательно, $\cos\beta$ возрастает, а β уменьшается при увеличении C. Повышение нагрузочной способности АФМ сопровождается повышением надежности работы нажимного узла в составе УУ.

Подставив правую часть соотношения (14) в выражение (8) и заменив в последнем $\sin\beta$ его представлением через функцию косинуса, запишем:

$$T_{\text{п}}=znF_{\text{п}}R_{\text{ср}}\sqrt{C^2+1}\,\frac{f}{1+zCf}. \qquad (17)$$

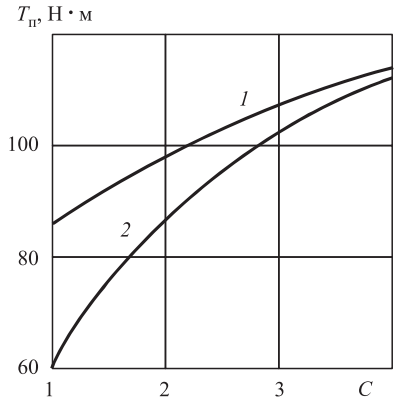


Рис. 2. Зависимость вращающего момента от КУ

Графики, показывающие зависимость вращающего момента исследуемой АФМ и муфты-прототипа от КУ, показаны на рис. 2. Кривая *1* построена по соотношению (17), кривая 2 — по формуле [4]:

$$T_{\text{п}}=znF_{\text{п}}R_{\text{ср}}C\,\frac{f}{1+zCf}.$$

Исходные данные: $z = 6$, $n = 4$, $F_{\text{п}} = 400$ Н, $R_{\text{ср}} = 0{,}1$ м, $f = 0{,}1$.

Анализ графиков показывает:

— при всех значениях C, одинаковых для сравниваемых вариантов АФМ, вращающий момент исследуемой АФМ больше, чем у базового варианта муфты с бифункциональным УУ;

— абсолютная разность между величинами вращающего момента исследуемой АФМ и муфты-прототипа уменьшается при увеличении C;

— при $C = 1$ номинальная (настроечная) нагрузочная способность исследуемой АФМ повышается по сравнению с муфтой-прототипом.

Как и в случае с муфтой-прототипом, точность срабатывания исследуемой АФМ не увеличивается.

Изменение схемы расположения нажимных элементов относительно плоскости вращения муфты позволяет увеличить нагрузочную способность АФМ при неизменной суммарной силе натяжения замыкающих пружин в 1,03...1,41 раза в зависимости от значения КУ. В связи с тем, что форма расчетной аналитической модели модернизированной АФМ не претерпела принципиальных изменений, произведенное усовершенствование не привело к повышению точности срабатывания муфты.

Результаты исследования могут быть использованы при расчетах и проектировании АФМ с бифункциональным УУ, обладающих повы-

шенной нагрузочной способностью. Некоторые результаты исследования могут служить основанием для дальнейшего исследования надежности работы нажимного узла муфты при различных настроечных величинах вращающего момента.

Выводы

1. Для повышения нагрузочной способности АФМ с бифункциональным УУ необходимо изменение расположения нажимных силовых элементов относительно плоскости вращения муфты.

2. При установке нажимных силовых элементов под определенным острым углом к плоскости вращения муфты эффект прижатия друг к другу пар трения увеличивается за счет возникновения нормальной составляющей осевой силы нажимных элементов. При этом существует множество значений острого угла между продольной осью нажимных силовых элементов и плоскостью вращения муфты, удовлетворяющих условию более высокой нагрузочной способности модернизированного варианта АФМ с бифункциональным УУ. Нижняя граница множества значений косинуса острого угла зависит от значения коэффициента усиления обратной связи. Увеличение КУ обратной связи приводит к уменьшению острого угла между продольной осью нажимных силовых элементов и плоскостью вращения муфты и к повышению надежности работы УУ за счет снижения вероятности потери продольной устойчивости нажимных элементов. Существует оптимальная величина острого угла между продольной осью нажимных силовых элементов и плоскостью вращения муфты, при которой нагрузочная способность модернизированной АФМ максимальная.

Библиографический список

1. **Шишкарев М.П.** Оптимизация эксплуатационных показателей адаптивной фрикционной муфты с бифункциональным управляющим устройством // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). 2013. № 9. С. 240—246.

2. **Шишкарев М.П.** Об одном преимуществе адаптивной фрикционной муфты с бифункциональным управляющим устройством // Известия ОрелГТУ. 2008. № 3—2/271 (546). С. 79—83.

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

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

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

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 621.822.57-229.331

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. 4)

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 the work in the static and hybrid modes. As the variable geometrical parameter for numerical analysis selected studies of the lines of supercharging compressed air into the base.

Ключевые слова: металлообрабатывающий станок, шпиндельный узел, газостатические опоры, пористые вставки, конструктивный параметр, число сжимаемости, нагрузка, жесткость, несущая способность, удельный момент опоры, угол ориентации нагрузки.

Keywords: machine tool, spindle unit, gas-static supports, porous inserts, 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.

Газостатические опоры наиболее целесообразно применять в сверхвысокоскоростных малонагруженных шпиндельных узлах (ШУ) металлообрабатывающих станков [1]. Пневмошпиндели имеют высокую точность вращения в опорах, сохраняют ее неограниченно долго вследствие отсутствия износа. Повышение жесткости, демпфирующей и нагрузочной способности ШУ достигается применением частично пористых газовых опор. Эксплуатационные возможности ШУ определяются его характеристиками.

В работе [2] рассматривали относительную нагрузку на консоли шпинделя $\bar{F}$, коэффициент несущей способности опор C_Q, коэффициент жесткости шпинделя $k_{\bar{F}}$, удельный момент от перекоса вала в подшипниках $\bar{M}$ 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) [3]. На эксплуатационные характеристики влияет целый ряд конструктивных, режимных и физических параметров ШУ.

Влияние относительного вылета шпинделя на эксплуатационные характеристики ШУ

Под вылетом шпинделя l понимают расстояние по длине между центрами шлифовального круга и передней газовой опоры [2].

Расчеты для статического режима выполняли при относительном вылете шпинделя $\bar{l} = l/L_1$, равном 0,7; 1,0 и 1,3. Постоянные величины: относительное давление наддува опор $\bar{p}_s = 1/6$; относительный эксцентриситет $\varepsilon_1 = 0{,}6$; относительная длина передней опоры $\bar{L}_1 = 1{,}2$; относительная длина задней опоры $\bar{L}_2 = 1$; относительная дли-

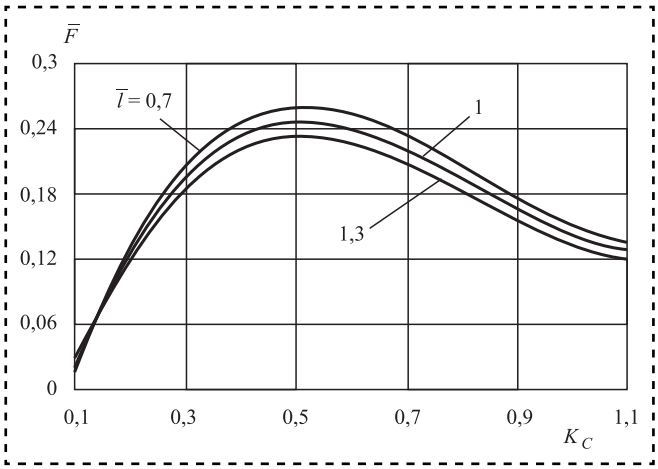


Рис. 1. Зависимость относительной нагрузки $\bar{F}$ от конструктивного параметра K_C и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$

на пористой вставки $t/a = 2$; относительная раздвижка линий наддува $\bar{b} = 0{,}6$; относительное расстояние между опорами $\bar{a} = 4$; число вставок в одном кольцевом ряду $N_{вст} = 6$.

Для анализа статического режима использовали критерий подобия газовых опор — конструктивный параметр K_C [3]. Графики функции $\bar{F} = f\left(\bar{l},\ K_C\right)$ представлены на рис. 1. В заданном диапазоне изменения $\bar{l}$ максимум относительной нагрузки $\bar{F}$ достигается при конструктивном параметре $K_C = 0{,}5$, и эта нагрузка практически линейно повышается с уменьшением $\bar{l}$. Полагая в первом приближении, что точка поворота шпинделя в продольной плоскости незначительно меняет свое положение, рост $\bar{F}$ с уменьшением $\bar{l}$ при равном относительном эксцентриситете ε_1 обусловлен стремлением сохранить момент силы $F(l + x)$ [2].

Теоретические зависимости коэффициентов несущей способности C_Q передней и задней опор от относительного вылета шпинделя $\bar{l}$ и конструктивного параметра K_C показывают, что несущая способность опор от изменения $\bar{l}$ не зависит (рис. 2).

Угловая жесткость шпинделя по формуле $k_F = dF/dy$ [2] определяется нагрузкой, измеренной на шлифовальном круге. Поэтому характер изменения зависимости $k_{\bar{F}} = f\left(K_C,\ \bar{l}\right)$, показанной на рис. 3, вполне объясняется поведением функции $\bar{F} = f\left(\bar{l},\ K_C\right)$ (см. рис. 1).

Значение удельного момента, возникающего от перекоса в опорах, слабо зависит от вылета шпинделя, что связано как с малым изменением угла перекоса вала, так и с его смещением в подшипниках. Однако при $\bar{l} = 0{,}7$ удельный момент наименьший, что говорит о более устойчивом положении шпинделя в данном состоянии равновесия (рис. 4).

Расчетные исследования для гибридного режима работы ШУ выполнены с относительным вылетом шпинделя $\bar{l}$ равным 0,7; 1 и 1,3. Постоянные величины: $\bar{p}_s = 1/6$; $K_C = 0{,}55$; $\varepsilon_1 = 0{,}6$; $\bar{L}_1 = 1{,}2$; $\bar{L}_2 = 1$; $t/a = 2$; $\bar{b} = 0{,}6$; $\bar{a} = 4$; $N_{вст} = 6$.

Численный анализ эксплуатационных характеристик ШУ, работающего в гибридном режиме, проведен с помощью критерия подобия газовых опор — числа сжимаемости [3]. По характеру изменения зависимости $\bar{F} = f\left(\Lambda,\ \bar{l}\right)$ видно, что уменьшение вылета шпинделя ведет к пропорциональному повышению относительной нагрузки на шлифовальном круге во всем диапазоне чисел сжимаемости (рис. 5).

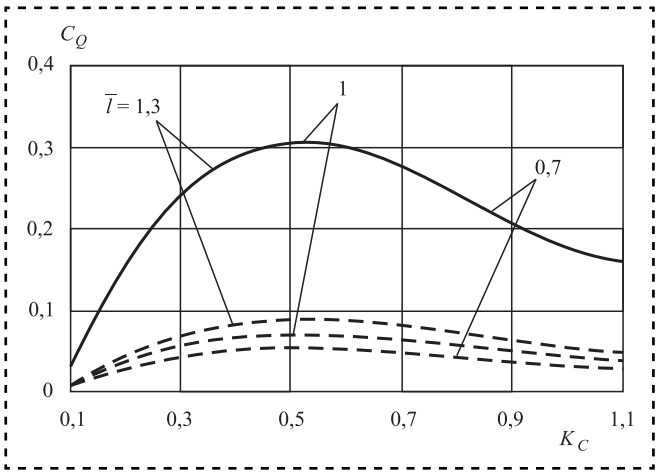


Рис. 2. Зависимость коэффициентов несущей способности опор C_Q от конструктивного параметра K_C и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$:

—— — передняя опора; – – – — задняя опора

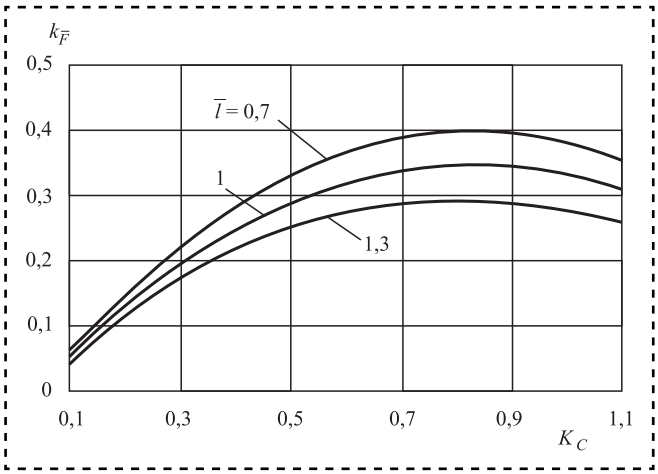


Рис. 3. Зависимость коэффициента жесткости $k_{\bar{F}}$ от конструктивного параметра K_C и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$

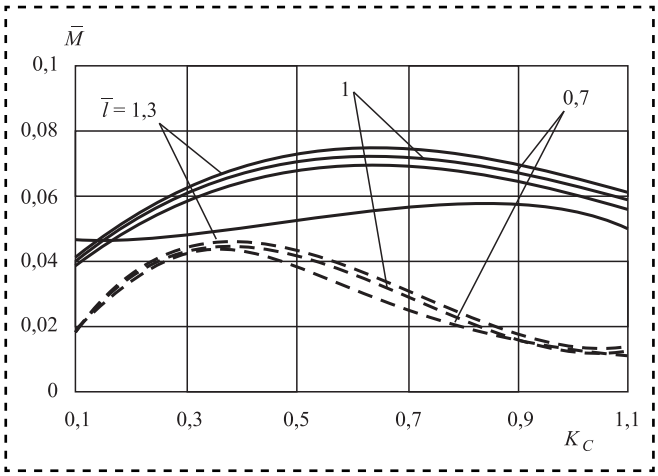


Рис. 4. Зависимость удельных моментов опор $\bar{M}$ от конструктивного параметра K_C и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$:

—— — передняя опора; – – – — задняя опора

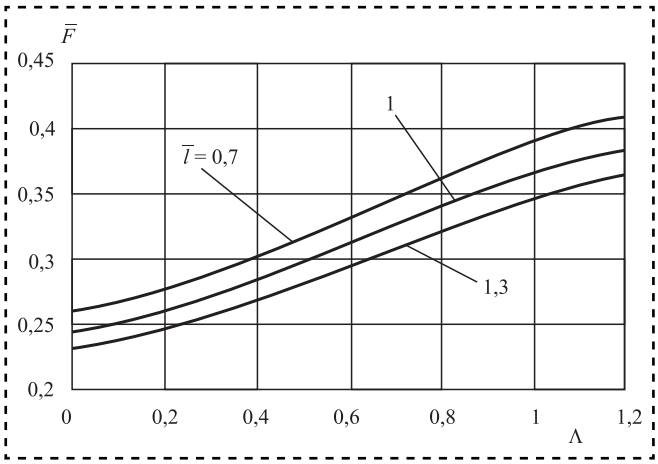


Рис. 5. Зависимость относительной нагрузки $\bar{F}$ от числа сжимаемости Λ и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$

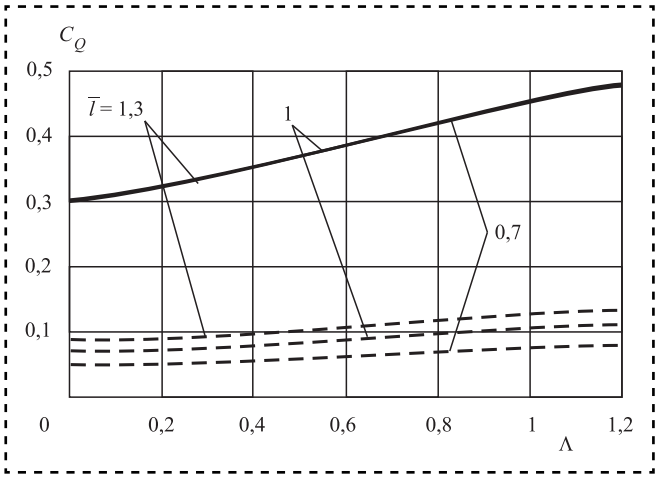


Рис. 6. Зависимость коэффициентов несущей способности опор C_Q от числа сжимаемости Λ и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$:

—— — передняя опора; – – – — задняя опора

Несущая способность передней опоры не зависит от $\bar{l}$, а ее рост связан только с повышением скорости вращения шпинделя (рис. 6). Уменьшение коэффициента несущей способности задней опоры при минимальном значении $\bar{l}$ объясняется ее разгрузкой в связи с перекосом вала ШУ.

Уменьшение относительного вылета шпинделя $\bar{l}$ благоприятно сказывается на росте коэффициента жесткости $k_{\bar{F}}$ (рис. 7) во всем диапазоне изменения Λ, с увеличением чисел сжимаемости отличие в значениях $k_{\bar{F}}$ усиливается в большую сторону.

Зависимость $\bar{M} = f\left(\Lambda, \bar{l}\right)$ показана на рис. 8. На представленных графиках просматривается несущественное изменение удельных моментов как в передней, так и в задней опоре. Уменьшение удельного момента при понижении относи-

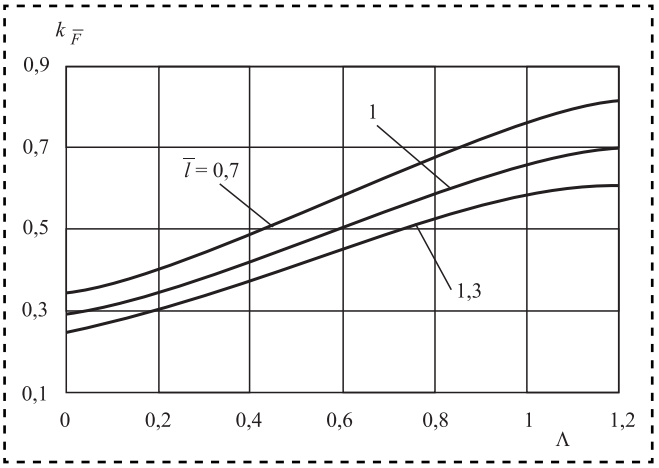


Рис. 7. Зависимость коэффициента жесткости $k_{\bar{F}}$ от числа сжимаемости Λ и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$

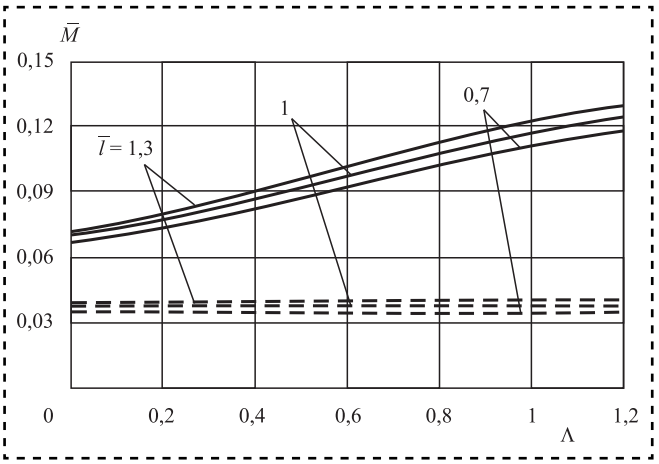


Рис. 8. Зависимость удельных моментов опор $\bar{M}$ от числа сжимаемости Λ и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$:

—— — передняя опора; – – – — задняя опора

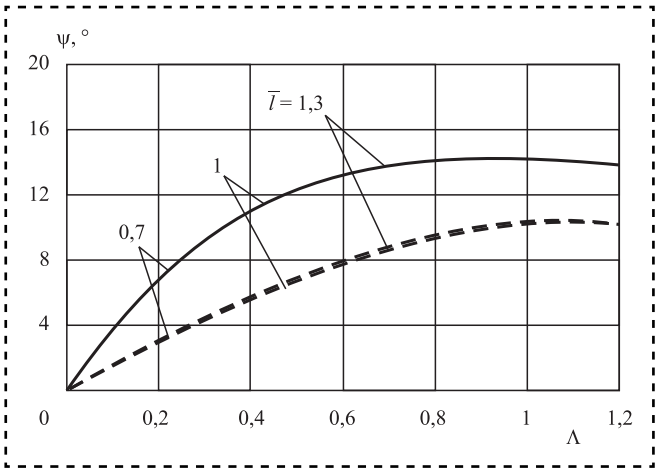


Рис. 9. Зависимость угла ориентации нагрузки ψ от числа сжимаемости Λ и относительного вылета шпинделя $\bar{l}$:
—— — передняя опора; **– – –** — задняя опора

тельного вылета шпинделя в условиях роста Λ свидетельствует о повышении устойчивого равновесия шпинделя.

Угол ориентации нагрузки ψ при изменении вылета шпинделя $\bar{l}$ остается теоретически одинаковым как в переднем, так и в заднем подшипнике (рис. 9). Его стабилизация с дальнейшим уменьшением числа сжимаемости Λ говорит о повышении точности вращения пневмошпинделя.

Выводы

1. При работе ШУ в режиме подвеса снижение относительного вылета шпинделя в области оптимального значения конструктивного параметра (0,5...0,55) приводит к росту нагрузки на шлифовальном круге и увеличению угловой жесткости шпинделя, уменьшению момента от перекоса вала, т.е. к более устойчивому равновесию вала в опорах.

2. При работе ШУ в гибридном режиме изменение относительной нагрузки на консоли вала в зависимости от значения относительного вылета шпинделя $\bar{l}$ практически не прослеживается, так как с повышением числа сжимаемости нагрузочная способность шпинделя определяется превалирующим влиянием динамического смазочного клина в опорах. Заметный рост коэффициента жесткости при наименьшем значении относительного вылета шпинделя происходит в области сравнительно высоких значений числа сжимаемости. Угол ориентации нагрузки значений в условиях изменения $\bar{l}$ не меняет, а его снижение в переднем и заднем подшипниках с возрастанием числа сжимаемости способствует повышению точности вращения шпинделя.

3. Выходные характеристики ШУ — нагрузка и жесткость на консоли шпинделя — определяются его эксплуатационными параметрами, которые зависят от распределения поля давления газа в смазочном слое подшипника.

Библиографический список

1. **Пуш А.В.** Шпиндельные узлы: Качество и надежность. М.: Машиностроение, 1992. 288 с.

2. **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.

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

4. **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 621.791.048

И.О. Бохоров, В.В. Карабанов, *канд. техн. наук. Тел. 8-915-143-59-34*

Методика разработки индуктора и условий индукционной пайки труб

Приведена методика определения конструкции и основных параметров индуктора, обеспечивающего при пайке труб с косостыковой разделкой качественное формирование паяного соединения. Рассмотрены технологические приемы, обеспечивающие высокую стабильность качества паяных соединений труб с большими размерами сечений.

The methods of determining the structure and the basic parameters of the inductor, providing soldering pipe joints with kosostykovoy bunching of high quality solder joint formation. The technological methods to ensure high stability of the quality of solder joints of pipes with large cross-sectional dimensions.

Ключевые слова: индукционный нагрев, индуктор, несплошность, горячая трещина, угловые деформации, зона равномерного нагрева, защитные покрытия, принудительное охлаждение, ультразвуковой контроль.

Keywords: induction heating, induction coil, discontinuities, hot crack, angular deformation, uniform heating zone, protective coatings, forced cooling, ultrasonic testing.

Индукционный нагрев наиболее эффективен и технологичен при высокотемпературной пайке труб и трубных конструкций.

После создания высокопрочного припоя марки П-87 на железномарганцевой основе (1970 г.), обеспечивающего получение качественных паяных швов при ширине зазора 1 мм и выше, разработаны технологии индукционной пайки различных промышленных трубопроводов (теплопроводов, газопроводов, обсадных колонн и др.), подтверждена эффективность применения индукционной пайки и реализована возможность получения паяных соединений, равнопрочных с материалом труб. Однако подход к созданию индукторов для пайки труб — по форме соединения — продолжает оставаться превалирующим [1].

При определении параметров индуктора, в основном, руководствуются методами расчета закалочных индукторов [2—4], предназначенных для нагрева цельных труб. Ширину индуктора определяют только из необходимости прогрева до температуры пайки области разделок труб. Особенности конструкций соединений, например с острыми кромками, при этом не учитывают [5]. При индукционной пайке соединений труб с наружной острой кромкой происходит ее пережог [4]. Вместе с тем, такие соединения промышленных трубопроводов обеспечивают получение равнопрочных конструкций без изменения (увеличения) их сечения в области соединения. Более двадцати лет экспериментальных работ по разработке технологий индукционной пайки промысловых трубопроводов и обсадных колонн с косостыковыми и V-образными разделками позволили создать методику разработки индукторов, обеспечивающих предотвращение перегрева острых кромок. Выполненные в соответствии с этой методикой индукторы успешно применяют при строительстве промышленных объектов.

Местный индукционный нагрев концевых участков труб приводит к возникновению в их продольных сечениях угловых температурных деформаций (УТД), которые в зависимости от диаметра труб могут быть значительными (рис. 1).

УТД в разделках при индукционной пайке косостыковых соединений труб образуют в паяном шве недопустимые дефекты (особенно при пайке V-образных соединений труб с применением одновиткового индуктора).

Опережающий нагрев наружной части разделки расширяет зазор между разделками, способствует интенсивному окислению припоя (рис. 2) и образованию крупных несплошностей

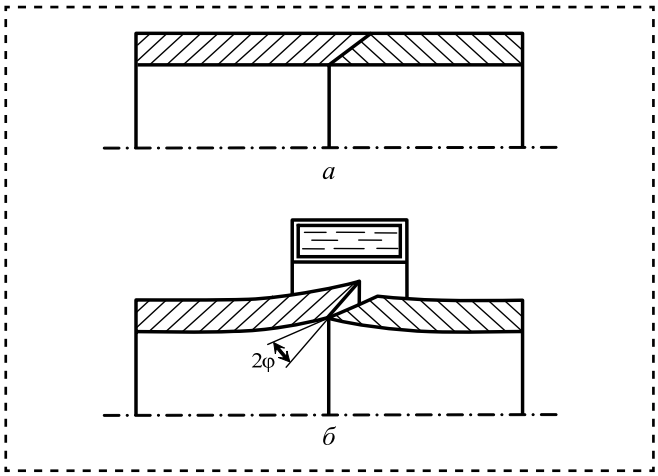


Рис. 1. Схема УТД соединения труб с косостыковой разделкой кромок при нагреве одновитковым индуктором:
а — соединение до нагрева; *б* — соединение после завершения нагрева до температуры пайки

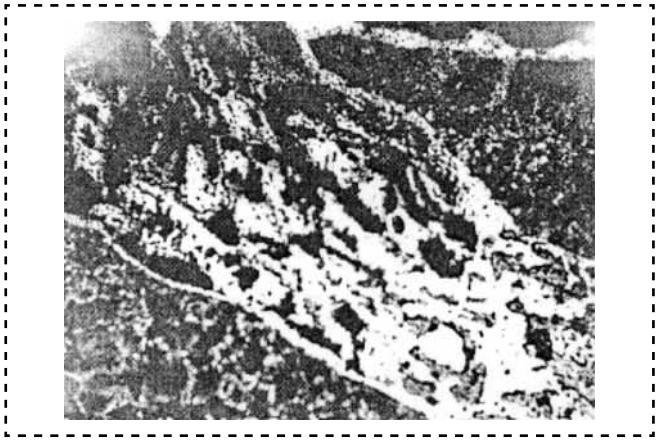


Рис. 2. Структура окисленного галтельного участка паяного шва, ×100

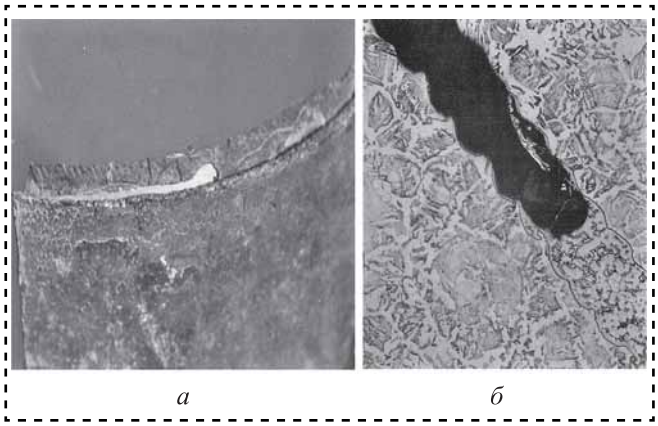


Рис. 3. Несплошности, образующиеся в паяном шве при увеличенном зазоре между соединяемыми поверхностями:
а — раковина в наружной части паяного шва; *б* — структура участка шва с несплошностью, ×100

(рис. 3) под действием электромагнитных сил, вытесняющих жидкий припой из зазора. Изменение положения разделок с внутренней стороны труб в процессе нагрева и охлаждения разрушает прослойки кристаллизующегося припоя с образованием горячей трещины (рис. 4).

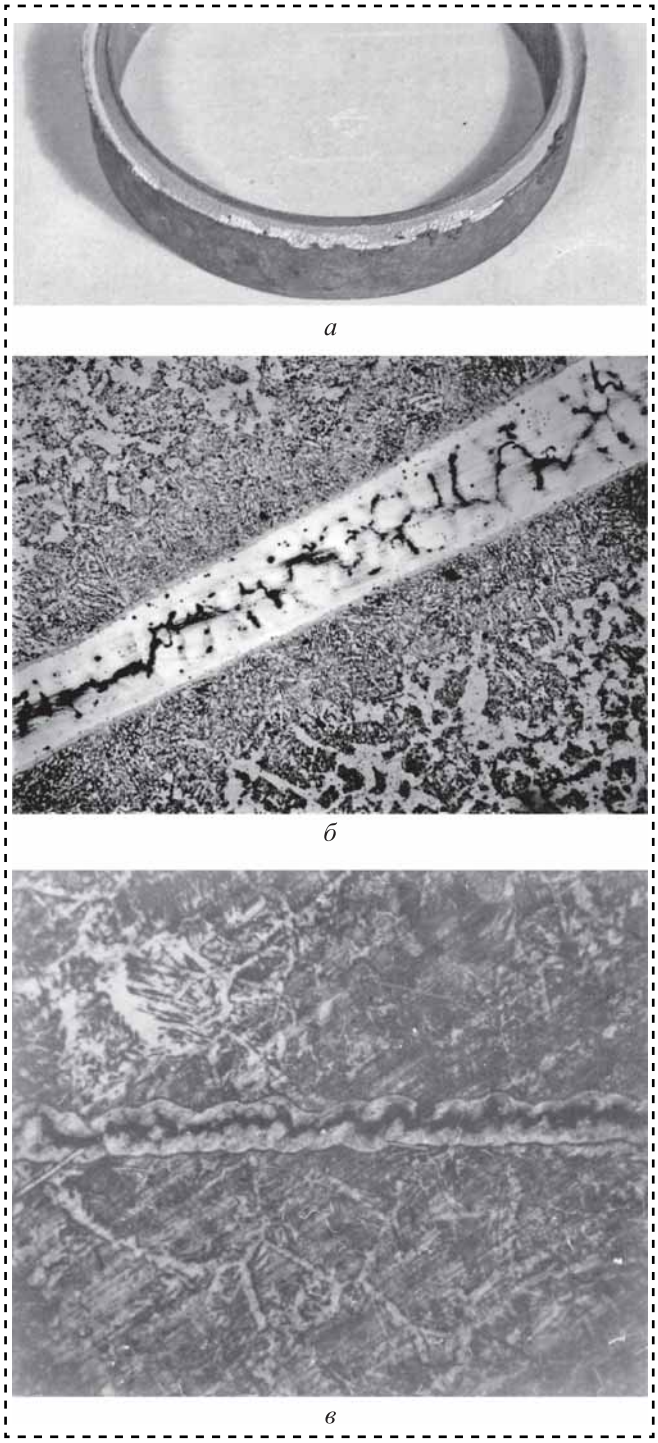


Рис. 4. Горячие трещины в паяном шве при пайке соединений с V-образной разделкой:
а — кольцевая трещина; *б*, *в* — структура трещины, ×100

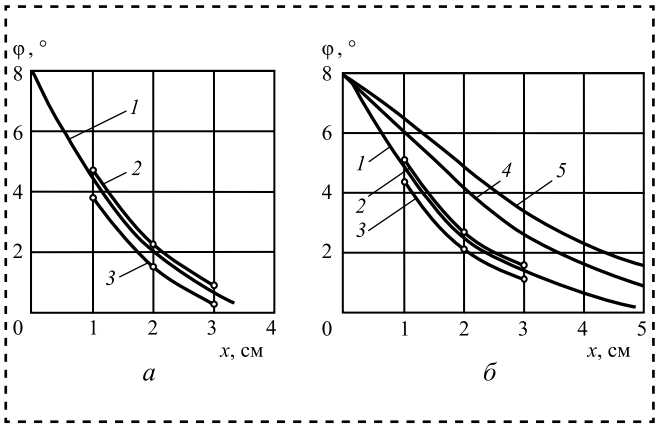


Рис. 5. Зависимость УТД от ширины нагреваемой зоны для труб:
а — диаметр 168 мм, толщина стенки 10 (*1*, *2*) и 15 мм (*3*); *б* — диаметр 219 мм, толщина стенки 10 (*1*, *2*) и 15 мм (*3*); диаметры 325 (*4*) и 426 мм (*5*), толщина стенки 10 мм. Кривые *2* и *3* получены экспериментальным путем

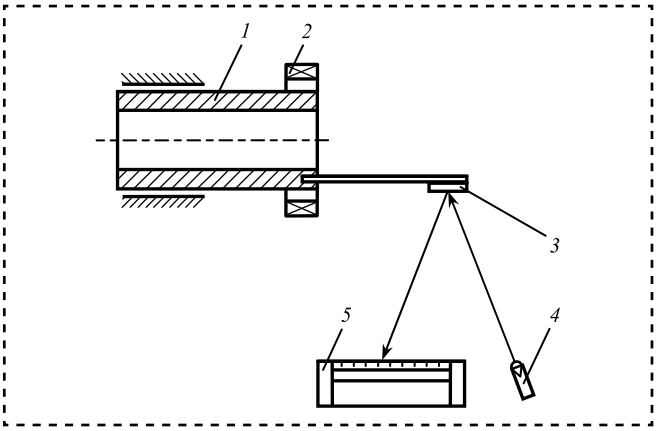


Рис. 6. Схема записи кривых изменения УТД при термическом цикле:
1 — труба; *2* — индуктор; *3* — отражатель; *4* — источник излучения; *5* — регистрирующий прибор

Величина УТД зависит от ширины нагреваемой индуктором зоны трубы, в конце нагрева которой появляется участок с температурой пайки 1200 °С. Для каждого диаметра труб можно определить такую ширину нагреваемой зоны, при которой значения УТД к моменту достижения температуры пайки будут близки к нулю.

Расчет УТД проводят, используя теорию полубесконечной балки на упругом основании, нагруженной распределенной нагрузкой, эпюра которой соответствует распределению температуры на конце трубы [6]. Расчеты показывают, что с расширением нагреваемой зоны УТД резко уменьшаются (рис. 5) и зависят от диаметра трубы, толщины ее стенки и скорости нагрева.

Экспериментально определяют УТД в течение термического цикла пайки, используя способ отраженного луча. На торец трубы с установленным над ним одновитковым индуктором жестко закрепляют керамический стержень с зеркалом (рис. 6). На расстоянии от зеркала устанавливают источник направленного светового излучения. Луч света, отражаясь от зеркала, попадает на ленту регистрирующего прибора. При перемещении ленты световое пятно в процессе нагрева и охлаждения описывает кривую, отражающую характер изменения УТД на торце трубы за время термического цикла. На рис. 7 представлены кривые перемещения светового пятна при нагреве и охлаждении торцевого участка труб при использовании для нагрева одновитковых индукторов прямоугольного сечения шириной 25 и 40 мм.

Расширить зону нагрева можно не только увеличением ширины индуктора, но и его смещением от торца нагреваемой трубы (рис. 8). Этот прием используют при конструировании двойного индуктора (с двумя параллельными витками).

Значение УТД для любого момента времени определяют по формуле:

$$\varphi = \operatorname{arctg} h/(L + l),$$

где h — смещение светового пятна, см;

L — расстояние от зеркала до ленты, см;

l — длина стержня, прикрепленного к торцу трубы, см.

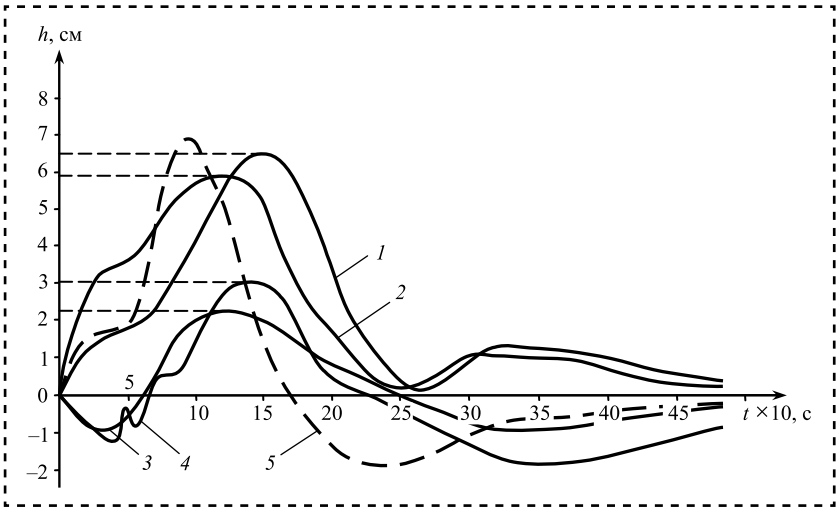


Рис. 7. Характер изменения УТД при нагреве концов труб диаметром 168 мм с толщиной стенки 10 (*1*, *4*), 15 мм (*2*, *3*) при ширине нагреваемой зоны 2 (*1*, *2*) и 4 см (*3*, *4*). Кривая *5* — изменения УТД косостыковой разделки с углом при вершине 30°

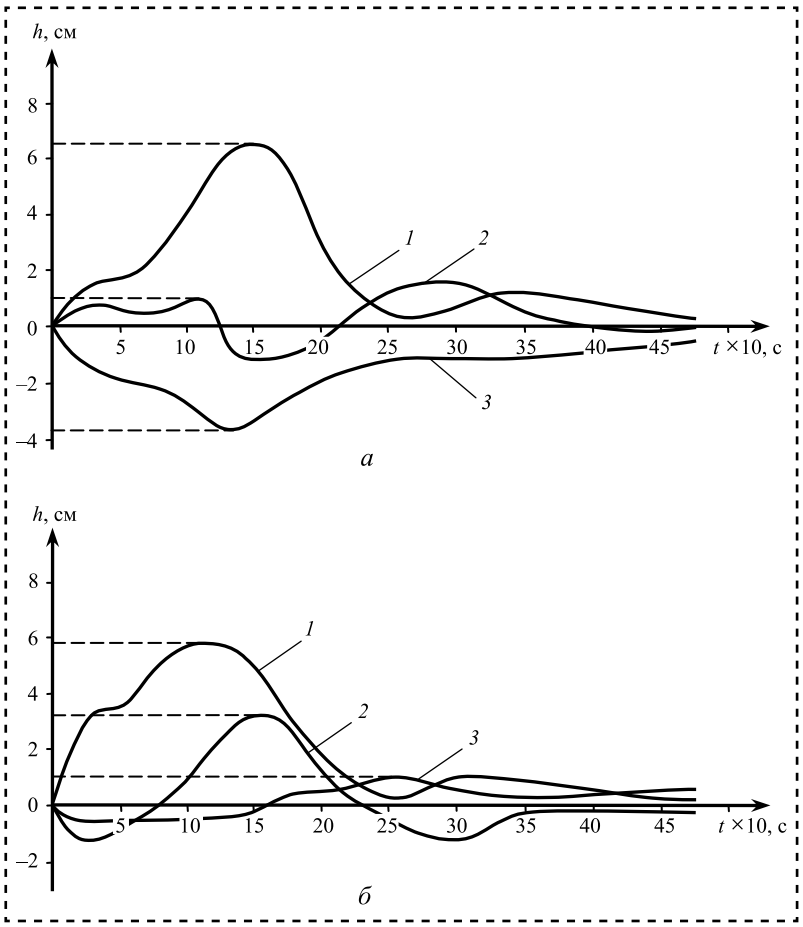


Рис. 8. Характер изменения УТД на торцах труб при расположении одновиткового индуктора шириной 2 см от края трубы на расстоянии 0,5 (*1*), 1,5 (*2*), 2,5 см (*3*):

а — диаметр 168 мм, толщина стенки 10 мм; *б* — диаметр 168 мм, толщина стенки 15 мм

Во время эксперимента по регистрации УТД использовали значения: $L = 135$ см, $l = 40$ см.

Форма кривых хорошо отражает различные периоды термического цикла. Начальный участок подъема кривых соответствует нагреву, вершина — выдержке при температуре пайки, участок спада кривых — естественному охлаждению. На кривых есть участки, соответствующие периодам фазовых превращений при нагреве и охлаждении.

При индукционном нагреве торцевых участков труб в соответствии с режимом пайки отсутствуют остаточные деформации в теле труб. Кривые УТД в процессе охлаждения возвращаются к оси абсцисс (к исходному положению до нагрева). При увеличении расстояния между разделками в процессе кристаллизации возникающие в паяном зазоре напряжения разрушают шов с образованием горячих трещин. Ликвидация УТД происходит при температурах 600...700 °С, что объясняется расширением нагретой зоны к этому моменту.

Представляют интерес численные значения максимальных УТД, образующихся при температуре пайки в условиях нагрева стыка труб одновитковым индуктором с шириной витка 50 мм. Максимальная УТД при температуре пайки 1200 °С составляет для труб типоразмером 168×10 мм — 2°20′, а для труб 219×10 мм — 3°10′ При этом расхождение стыкованных разделок составляет для труб типоразмером 168×10 мм — 4°40′, а для труб 219×10 мм — 6°20′. Получить качественное паяное соединение труб при таких деформациях практически невозможно. Проведенные работы позволили определить, что при пайке стыков труб типоразмером 168×10 мм ширина нагреваемой зоны каждой из соединяемых труб должна составлять 3,5 см, а для труб 219×10 мм — 4,5 см. При этом УТД $\leqslant$ 30′. Следовательно, ширина нагреваемой зоны стыка указанных труб должна составлять соответственно 7 и 9 см, а ширина индуктора превышать ширину нагреваемой зоны на 8...10 мм.

При рассмотрении расчетных и экспериментальных данных по величинам УТД можно отметить их хорошую сходимость, что позволяет использовать на практике расчетные значения деформаций (см. рис. 5).

Основное требование при разработке индуктора для пайки труб — определение его необходимой ширины, обеспечивающей нагрев такой зоны соединения, при которой в разделках не возникает опасных УТД. Это требование является основным, но не достаточным. Равномерность нагрева всех участков стыка — обязательное условие формирования качественного паяного соединения.

При пайке промышленных трубопроводов наиболее рационально косостыковое соединение, т.е. содержащее острую кромку. Соответствующие конструкции индуктора и способы его применения значительно снижают перепад температур между наружными кромками соединяемых труб и обеспечивают их равномерный нагрев.

При нагреве соединения труб с косостыковыми разделками одновитковым цилиндрическим индуктором, установленным симметрично относительно области разделок, наблюдали неравномерный рост температуры на различных участках стыка (рис. 9). Особенно значительный

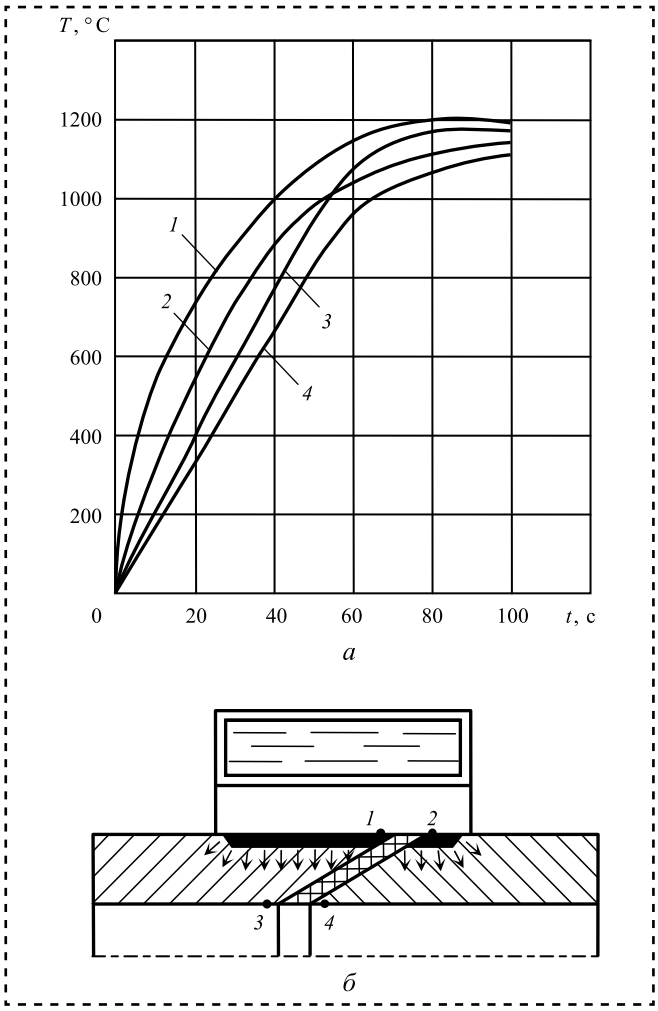


Рис. 9. Термический цикл и схема нагрева при пайке соединения труб с косостыковой разделкой кромок при использовании одновиткового индуктора

перепад температур — между наружными кромками разделок (точки *1* и *2*). Существенная неравномерность наблюдается при нагреве до точки магнитных превращений, после ее прохождения перепады температур уменьшаются. Это объясняется различной глубиной проникновения индуцируемых токов до и после точки Кюри. В начальный период нагрева индуцируемые токи сосредоточены в поверхностных слоях, а остальная (бóльшая) часть соединения нагревается за счет теплопередачи от этого слоя. В области наружной острой кромки разделки вследствие наличия прослойки припоя практически отсутствует теплопередача. Аккумуляция теплоты приводит к быстрому росту температуры (рис. 10, *а*). После достижения температуры нагрева выше точки Кюри глубина проникновения индуцируемого тока резко возрастает, что способствует выравниванию температуры в нагреваемом соединении.

Если обеспечить равномерность нагрева соединяемых разделок, особенно их наружных кромок, в начальный период, то при дальнейшем нагреве приемлемая равномерность нагрева может сохраниться. Такую задачу решают перераспределением энергии между разделками — уменьшением ее на разделке с наружной острой кромкой и увеличением на участке, прилежащем к соседней разделке.

Один из способов решения задачи снижения степени опережающего нагрева наружной острой кромки — применение двойного индуктора. Острую кромку располагают между обособленными витками, и перепад температур между наружными кромками разделок снижается до 150 °С (рис. 10, *б*), что позволяет при пайке труб небольшого диаметра (50...100 мм) при высокой скорости нагрева обеспечить получение качественного соединения.

Уменьшение перепада температур между наружными кромками разделок в начальный период нагрева происходит и при смещении одновиткового индуктора с области расположения острой кромки на соседнюю трубу. Если при достижении температуры 720...750 °С одновитковый индуктор, не прекращая нагрева, установить над областью разделки, то равномерность нагрева наружных кромок сохранится вплоть до достижения температуры пайки (рис. 10, *в*). Такая же равномерность нагрева обеспечивается и при смещении двойного индуктора на область соединения при достижении температуры 500...550 °С (рис. 10, *г*). Перемещение индуктора при таких температурах приводит к возникновению перепада температур между наружными кромками разделок труб обратного порядка.

Выбор одновиткового или двойного индуктора зависит от величины паяльного зазора. При небольших капиллярных зазорах (до 0,2 мм) применяют одновитковый индуктор, так как электромагнитные силы в этом случае не оказывают существенного влияния на состояние расплава припоя в паяльном зазоре. Такие условия сборки можно обеспечить при пайке труб небольшого диаметра (50...100 мм). При паяльных зазорах свыше 0,2 мм рекомендуют применять двойной индуктор, так как непосредственное воздействие электромагнитного поля одновиткового индуктора на расплав припоя может привести к его вытеснению из стыка с образованием крупных несплошностей в шве. Такие зазоры появляются при использовании закладных колец порошкового припоя, а также при пайке труб большого диаметра (114, 168, 219 мм).

Общая ширина двойного индуктора (с учетом межвиткового расстояния), определенная только из условий деформационного процесса, может оказаться недостаточной для предупреждения

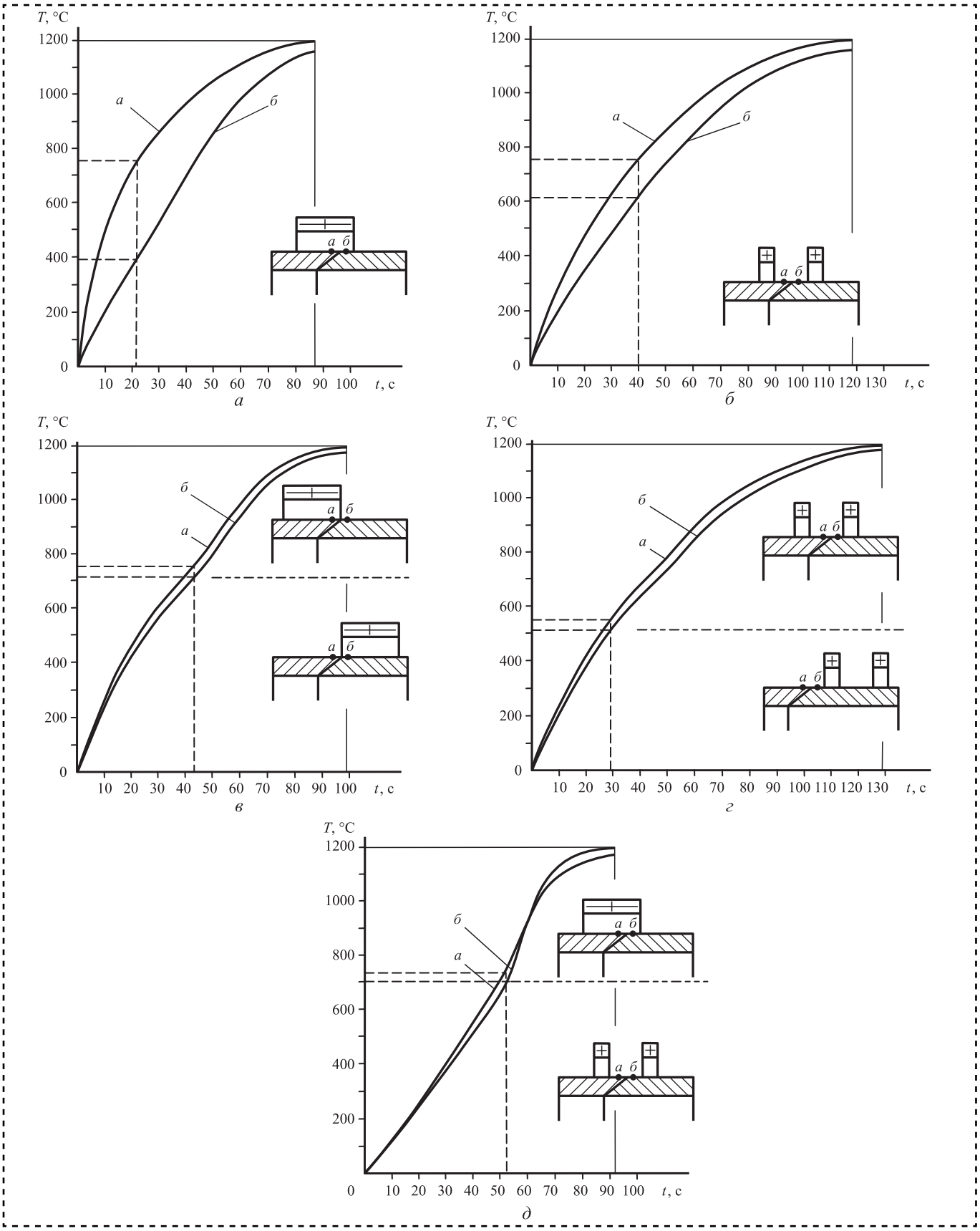


Рис. 10. Изменение температуры на наружных кромках разделок паяемых труб при нагреве различными индукторами: *а* — одновитковым; *б* — двойным; *в* — передвижным одновитковым; *г* — передвижным двойным; *д* — комбинацией индукторов

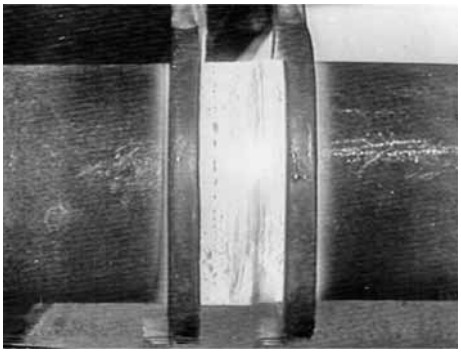


Рис. 11. Нагрев соединения при пайке труб диаметром 114 мм с толщиной стенки 10 мм двойным индуктором

появления несплошностей (раковин) в шве, особенно при пайке труб небольшого диаметра (57 мм). Поэтому ее необходимо корректировать (увеличивать) до величины, при которой гарантировано качество паяного шва.

Использование двойного индуктора обеспечивает удобство нанесения защитного покрытия на стык и визуальное наблюдение за ним в процессе пайки (рис. 11).

При необходимости возможно комбинированное использование индукторов — одновиткового и двойного — последовательным их подключением в процессе нагрева (рис. 10, *д*).

При индукционной пайке труб больших диаметров (219 мм и выше) жесткость двойного индуктора может оказаться недостаточной. Для пайки обсадных труб сечением 219×12 мм с совмещаемыми V-образными разделками разработан жесткий цилиндрический одновитковый индуктор с вогнутой внутренней поверхностью (рис. 12, *а*). Удаление внутренней стенки индуктора от острой кромки разделки трубы снижает величину опережающего нагрева острой кромки, а ширина индуктора обеспечивает создание зоны равномерного нагрева такой протяженности, при которой исключается возникновение в разделках недопустимых угловых деформаций. Применение такого индуктора позволило получать качественные паяные соединения (рис. 12, *б*): припоем марки П-87 спаяны 8 обсадных колонн максимальной протяженностью 2005 м, массой 110 т. Все паяные колонны сданы в эксплуатацию в глубоких скважинах [7]. Полученный результат подтверждает эффективность методики разработки индукторов. Следовательно, обязательным требованием к разрабатываемому индуктору для пайки труб является обеспечение равномерности нагрева разделок и их наружных кромок, что достигается за счет соответствующей конструкции индуктора и изменения его положения относительно соединения в процессе нагрева.

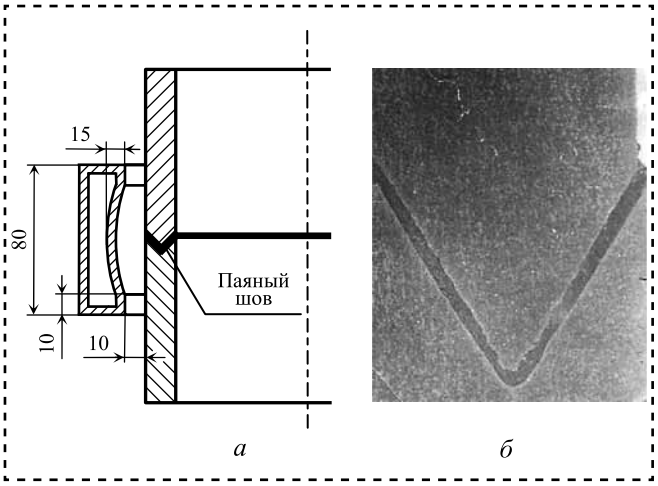


Рис. 12. Цилиндрический индуктор с вогнутой внутренней поверхностью (*а*) и бездефектный паяный шов, полученный при соединении труб обсадных колонн (*б*)

Перемещение индуктора в процессе нагрева приводит к некоторому смещению нагреваемой зоны относительно места соединения, что необходимо учитывать при определении его ширины и размещении на изделии.

Приступать к расчетам индуктора по существующим рекомендациям [2—4] необходимо только после определения ширины нагреваемой зоны труб. После разработки индуктора проводят его экспериментальную проверку при пайке натурных соединений с их последующим контролем неразрушающими и разрушающими (механические испытания) методами.

Пайку фланцевых соединений также проводят с использованием возможности перемещения индуктора (или изделия относительно индуктора). Перед нагревом индуктор (одновитковый или двойной) устанавливают на муфту, на торец которой наносят слой припоя. После нагрева муфты до видимого свечения индуктор частично смещают на трубу и нагрев продолжают до температуры пайки (рис. 13). Полученные паяные соединения отличаются высоким качеством и надежностью.

При высокотемпературной пайке деталей, изготовляемых из разнородных металлов, возникает необходимость искусственного создания определенного перепада температур между соединяемыми деталями. Вследствие различия в коэффициентах линейного расширения металлов паяльный зазор при нагреве до температуры пайки увеличивается и может превысить допустимые значения. Это явление происходит,

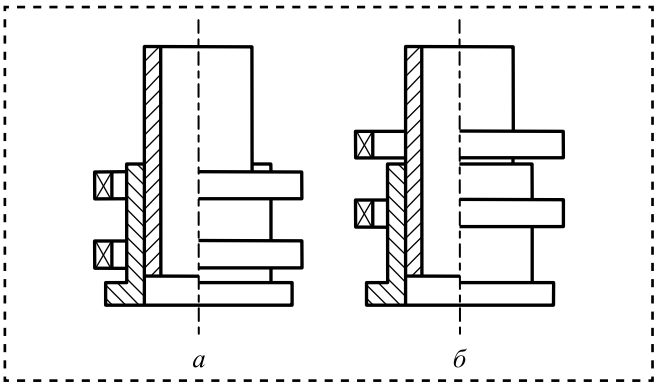


Рис. 13. Расположение двойного индуктора при пайке фланцевых соединений, нагрев до температуры:
а — 650...700 °С; *б* — свыше 650...700 °С до температуры пайки

например, при соединении стальной трубы с медной или латунной муфтой. С увеличением диаметра паяемых деталей расширение паяльного зазора возрастает. Для поддержания необходимого зазора или снижения степени его изменения необходимо создавать определенный перепад температур, при котором обеспечивается равномерное расширение соединяемых деталей. Приведенную методику можно использовать при разработке индукторов и технологии пайки сложных конструкций трубчатых соединений.

Кроме теплового и деформационного процессов на качество паяных соединений, производительность и свойства паяемого металла оказывают влияние окружающая среда и режим охлаждения паяного соединения. Только комплексное применение правильно выбранного индуктора и технологических приемов и средств обеспечивает надежность и стабильное качество паяных соединений.

Для защиты паяемых стыков труб при высокотемпературной индукционной пайке применяют защитные и защитно-технологические покрытия [8], в состав которых входит борный ангидрит, являющийся основным элементом высокотемпературных паяльных флюсов, а также защитные боросиликатные покрытия — эмали. Для эмалирования газопроводных труб широко применяют безгрунтовую эмаль МК-5 [9]. Эта эмаль, кроме основных компонентов, составляющих основу защитных покрытий, содержит ряд оксидов щелочных металлов, улучшающих технологические свойства покрытия (смачивание, взаимодействие с оксидной пленкой). Входящий в состав эмали оксид щелочного металла имеет одинаковый с оксидом (II) и двойным оксидом (II, III) железа тип кристаллической решетки, взаимодействует с ними с растворением ржавчины в процессе смачивания, что позволяет применять покрытие даже на поверхности с наличием ржавчины, что важно в полевых условиях.

Основные компоненты, образующие стеклообразный защитный слой в боросиликатных покрытиях, — диоксид кремния и борный ангидрит. Эти составы обеспечивают большую стабильность покрытий при высокотемпературном нагреве. Невелика и их коррозионная активность. Покрытия имеют широкий температурный интервал размягчения.

Близкой по составу к защитно-технологическим покрытиям является стекловолокнистая лента, материал которой после расплавления образует плотное вязкое покрытие, надежно защищающее металл от окисления при высокотемпературной пайке на воздухе.

При охлаждении покрытия самоудаляются с поверхности, обеспечивая возможность визуального контроля состояния соединения. Паяные с применением защитного покрытия соединения труб имеют качественную галтель шва. Припой хорошо растекается по поверхности (рис. 14).

Понижение активной концентрации кислорода окружающей атмосферы в зоне нагрева при пайке труб, особенно в труднодоступной

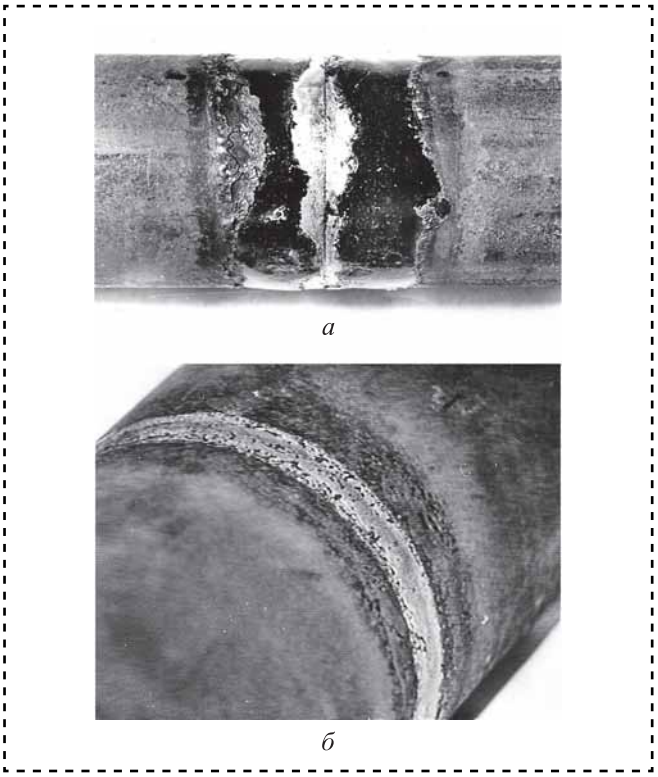


Рис. 14. Соединение труб паяных с применением защитных покрытий:
а — эмали марки МК-5; *б* — стекловолокнистой ленты

внутренней полости, достигают нанесением на нагреваемую поверхность органического вещества со сравнительно малым содержанием кислорода [10]. При разложении такого вещества в условиях температурного режима пайки выделяются углекислый газ, оксид углерода, водяной пар и водород. Характер воздействия на металл такой атмосферы зависит от соотношения между значениями равновесного парциального давления кислорода в газовой среде и упругости диссоциации низшего оксида железа — вюстита при данной температуре. Во ВНИИТВЧ им. В.П. Вологдина (Санкт-Петербург) для защиты металла изделия при сварке выбраны клетчатка $(C_6H_{10}O_5)n$ и нитроцеллюлоза $(C_6H_7O_2(ONO_2)_3)n$. Оба соединения нестойки и разлагаются даже при сравнительно невысоких температурах. Нитроцеллюлозу предварительно растворяют в метиловом спирте или в амилацетате, и полученный густой раствор наносят на внутреннюю поверхность труб в зоне нагрева или на поверхность разделок. Атмосфера, образованная из продуктов разложения клетчатки и нитроцеллюлозы, обладает эффективными защитными свойствами, предохраняющими сварной шов от окисления. Учитывая сопоставимость температуры сварки и высокотемпературной пайки, можно считать, что материалы, предложенные для защиты металлов при сварке, применимы и при пайке.

Особенность термического цикла индукционной пайки труб — низкая скорость естественного охлаждения паяных соединений. С целью повышения производительности процесса пайки с сохранением физических свойств металла труб и качества паяных соединений разработана методика принудительного охлаждения паяных соединений труб [11], имеющих зону термического влияния с участками полной и частичной перекристаллизации. На участке полной перекристаллизации температура металла изменяется от температуры пайки (1200 °С) до температуры конца фазовых превращений. Здесь наиболее существенно изменяются структура и свойства металла труб. Скорость охлаждения в критическом интервале температур (600...500 °С) является важным параметром термического цикла.

На участке частичной перекристаллизации металл труб нагревается выше температуры начала фазовых превращений. Структурные изменения по сравнению с участком полной перекристаллизации в меньшей степени отрицательно влияют на свойства металла.

На распределение температуры по образующей трубы также влияет продолжительность нагрева до температуры пайки (рис. 15). Учитывая незначительную ширину участка частичной перекристаллизации, точку, имеющую при пайке максимальную

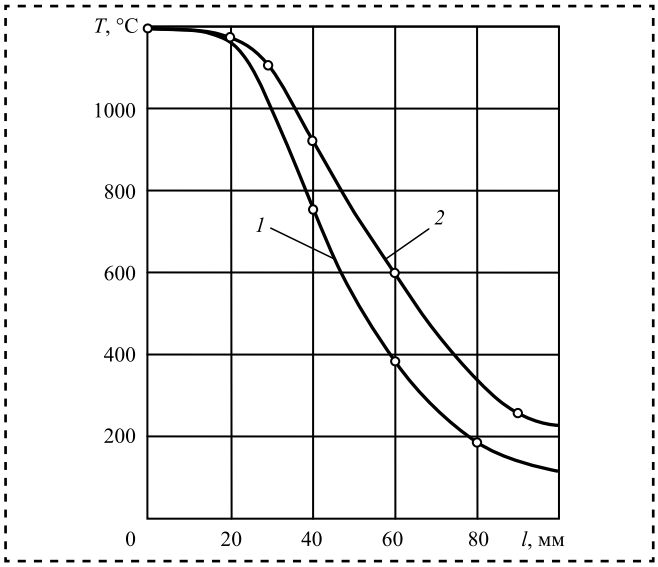


Рис. 15. Зависимость между температурой по образующей трубы и расстоянием от места соединения при нагреве до 200 °С в течение 1 (*1*) и 2 мин (*2*)

температуру 900 °С, можно принять за контрольную. По скорости охлаждения в этой точке судят о приемлемости режима охлаждения паяного стыка.

Скорость охлаждения паяного соединения повышают подачей охлаждающего агента непосредственно на нагретый до температуры пайки участок и на прилегающие к соединению участки, находящиеся на определенном удалении, увеличивая температурный градиент на прилежащих к контрольным точкам участках труб.

Для процесса охлаждения водяной струей, распыляемой сжатым воздухом, изготовлен водовоздушный спрейер, состоящий из двух подвижных витков, располагающихся по обе стороны от паяного соединения (рис. 16). Каждый виток спрейера имеет водяную и воздушную полости, соединенные системой каналов, выходящих на внутреннюю поверхность кольцевого спрейера. При этом канал подачи воды соединяется с атмосферой через канал, выходящий из воздушной полости и служащий соплом для подачи охлаждающего агента на поверхность трубы.

Расстояние между витком спрейера и поверхностью трубы 50...60 мм, что позволяет эффективно распылять воду и повысить эффективность процесса охлаждения. Образующиеся мелкодисперстные водяные частицы при соприкосновении с поверхностью трубы полностью превращаются в пар, обеспечивая при высокой температуре большую теплоотдачу.

Для подачи сжатого воздуха использовали малогабаритный компрессор, обеспечивающий избыточное давление воздуха до 600 кПа и расход до 0,5 $м^3$/мин.

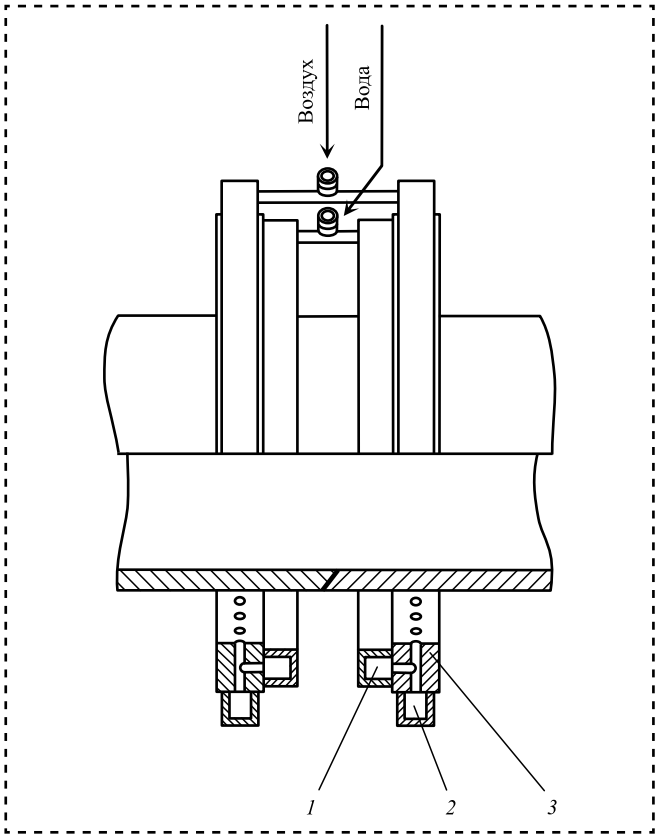


Рис. 16. Схема процесса охлаждения трубопровода с помощью водовоздушного спрейера:
1 — водяная полость; *2* — воздушная полость; *3* — кольцевое основание с системой каналов

С приближением витков спрейера к контрольным точкам скорость охлаждения ω в критическом интервале температур 600...500 °С возрастает (рис. 17). Для пайки соединений трубопроводов скорость ω в контрольной точке 10 °С/с можно принять за предельную, так как при дальнейшем приближении витков она резко возрастает и поддерживать режим охлаждения становится затруднительно. При расходе воды 1,5 л/мин витки спрейера должны находиться на расстоянии 30 мм от контрольных точек, а при 2,5 л/мин — 60 мм. В первом случае охлаждающий агент подают на участок трубы, нагретый до 300...400 °С, а во втором — до 100...200 °С. Расстояние определяют, исходя из характера температурных деформаций в соединении, для предупреждения в нем при охлаждении остаточных напряжений и деформаций.

При охлаждении труб диаметром 168 мм с толщиной стенки 15 и 10 мм зависимости ω аналогичны. Следовательно, регулировать скорости принудительного охлаждения паяных соединений трубопроводов можно изменением расстояния между контрольными точками с максимальной температурой 900 °С и витками спрейера, а также расходом охлаждающего агента.

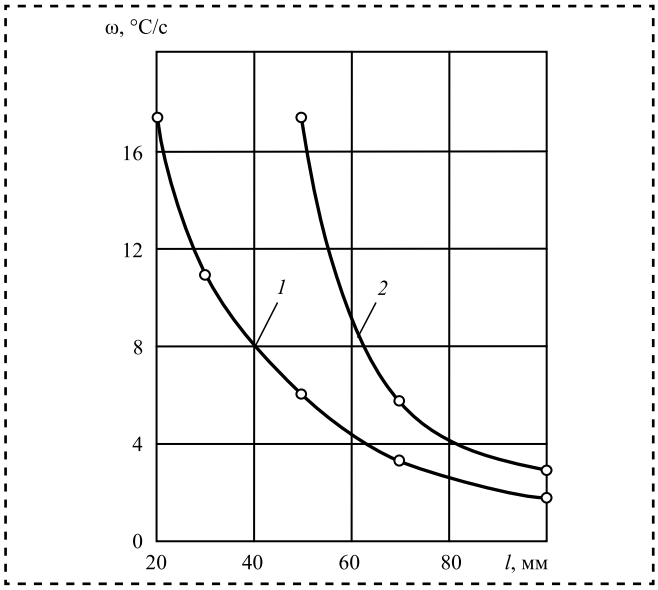


Рис. 17. Зависимость между скоростью охлаждения ω в контрольной точке соединения и удалением *l* от нее витка спрейера при давлении 300 кПа и расходе воды 1,5 (*1*) и 2,5 л/мин (*2*)

Ввиду значительной протяженности зоны равномерного нагрева с температурой пайки 1200 °С, ширина которой определяется шириной витка индуктора, различные ее точки охлаждаются неравномерно. В точке, расположенной в центре зоны, наиболее удаленной от охлаждаемых спрейером участков, ω всегда минимальная. Так как прочностные свойства металла труб зависят от температуры, то при охлаждении соединения именно в этой точке и происходит окончательное восстановление их механических свойств. При достижении в этой точке температуры 500 °С свойства указанного участка близки к свойствам исходного металла. Следовательно, по температуре соединения в этой точке можно определить момент прекращения процесса охлаждения.

Анализ кривых изменения температуры в центральной точке соединения в процессе принудительного охлаждения при установке витков спрейера на различном расстоянии от контрольных точек (рис. 18) показывает, что ω в температурном интервале 600...500 °С в центральной точке ниже, чем в контрольной (см. рис. 17), следовательно, и время охлаждения металла труб до 500 °С в центральной точке больше. Если при установке витков спрейера на расстоянии 30 мм от контрольных точек и расходе воды 1,5 л/мин длительность охлаждения в ней до 500 °С составляет 60 с, то длительность охлаждения до этой же температуры в центральной точке соединения — 100 с, что определяет длительность принудительного охлаждения соединения в указанных условиях.

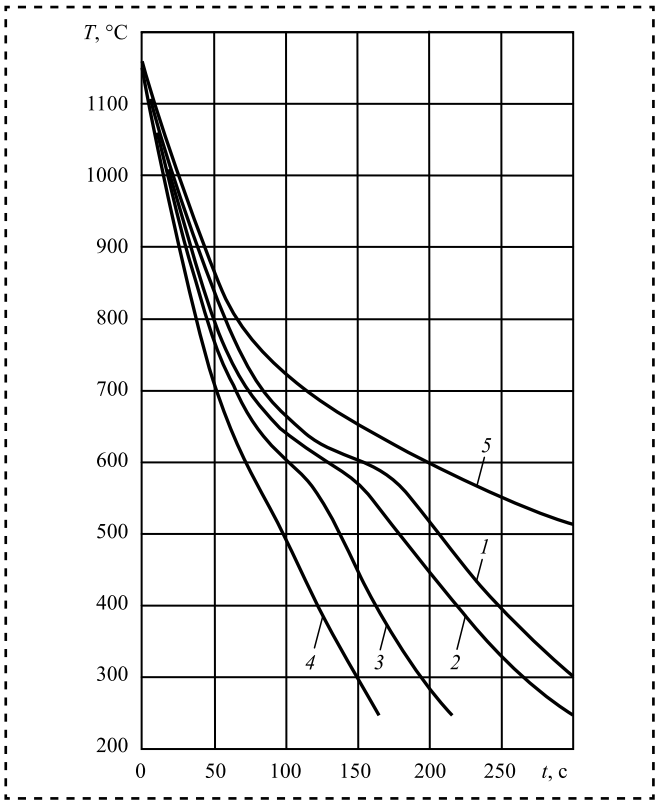


Рис. 18. Кривые скоростей охлаждения в центральной точке соединения при расстоянии между витками спрейера и контрольными точками, мм:
1 — 100; *2* — 70; *3* — 50; *4* — 30; *5* — кривая естественного охлаждения (расход воды 1, 5 л/мин)

При сохранении показателей удельного расхода охлаждающих агентов на единицу длины периметра соединения ω в указанных точках не будет зависеть от диаметра охлаждаемых труб.

При охлаждении стали марки 09Г2С в критическом интервале температур 600...500 °С при ω = 7...10 °С/с структура металла бейнитная со сравнительно невысокой твердостью и высокими пластическими свойствами [12].

При индукционной пайке труб обеспечиваются условия для применения ультразвукового (УЗ) способа контроля процесса пайки (по моменту расплавления припоя) и качества паяных соединений. Метод основан на том, что при образовании спая между деталями устанавливается акустический контакт, который регистрируется УЗ-аппаратурой. При наличии жидкого припоя в паяльном зазоре УЗ-колебания проходят через спай от излучающего к приемному преобразователю, которые установлены на соединяемых деталях [13]. Ультразвуковой метод контроля процесса образования паяного соединения разработан в институте металлургии и материаловедения им. А.Н. Байкова (Москва). Аппаратура и приборы контроля разработаны в МВТУ им. Н.Э. Баумана и применялись при пайке обсадных колонн и промысловых трубопроводов [14—16]. Разработанные технология и аппаратура УЗ-контроля паяных соединений труб контролируют формирование паяных швов в процессе получения паяных соединений [17], при котором осуществляется обнаружение недопустимых дефектов еще на стадии образования паяного соединения. Ультразвуковой метод контроля процесса пайки может быть принят за основу при разработке автоматизации индукционной пайки труб.

Библиографический список

1. **Бабенко П.Г., Иванов И.Н.** Высокочастотные индуктора для индукционной пайки // Сварочное производство. 2013. № 8. С. 47—49.

2. **Слухоцкий А.Е.** Индукторы. Л.: Машиностроение. 1989.

3. **Слухоцкий А.Е., Рыскин С.Е.** Индукторы для индукционного нагрева. Л.: Машиностроение. 1974. С. 235.

4. **Вологдин В.В., Кущ Э.В., Асамов В.В.** Индукционная пайка. Л.: Машиностроение. 1989. 76 с.

5. **Краткий** справочник паяльщика / под ред. И.Е. Петрунина. М.: Машиностроение. 1991.

6. **Хоменко В.И., Карабанов В.В., Бохоров И.О.** Исследование угловых температурных деформаций концов труб при индукционной пайке стыков трубопроводов // Сварочное производство. 1988. № 12. С. 28—31.

7. **Карабанов В.В.** Технология индукционной пайки обсадных колонн над устьем глубоких скважин // Технология металлов. 1999. № 6. С. 19—23.

8. **Солнцев С.С., Туманов А.Т.** Защитные покрытия металлов при нагреве. М.: Машиностроение. 1976. 286 с.

9. **Карабанов В.В., Азовкина М.Г., Бохоров И.О., Хоменко В.И.** Разработка защитного покрытия при индукционной пайке стыков трубопроводов на воздухе // Сварочное производство. 1990. № 1. С. 8—9.

10. **Дьячков В.И.** Метод защиты швов от окисления при сварке труб токами высокой частоты // Сварочное производство. 1964. № 4 С. 30—31.

11. **Карабанов В.В., Бохоров И.О.** Исследование режимов принудительного охлаждения паяных стыков трубопроводов // Сварочное производство. 1988. № 3. С. 4—5.

12. **Довженко В.А.** Кинетика превращения аустенита в стали 09Г2С под воздействием термического цикла сварки // Автоматическая сварка. 1984. № 4. С. 20—23.

13. **Ультразвуковой** метод контроля момента расплавления припоев в процессе пайки / И.Д. Круглов и др. // Дефектоскопия. 1975. № 6. С. 29—32.

14. **Ремизов А.Л.** Разработка методов и средств ультразвуковой дефектоскопии паяных строительных металлоконструкций толщиной 4...20 мм: дис. ... канд. техн. наук. М., 1984.

15. **Медведев В.А., Ремизов А.Л.** Ультразвуковой контроль паяных соединений в процессе пайки // Снижение металлоемкости и трудоемкости сварочных работ в строительстве: тез. докл. Всесоюзной конференции. Макеевка, 1983.

16. **Медведев В.А.** Разработка способа и средств ультразвукового контроля паяных косостыковых соединений трубопроводов: дис. ... канд. техн. наук. М., 1989.

17. **Медведев В.А.** Ультразвуковой контроль паяных соединений в процессе изготовления // Дефектоскопия. 1987. № 8. С. 84—86.

УДК 620.162

В.В. Есаулов, *канд. техн. наук,* **А.Ю. Шашков, А.В. Колосков, Т.Е. Рожко**
(Филиал ФГУП "Центр эксплуатации объектов наземной космической инфраструктуры" "НИИ прикладной механики им. академика В.И. Кузнецова")
E-mail: 073@niipm.ru

Дериватографические исследования компаунда "Герсил-312" и методика определения необходимой концентрации его катализатора

Приведены результаты дериватографических исследований компаунда "Герсил-312" и методика определения необходимой концентрации катализатора компаунда "Герсил-312".

Results of research derivatographical of the compound "Gercel-312" and the method of determining the required concentration of the catalyst compound "Gercel-312" are presented in article.

Ключевые слова: компаунд "Герсил-312", оптоволокно, полимеризация, катализатор.

Keywords: compound "Gercel-312", optical fiber, polymerization, catalyst.

В компаунде "Герсил-312" изготовления после 2013 г. основной компонент имеет пониженную активность [1]. Оптимальный диапазон концентрации катализатора обеспечивает необходимую вязкость компаунда в течение рабочей смены. Поскольку он меняется от партии к партии, требуется разработка специальной методики его определения.

Цель исследований — уточнение особенностей процесса полимеризации образцов компаунда "Герсил-312 марки С" с помощью дериватографических исследований и разработка методики определения необходимой концентрации катализатора компаунда "Герсил-312" при намотке катушек чувствительного элемента волоконно-оптического гироскопа (ЧЭ ВОГ).

Объект исследований — компаунд силиконовый теплопроводный электроизоляционный "Герсил-312" ТУ2257-007-40233984—2001 [2] с повышенным уровнем теплопроводящих и электроизоляционных свойств разработан в лаборатории ООО НТЛ "Полисил-М" в 2001 г. [3].

Дериватографические исследования

Полимеризация "Герсил-312" зависит не только от изменения параметров концентрации катализатора в компаунде, но и в некоторой степени от изменения влажности, моделируемой климатической камерой [1]. В отличие от клея-герметика "Герсил-180", в котором процесс полимеризации происходит путем взаимодействия с влагой воздуха, компаунд "Герсил-312" является двухкомпонентным, и процесс полимеризации в нем начинается только после введения второго компонента — катализатора.

Основная зависимость степени полимеризации от концентрации катализатора прослеживается довольно явно, однако в ряде случаев при высоких значениях влажности происходит существенное замедление полимеризации компаунда "Герсил-312" (см. рис. 1 и 2 в работе [1]).

Для уточнения особенностей процесса полимеризации компаунда "Герсил-312" и установления корреляций между прочностными характеристиками материалов и их термостабильностью после выполненных циклов термовлагоиспытаний проведены дериватографические исследования. Выбраны образцы компаунда "Герсил-312" с минимальной (0,4 %) и максимальной (1,0 %) концентрацией катализатора.

Исследования проводили с использованием дериватографа Q1500 с регистрацией на ПК, что позволило получить для каждого образца кривые потери массы (термогравиметрия, ТГ) и относительный сигнал возможных термоэффектов (дифференциально-термический анализ, ДТА) при одинаковых условиях:

- исходная масса образца герметика — 100 мг;

- интервал повышения температуры — 50...400 °С;
- скорость равномерного роста температуры — 10 °С/мин;
- образец сравнения — фракция плавленого кварца SiO_2;
- коэффициент усиления сигнала ДТА — 15;
- интервал индикации уменьшения массы вещества — 0...20 мг;
- газовая среда — атмосферный воздух.

Навеску анализируемого герметика массой (100,0 ± 0,5) мг в фарфоровой чашке перетирали с 250 мг фракции плавленого кварца и переносили всю смесь в платиновый дериватографический тигель. Аналогичный тигель наполняли образцом сравнения — чистой фракцией плавленого кварца. Тигли устанавливали в печь прибора на основания анализирующих термопар и далее проводили эксперимент в выбранных интервалах параметров и чувствительностей (рисунок).

Исследованные образцы герметика принадлежали разным партиям поставки, сформированы в среде разной влажности, при составлении герметиков использованы разные исходные концентрации отвердителя. Они имеют разную консистенцию, от резиноподобной до почти жидкой, тем не менее полученные кривые имеют схожий вид для всех случаев:

— при повышении температуры до 200 °С изменений массы и термоэффектов не наблюдали, что характерно для полимерных, гидрофобных материалов;

— выше 200 °С постепенно нарастают потеря массы и выделение тепла (экзоэффект, рост кривой ДТА), что можно связать с начавшимися процессами окисления материала кислородом воздуха и удаления части массы в виде продуктов окисления;

— выше 300 °С процесс окисления и распада становится лавинообразным, так что продолжать нагрев выше 400 °С не имеет смысла.

Различие полученных данных заключается в том, что скорость распада материала (крутизна кривых) при равномерном повышении температуры на воздухе при прочих равных условиях несколько иная. Это дает основание предположить, что более твердый (более "сшитый" силиконовыми мостиками) продукт лучше сопротивляется термоокислению.

Чтобы выявить указанную особенность, по экспериментальным кривым рассчитаны температуры, при которых испытуемые образцы теряли 3, 5 и 10 % исходной массы в динамических условиях эксперимента (таблица).

Из анализа таблицы следует:

— почти "жидкие" материалы (массовая доля отвердителя 0,4 %) имеют минимальные характеристические температуры по сравнению с резиноподобными (массовая доля отвердителя 1,0 %);

— влажность окружающей атмосферы, при которой формируется герметик, несколько понижает (особенно при 90 % влажности) твердость или "сшитость" продукта;

— партии герметика 2014 г. показывают, при прочих равных условиях, меньшую степень "сшитости" по сравнению с партией герметика 2013 г.;

— для выявления закономерности в условиях эксперимента наиболее характерна температура потери 5 % массы материала.

Принимая во внимание то, что силоксановая основа в целом гидрофобна и поставляется в не специально защищенной упаковке, влияние общей влажности на прочностные характеристики герметика "Герсил-312" можно объяснить, например, влиянием влаги воздуха на компоненты отвердителя, так как они подвержены гидролизу. В процессе формирования трехмерной структуры герметика при затвердевании часть отвердителя из-за конкурирующего гидролиза становится неактивной и не участвует в связывании структуры силоксана. Поскольку эти реакции идут в массе материала, а атмосферная влага находится на поверхности, то отрицательное влияние атмосферной влажности следует ожидать при ее высоких значениях (60...90 %) и повышении температуры внешней среды. Этот факт требует дальнейших исследований.

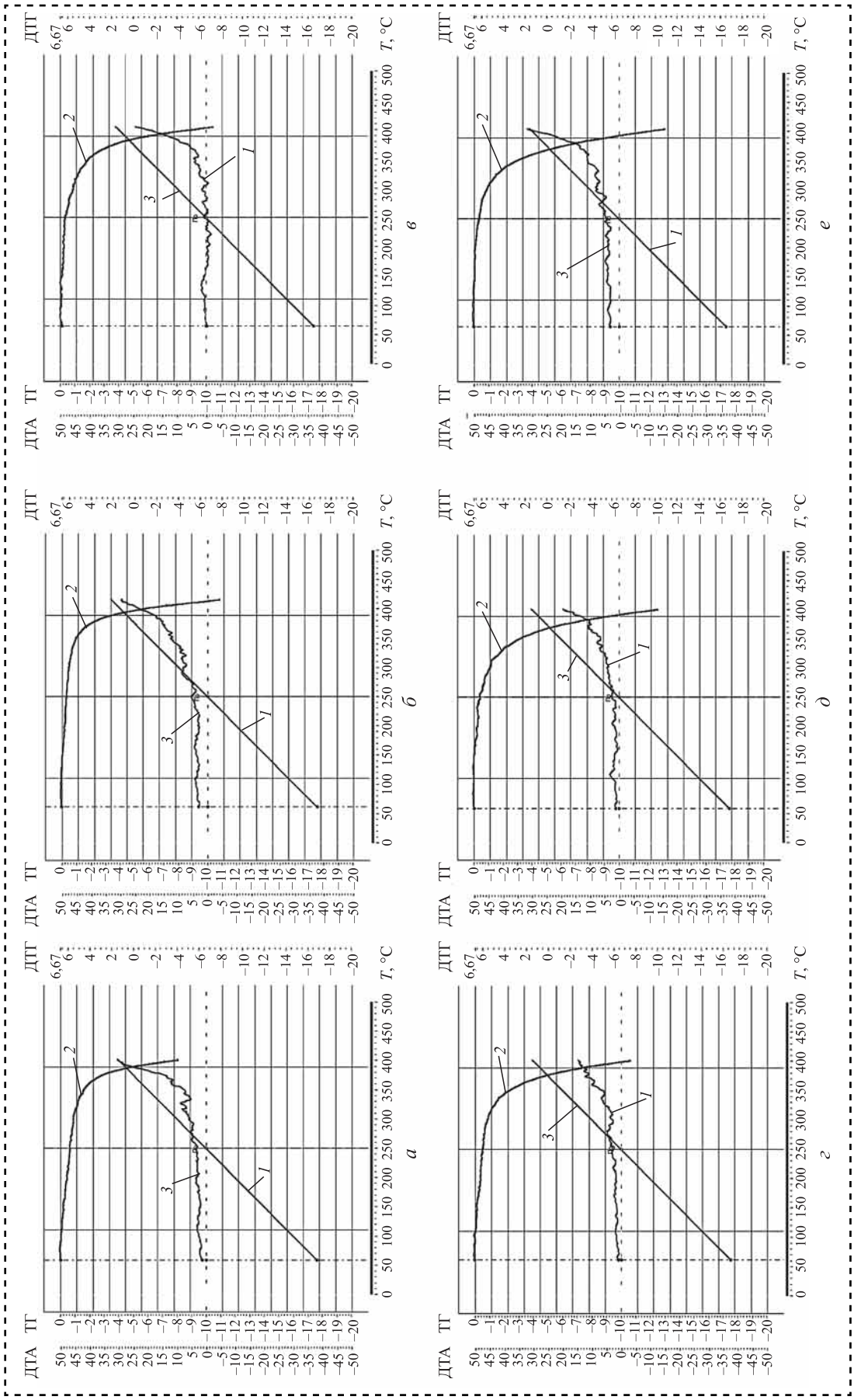
Выборочные дериватографические исследования модельных образцов затвердевшего герметика "Герсил-312" подтверждают выявленные закономерности:

— высокая влажность окружающей атмосферы в некоторой степени понижает прочностные свойства получаемого материала;

— образцы, приготовленные из партий герметика поставки 2014 г., обнаруживают меньшую степень "сшитости" по сравнению с партией 2013 г., что определяется пониженной активностью силоксановой основы, а не качеством отвердителя [1].

Результаты исследования различных партий герметика

Образцы герметика "Герсил-312 марки С" ТУ 2257-007-40233984—2001	Влажность, %	Массовая доля отвердителя, %	Температура, °С, потери начальной массы образца, %		
			3	5	10
Партия 2013	30	1,0	385	400	415
	90	1,0	375	390	410
	50	0,4	370	385	400
Партия май 2014	30	0,4	355	365	395
	50	1,0	360	380	400
	90	0,4	350	360	390



Кривые ТГ и ДТА для партии компаунда "Терсил-312" выпуска 2013 г. (*а*, *б*, *в*) и выпуска 2014 г. (*г*, *д*, *е*):
а — влажность 90 %, концентрация катализатора 1,0 %; *б* — влажность 30 %, концентрация катализатора 1,0 % отв.; *в* — влажность 50 %, концентрация катализатора 0,4 % отв.; *г* — влажность 50 %, концентрация катализатора 1,0 % отв.; *д* — влажность 90 %, концентрация катализатора 0,4 % отв.; *е* — влажность 30 %, концентрация катализатора 0,4 %; *1* — линейное нарастание температуры; *2* — уменьшение массы образцов — сигнал ТГ; *3* — сигнал ДТА

Методическая схема определения оптимального процентного содержания катализатора текущей партии компаунда "Герсил-312"

Для приготовления тестовых образцов компаунда с массовым отношением катализатор/паста: образец 1 — 0,03...0,05; образцы 2, 3, 4 — 0,005...0,01 следует:

- определить массу пустого стаканчика с погрешностью ±0,0005 г;
- перенести пасту (компонент 1) компаунда из тары поставки стеклянной палочкой в стаканчик и определить массу пасты (компонента 1) в стаканчике как разницу массы пустого и заполненного стаканчика с погрешностью ±0,0005 г;
- рассчитать необходимое количество катализатора:

$$M_{кат} = M_{паста}K,$$

где $M_{кат}$ — масса катализатора (компонента 2), г;

$M_{паста}$ — масса пасты (компонента 1), г;

K — массовое отношение катализатор/паста, соответствующее середине каждого из приведенных выше диапазонов;

- внести рассчитанное количество катализатора в стаканчик по каплям, контролируя массу с погрешностью ±0,0005 г;
- перемешать содержимое в стаканчике в течение 2 мин, совершив не менее 150 вращательных и вертикально-поступательных движений;
- максимально перенести продукт с помощью стеклянной палочки на дно чашки Петри в виде округлого самораспливающегося пятна;
- записать фактическое значение массового отношения катализатор/паста в таблицу результатов тестирования.

Тестирование образцов компаунда проводят методом определения консистенции с помощью кисточки № 1 (колонок, пони), используемой при нанесении компаунда во время проведения технологических операций намотки катушек прибора ЧЭ ВОГ, через фиксированные промежутки времени от момента приготовления образцов: 2, 3, 4, 5, 6, 7 и 24 ч.

Первые 7 ч чашки Петри с тестируемыми образцами находятся на рабочем столе открытые, до 24 ч — накрытые крышкой.

Цель тестирования — определение промежутка времени перехода компаунда из жидкого (Ж) в вязко-тягучее состояние (В-Т), которое не позволит эффективно проводить технологическую операцию нанесения компаунда для пропитки оптического волокна, и, возможно, в упругое состояние (У), которое не позволит перемещать компаунд кисточкой, и далее в резиноподобное состояние (Р), которое соответствует вулканизированной резине.

Партию компаунда считают прошедшей входной контроль, при наличии правильной сопроводительной документации, сохранности маркировки и тары, если образец 1 через два часа соответствует состоянию У, а через 24 ч после приготовления соответствует состоянию Т, не проявляя при этом "липкости" к коже, бумаге, полиэтилену.

Искомый интервал рабочих концентраций катализатора для достижения оптимальной жизнеспособности компаунда при намотке волокна на катушки прибора ЧЭ ВОГ определяют в результате анализа динамики отверждения образцов 2, 3, 4.

Результаты входного контроля партии компаунда силиконового теплопроводного электроизоляционного "Герсил-312" фиксируют в заключении. Рекомендуемый интервал соотношения катализатор/паста при приготовлении компаунда для намотки катушек приборов ЧЭ ВОГ — 0,001 (например: 0,005...0,006, что соответствует (0,5...0,6) % масс).

Анализ полученных результатов

Численные результаты дериватографических исследований подтвердили выявленный эффект снижения активности основного компонента компаунда "Герсил-312".

Влажность окружающей атмосферы, при которой формируется герметик, несколько понижает (особенно при 90 % влажности) твердость или "сшитость" продукта.

Результаты испытаний опытных образцов при воздействии на них внешних дестабилизирующих факторов (механических, изменения температуры, вакуума и т. д.) показали соответствие параметров ВОГ заданным в ТЗ.

Вывод

Разработанная методика позволяет определить необходимую концентрацию катализатора компаунда "Герсил-312" до начала намотки катушки ЧЭ ВОГ, что существенно снижает потери от брака за счет исключения возможности начала намотки с неправильно выбранной концентрацией катализатора.

Библиографический список

1. **Есаулов В.В., Колосков А.В., Шашков А.Ю., Рожко Т.Е.** Исследование процесса полимеризации компаунда "Герсил-312" в зависимости от концентрации катализатора и влажности окружающей среды // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2016. № 11. С. 17—19.

2. **Компаунд** силиконовый теплопроводный электроизоляционный "Герсил-312". ТУ 2257-007-40233984—2001.

3. **Есаулов В.В., Рожко Т.Е., Шашков А.Ю., Картусов С.Н.** Исследование технологических свойств компаунда "Герсил-312" // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2016. № 2. С. 3—7.

УДК 531.43

В.В. Измайлов, *д-р техн. наук,* **А.Ф. Гусев**, *канд. техн. наук*
(Тверской государственный технический университет)
E-mail: gusevaf@mail.ru

Фрикционные характеристики контакта и карты режимов трения

Проанализировано формирование фактической площади контакта при статическом пластическом контакте, при переходе от покоя к скольжению и относительном скольжении поверхностей. Получены формулы для оценки коэффициента трения при переходе от покоя к скольжению и относительном скольжении поверхностей в условиях пластического контакта. Области применимости теоретических зависимостей для расчетов характеристик фрикционного контакта представлены графически в виде карт режимов трения.

The formation of the real contact area under static plastic contact, at the transition from rest to slide and at the relative sliding of the surfaces has been analyzed. Formulae for the estimation of friction coefficient at transition from rest to slide and at the relative sliding of the surfaces in the conditions of plastic contact have been obtained. The ranges of applicability of certain theoretical relations for calculations of the characteristics of the frictional contact are presented graphically in the form friction modes maps.

Ключевые слова: фактическая площадь контакта, фактическое контактное давление, удельная сила трения, коэффициент трения.

Keywords: real contact area, real contact pressure, specific friction force, coefficient of friction.

Введение

Площадь фактического контакта шероховатых поверхностей при их относительном сдвиге меняется по сравнению со статическим контактом. При упругом контакте изменение фактической площади контакта пренебрежимо мало, а при пластическом контакте одни исследователи отмечают увеличение фактической площади контакта при сдвиге в несколько раз, другие — лишь на несколько процентов. Фактическая площадь контакта — одна из основных характеристик контакта.

Не менее важными параметрами фрикционного контакта являются удельная сила трения и коэффициент трения. Согласно молекулярно-механической теории трения, сила трения, как и коэффициент трения, складывается из адгезионной и деформационной составляющих. Считается, что в большинстве случаев адгезионная составляющая преобладает, но полностью игнорировать деформационную составляющую было бы неправильно. Например, она имеет важное значение в процессах трения при обработке металлов давлением. Расчетам адгезионной составляющей силы трения в последнее время уделяется значительное внимание [1], чего нельзя сказать про деформационную составляющую. Можно отметить статью [2], в которой используется стержневая модель выступов шероховатости.

Для расчета характеристик фрикционного контакта в условиях пластической деформации используем методы теории пластичности и выберем клиновую модель шероховатой поверхности, которая, наряду со сферической, наилучшим образом соответствует поведению реальных поверхностей. Она применима не только к поверхностям с ярко выраженными следами обработки (точеные, строганые, фрезерованные, шлифованные), но с известными уточнениями результаты, полученные на этой модели, применимы и к осесимметричным выступам. Часто такой путь проще, чем решение соответствующих осесимметричных задач. Выбор клиновой модели продиктован также тем обстоятельством, что для нее возможна математическая формализация с применением методов теории пластичности.

В качестве модели материала примем идеально жесткопластическую модель.

Цель работы — получение теоретических зависимостей для расчета фактического контактного давления (фактической площади контакта)

и удельной силы трения при переходе от покоя к скольжению и при скольжении поверхностей в зависимости от коэффициента трения и формы неровностей.

Постановка задачи и методы решения

Для получения аналитических зависимостей выберем энергетический метод расчета сил пластического формоизменения материалов (метод верхней оценки) [3].

В случае плоской деформации удельную силу деформирования согласно этому методу находят по формуле

$$\frac{p}{2k} = \frac{1}{2a}\left(\sum \mathrm{v}_i l_i + 2\mu \sum \mathrm{v}_j l_j\right), \qquad (1)$$

где k — пластическая постоянная;

μ — коэффициент контактного трения, характеризующий степень адгезионного взаимодействия, $\mu = \tau_m / 2k$;

τ_m — касательное напряжение на поверхности контакта;

a — ширина проекции контактной площадки;

l_{ij} и v_{ij} — длины линий скольжения и разрывы скоростей.

При анализе влияния сдвиговых процессов на характеристики контакта (фактическую площадь, фактическое контактное давление, размер единичного пятна) неизбежен и расчет фрикционных характеристик (коэффициент трения, удельная сила трения, нормальное давление). Только подход с применением одинаковых моделей и методов позволяет установить их взаимосвязь.

Расчет фактической площади статического контакта

На рис. 1 представлены кинематически возможное поле линий скольжения и годограф скоростей для данного поля. Переменные параметры — глубина пластической зоны H и ее длина b.

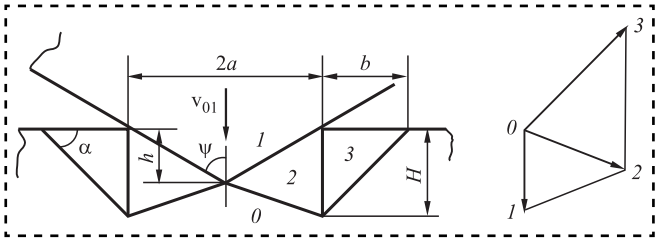


Рис. 1. Кинематически возможное поле линий скольжения и годограф скоростей для статического контакта клинового выступа с пластическим полупространством

Длины линий скольжения и разрывы скоростей определяют геометрически из рис. 1.

Воспользовавшись формулой (1) и проведя минимизацию сил (фактического давления) по условиям

$$\frac{\partial(p_{r0})}{\partial b} = 0 \ \text{ и } \ \frac{\partial(p_{r0})}{\partial H} = 0,$$

получим:

$$\frac{p_{r0}}{2k} = \sqrt{2} + \sqrt{2(1+2\mu)\left(1+\mathrm{ctg}^2\psi\right)} - \frac{3}{2}\mathrm{ctg}\,\psi. \qquad (2)$$

При больших углах ψ, когда $\mathrm{ctg}^2\psi \ll 1$, имеем:

$$\frac{p_{r0}}{2k} = \sqrt{2} + \sqrt{2(1+2\mu)} - \frac{3}{2}\mathrm{ctg}\,\psi. \qquad (3)$$

Полученный результат можно применить и к цилиндрической модели (рис. 2). Учитывая, что $\mathrm{ctg}\psi = h/a$ и $a = \sqrt{2rh}$, имеем:

$$\frac{p_{r0}}{2k} = \sqrt{2}\left(1 + 0,75\sqrt{\frac{h}{r}} + \sqrt{1+2\mu}\right). \qquad (4)$$

Принимая $2k = \sigma_s$ (σ_s — напряжение текучести материала), имеем для фактического давления диапазон, определяемый условиями контактного трения $0 \leqslant \mu \leqslant 0,5$:

$$2,8 - \sqrt{\frac{h}{r}} \leqslant \frac{p_{r0}}{\sigma_s} \leqslant 3,4 - \sqrt{\frac{h}{r}}. \qquad (5)$$

Можно не проводить минимизацию силы деформирования по параметру b (условие $\partial(p_{r0})/\partial b = 0$), приняв, что угол выхода линий скольжения на свободную поверхность равен 45°, как это следует из теории линий скольжения. Тогда на рис. 1 $b = H$. В этом случае результат мало отличается от полученного по формулам (2) и (3):

$$\frac{p_{r0}}{2k} = \frac{3}{2} + \sqrt{2(1+2\mu)\left(1+\mathrm{ctg}^2\psi\right)} - \frac{3}{2}\mathrm{ctg}\,\psi. \qquad (6)$$

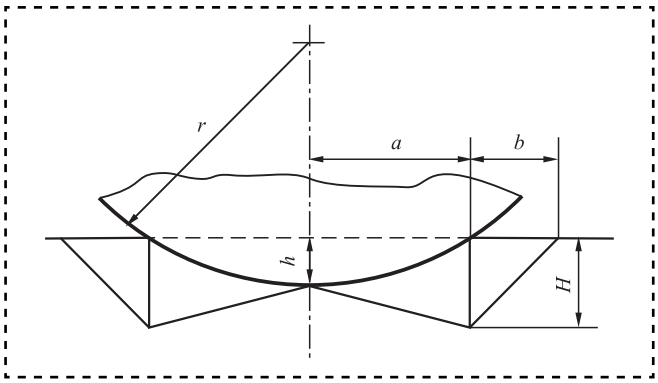


Рис. 2. Схема контакта цилиндрического выступа

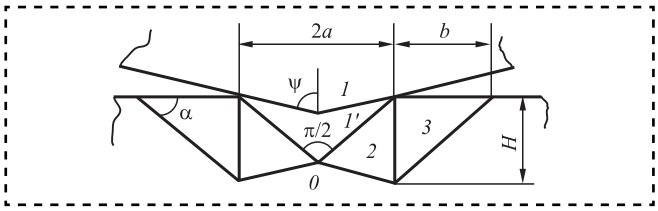


Рис. 3. Кинематически возможное поле линий скольжения для статического контакта клинового выступа с пластическим полупространством при максимальном контактном трении

При $\operatorname{ctg}^2\psi \ll 1$

$$\frac{p_{r0}}{2k} = \frac{3}{2} + \sqrt{2(1+2\mu)} - \frac{3}{2}\operatorname{ctg}\psi. \qquad (7)$$

При $\mu = 0{,}5$ зависимость фактического давления p_{r0} от угла при вершине клина 2ψ проходит через минимум при $2\psi = \pi/2$, т.е. при максимальном контактном трении минимальная сила обеспечивается для любых углов раствора клина схемой деформации на рис. 3. Согласно этой схеме $2\psi = \pi/2$, $\mu = 0$, в результате

$$\frac{p_{r0}}{2k} = 2\sqrt{2} \approx 2{,}8 = \text{const}. \qquad (8)$$

Определим значение μ_1^*, при котором происходит переход от схемы рис. 1 к схеме рис. 3. Приравняв значение p_{r0} по формулам (2) и (8), получим:

$$\mu_1^* = \frac{1}{2}\sin 2\psi. \qquad (9)$$

При $\mu < \mu_1^*$ фактическое давление определяется формулой (2), при $\mu > \mu_1^*$ — формулой (8).

Расчет характеристик контакта при переходе от покоя к скольжению (статическое трение)

Рассмотрим пластический контакт жесткого клина с идеальным жесткопластическим полупространством в случае приложения тангенциальных сил. При приложении сдвигающей силы к клину его задняя грань разгружается и происходит дополнительное заглубление клина.

Кинематически возможное поле линий скольжения и годограф скоростей приведены на рис. 4. Угол выхода линий скольжения на свободную поверхность примем равным $\pi/4$. Определив длины линий скольжения l_i и разрывы скоростей v_i из рис. 4, рассчитаем удельную силу трения, действующую на площадке a. Подставляя l_i и v_i и минимизируя сдвигающую силу по условию $\partial\tau/\partial h = 0$, получаем:

$$H = a\sqrt{(1-2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)/2}, \qquad (10)$$

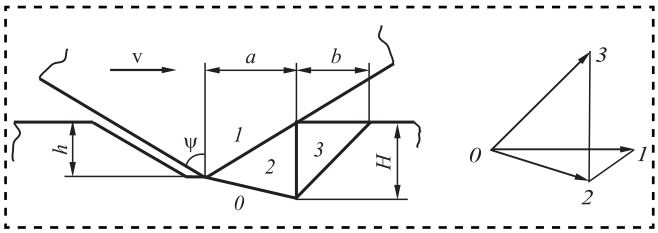


Рис. 4. Кинематически возможное поле линий скольжения и годограф скоростей при сдвиге клинового выступа (переход от покоя к скольжению)

$$\frac{\tau}{2k} = \mu\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right) + \operatorname{ctg}\psi\sqrt{2(1-2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)} + \frac{3}{2}\operatorname{ctg}\psi\left(1-\operatorname{ctg}\psi\right). \qquad (11)$$

Схема рис. 4 справедлива лишь при $H > h$. При $H = h$ обтекание клина деформируемым материалом прекращается, и перед ним образуется жесткая зона, перемещающаяся вместе с клином. Условие ее образования при $H = h$:

$$\mu \geqslant \mu_2^* = \frac{1}{2}\left(\frac{1-\operatorname{ctg}^2\psi}{1+\operatorname{ctg}^2\psi}\right). \qquad (12)$$

При $\mu \geqslant \mu_2^*$ формула (11) примет вид:

$$\frac{\tau}{2k} = \frac{1}{2}\left(1+3\operatorname{ctg}\psi\right). \qquad (13)$$

Проведем расчет фактического контактного давления, изменения фактической площади контакта и коэффициента трения.

Согласно схеме сил, действующих на клин (рис. 5),

$$\tau = \left(\tau_x + \sigma_x\right)\frac{1}{a} = \tau_n + \sigma_n\operatorname{ctg}\psi; \qquad (14)$$

$$p_r = \left(\sigma_y - \tau_y\right)\frac{1}{a} = \sigma_n - \tau_n\operatorname{ctg}\psi. \qquad (15)$$

Откуда

$$\frac{p_r}{2k} = \frac{\tau/2k - \mu\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)}{\operatorname{ctg}\psi}. \qquad (16)$$

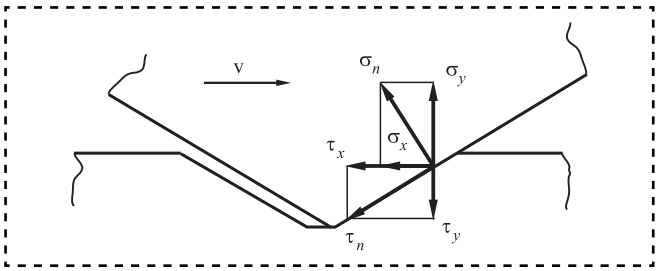


Рис. 5. Схема сил, действующих на клин

Коэффициент макроскопического трения $f = \tau/p_r$ равен

$$f = \operatorname{ctg}\psi + \frac{\mu\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)}{p_r/2k}. \quad (17)$$

Для цилиндрической модели

$$f = 0,71\sqrt{\frac{h}{r}} + \frac{\tau}{p_r}. \quad (18)$$

Формулы (17) и (18) представляют собой двучленный закон трения. Первое слагаемое в формуле (17) — механическая (деформационная) составляющая, второе — молекулярная (адгезионная).

Зная фактическое контактное давление p_r, можно рассчитать фактическую площадь контакта и ее изменение по сравнению со статическим контактом:

$$\frac{A_r}{A_{r0}} = \frac{p_{r0}}{p_r}.$$

Для перехода от статического контакта к скольжению (предварительное смещение, или статическое трение) рассчитаем основные фрикционные характеристики по формулам:

при $\mu < \mu_2^*$

$$\frac{p_r}{2k} = \sqrt{2(1-2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)} + \frac{3}{2}(1-\operatorname{ctg}\psi); \quad (19)$$

$$f = \operatorname{ctg}\psi + \frac{\mu\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)}{\sqrt{2(1-2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)} + \frac{3}{2}(1-\operatorname{ctg}\psi)}, \quad (20)$$

при $\mu \geqslant \mu_2^*$

$$\frac{p_r}{2k} = \frac{3+\operatorname{ctg}\psi}{2}; \quad (21)$$

$$f = \frac{1+3\operatorname{ctg}\psi}{3+\operatorname{ctg}\psi}. \quad (22)$$

Формулы для расчета основных фрикционных характеристик контакта при сдвиге и области их применения (карта режимов трения) (рис. 6):

1, 2: $$\frac{\tau}{2k} = \frac{1}{2}(1+3\operatorname{ctg}\psi);$$

$$\frac{p_r}{2k} = \frac{\tau}{2k}\operatorname{tg}\psi - \mu\operatorname{tg}\psi\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right);$$

$$f = \operatorname{ctg}\psi + \frac{2k\mu}{p_r}\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right);$$

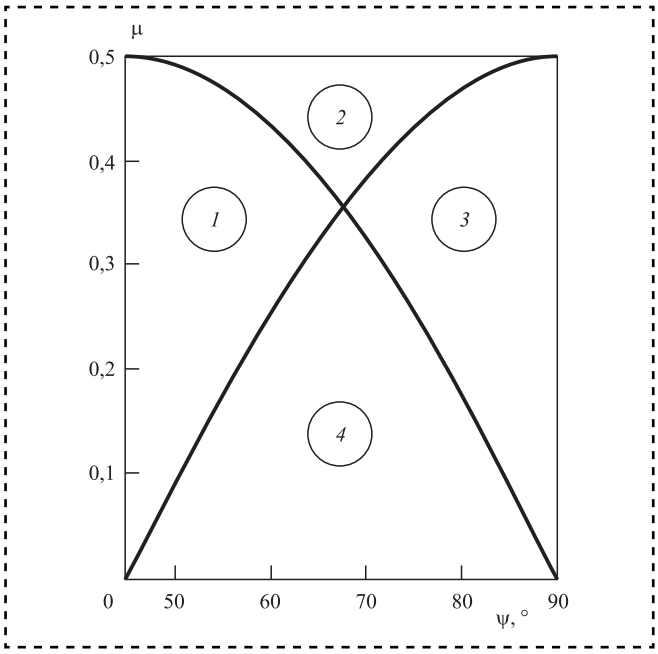


Рис. 6. Карта режимов трения при сдвиге

3, 4:

$$\frac{\tau}{2k} = \mu\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right) + \operatorname{ctg}\psi\sqrt{2(1-2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)} + \frac{3}{2}\operatorname{ctg}\psi(1-\operatorname{ctg}\psi);$$

p_r, f — те же;

2, 3: $$\frac{p_{r0}}{2k} = 2\sqrt{2};$$

1, 4: $$\frac{p_{r0}}{2k} = \sqrt{2(1+2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)} - \frac{3}{2}\operatorname{ctg}\psi + \frac{3}{2}.$$

Среднее значение угла при вершине выступов для реальных шероховатых поверхностей оценивали по параметрам шероховатости:

$$\operatorname{tg}\psi \approx \frac{S_m t_m}{Rz}.$$

Труднее определить коэффициент контактного трения μ [4]. Более употребителен и легче измеряется макроскопический коэффициент трения f.

Зависимость изменения фактической площади контакта A_r/A_{r0} от макроскопического коэффициента трения f, содержащаяся в неявном виде в формулах (19)—(22), аппроксимирована формулой:

$$A_r = A_{r0}\left[1+\xi(f-\operatorname{ctg}\psi)\right], \quad (23)$$

где

$$\xi = \frac{3+\operatorname{ctg}\psi}{1+\operatorname{ctg}\psi}. \quad (24)$$

Для типичных значений угла 2ψ шероховатых поверхностей погрешность аппроксимации не более 5 %.

Расчет основных фрикционных характеристик контакта при скольжении

При установившемся движении перед клиновым выступом движется "волна" деформированного материала, а сам клин поднимается на уровень исходной поверхности. В этом принципиальное отличие данной схемы деформации от рассмотренной в предыдущем разделе.

Кинематически возможное поле линий скольжения и годограф скоростей для данной схемы деформации приведены на рис. 7. Угол выхода линий скольжения на свободную поверхность равен $\pi/4$. На контактной поверхности действуют касательные напряжения $\tau_m = 2k\mu$.

После преобразований и минимизации удельной силы трения по условию $\dfrac{\partial\tau}{\partial H} = 0$ получаем:

$$\frac{\tau}{2k} = \mu\left(1 + \operatorname{ctg}^2\psi\right) + \\ + \operatorname{ctg}\psi\sqrt{2(1-2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right) - 4\operatorname{ctg}\psi} + \\ + \frac{3}{2}\operatorname{ctg}\psi\left(1 - \operatorname{ctg}\psi\right). \qquad (25)$$

Решение (25) справедливо лишь при $h < H$. Приравняв $h = H$, определим критический коэффициент контактного трения μ_3^*:

$$\mu_3^* = \frac{1}{2}\left(\frac{1 - 2\operatorname{ctg}\psi - \operatorname{ctg}^2\psi}{1 + \operatorname{ctg}^2\psi}\right), \qquad (26)$$

при $h \geqslant H$

$$\frac{\tau}{2k} = \frac{1 + \operatorname{ctg}\psi}{2}. \qquad (27)$$

Фактическое контактное давление p_r и коэффициент трения f определяем по формулам (16) и (17) (рис. 8).

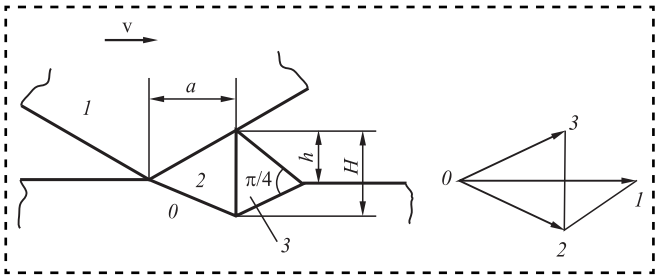


Рис. 7. Кинематически возможное поле линий скольжения и годограф скоростей для клинового выступа, скользящего по пластическому полупространству

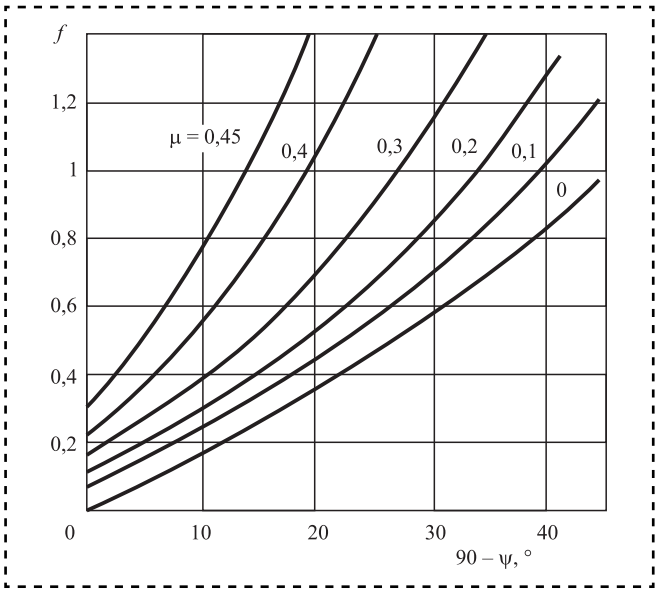


Рис. 8. Зависимость макроскопического коэффициента трения от угла при вершине клиновой неровности

Зависимость изменения фактической площади контакта при скольжении по сравнению со статическим контактом A_r/A_{r0} в функции макроскопического коэффициента трения f хорошо аппроксимируется формулой

$$A_r = A_{r0}\sqrt{1 + \xi f^2}, \qquad (28)$$

где $\xi = 10$.

Расчет коэффициента трения по формуле (17) хорошо совпадает с экспериментальными результатами работы [Moalic H., Fitzpatrick J.A., Torrance A.A. The correlation of the characteristics of rough surfaces with their friction coefficients // Proc. Instn. Mech. Engrs. 1987. V. 201. Part C. N 5. P. 321—329], в которой приведены данные по микрогеометрии трущихся поверхностей и условиям смазки. Это дало возможность выполнить расчет коэффициента трения по предложенной выше методике. Сравнение расчетных значений коэффициента трения с экспериментальными для строганых и шлифованных поверхностей показано на рис. 9.

На рис. 10 показаны области применимости формул для расчета основных фрикционных характеристик скользящего контакта (карта режимов трения), аналогично рис. 6 для предварительного смещения:

1, 2: $$\frac{\tau}{2k} = \frac{1 + \operatorname{ctg}\psi}{2};$$

$$\frac{p_r}{2k} = \frac{\tau}{2k}\operatorname{tg}\psi - \mu\operatorname{tg}\psi\left(1 + \operatorname{ctg}^2\psi\right);$$

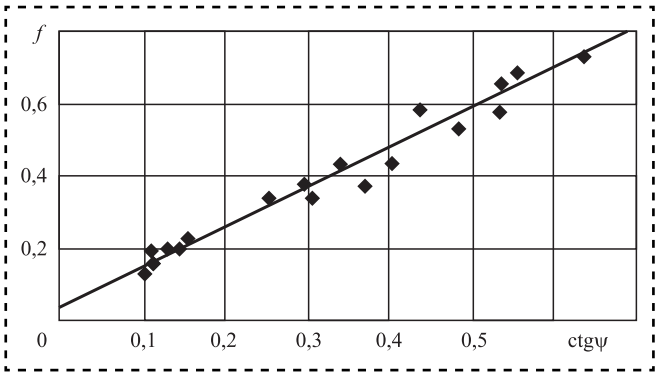


Рис. 9. Зависимость коэффициента трения от угла при вершине неровностей:
линия — по формуле (17); точки — эксперимент

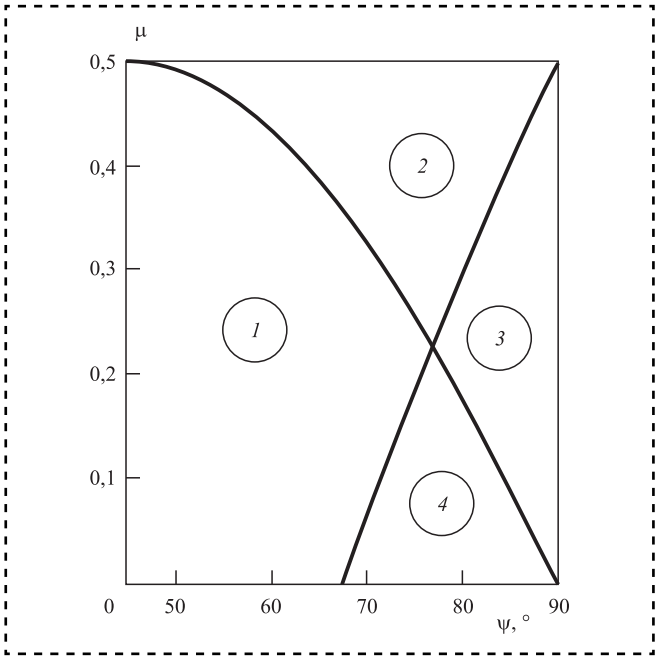


Рис. 10. Карта режимов трения при скольжении

$$f = \operatorname{ctg}\psi + \frac{2k\mu}{p_r}\left(1 + \operatorname{ctg}^2\psi\right);$$

3, *4*:

$$\frac{\tau}{2k} = \mu\left(1 + \operatorname{ctg}^2\psi\right) + \\ + \operatorname{ctg}\psi\sqrt{2(1-2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right) - 4\operatorname{ctg}\psi} + \\ + \frac{3}{2}\operatorname{ctg}\psi\left(1 - \operatorname{ctg}\psi\right);$$

p_r, f — те же;

2, *3*: $$\frac{p_{r0}}{2k} = 2\sqrt{2};$$

1, *4*: $$\frac{p_{r0}}{2k} = \sqrt{2(1+2\mu)\left(1+\operatorname{ctg}^2\psi\right)} - \frac{3}{2}\operatorname{ctg}\psi + \frac{3}{2}.$$

Экспериментальные исследования формирования фактической площади контакта и силы трения на модели единичного выступа

Проверим теоретические результаты для клиновой модели и возможность их применения для осесимметричных выступов, с необходимыми уточнениями. Эксперименты проводили на машине трения типа "горизонтальная плоскость". Образцы единичных выступов клиновой формы изготавливали из стали, плоские образцы — из индия литьем в металлическую форму из меди. Поверхность контакта смазывали тонким слоем технического вазелина. Скорость движения верхнего образца — 0,25 мм/с. Нормальную нагрузку обеспечивали соответствующим набором гирь, силу трения измеряли тензометрическим методом. Доверительный интервал составлял не более 20 % при 95%-ной вероятности.

На рис. 11 представлены экспериментальные значения статического f_c и динамического f коэффициентов трения. Точки соответствуют экспериментальным значениям, линии — расчету по формулам (20) и (17) для коэффициента контактного трения $\mu = 0{,}1$. Совпадение теоретических и экспериментальных значений удовлетворительное.

Эксперименты по определению изменения фактической площади контакта при сдвиге и скольжении по сравнению со статикой дали результаты, представленные на рис. 12. Экспериментальные результаты удовлетворительно совпадают с расчетными.

Эксперименты на моделях осесимметричных выступов проводили на специально сконструированном приспособлении. Образцы имели на поверхности клиновые и пирамидальные выступы с углом при вершине 120°. Исследовали 30 пар образцов при различных нагрузках, очистке поверхности и смазке, что обеспечило различные значения коэффициента трения. В данном методе измерение фрикционных характеристик протяженных и осесимметричных выступов выполнили на одном образце, при одной и той же очистке поверхности, т.е. практически в одинаковых условиях. Этим обеспечивается высокая достоверность сравнения результатов для выступов различной формы.

При одинаковой нормальной нагрузке площадь контакта A_{r0} для клиновых выступов больше, чем для пирамидальных (т.е. фактическое давление в первом случае меньше, чем во втором). Для клиновых выступов $p_{r0} = 0{,}76H$, для пирамидальных $p_{r0} = 0{,}94H$ (H — твердость образцов).

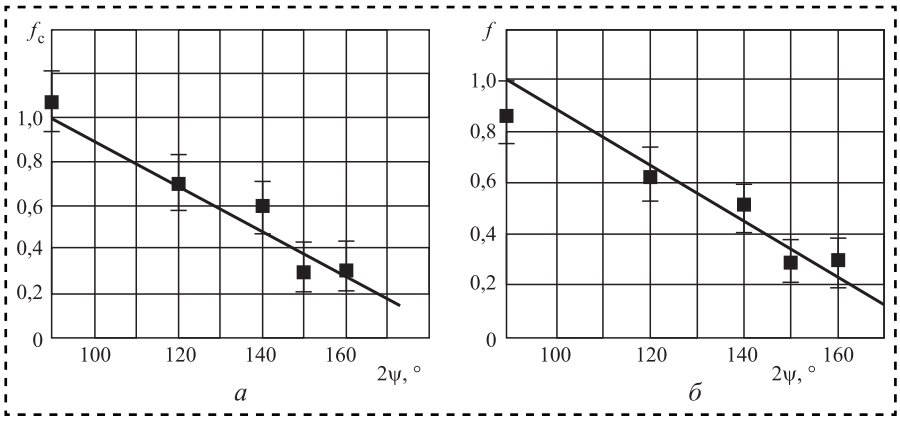


Рис. 11. Сравнение экспериментальных (точки) и расчетных (линии) значений коэффициента:
а — статического; *б* — динамического трения

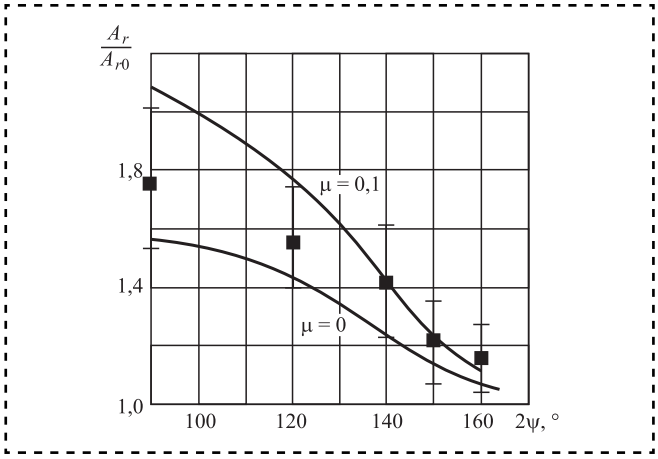


Рис. 12. Изменение фактической площади контакта при скольжении

Формула (28) хорошо описывает результаты для выступов различной формы, но для осесимметричной модели значение коэффициента ξ в 1,5 раза меньше.

Заключение

Получены зависимости для расчета фактического контактного давления, удельной силы трения, коэффициента трения и изменения площади фактического контакта для пластического контакта в статике, при переходе от покоя к скольжению (предварительное смещение) и при скольжении. Области применимости зависимостей представлены графически в виде карт режимов трения. Экспериментальные результаты свидетельствуют о применимости теоретических зависимостей для оценки фрикционных характеристик статического и динамического контактов.

Библиографический список

1. **Кравчук А.С., Чижик С.А., Кузнецова Т.А.** Теоретическое определение деформационной составляющей коэффициента трения при взаимодействии наноструктурированных поверхностей // APRIORI. Серия: Естественные и технические науки. 2014. № 3. [Электронный ресурс]. URL: http://apriori-journal.ru/seria2/3-2014 / Kravchuk-Chizhik-Kuznecova.pdf.

2. **Мамонова М.В., Прудников В.В., Прудникова И.А.** Физика поверхности. Теоретические модели и экспериментальные методы. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2011. 400 с.

3. **Шестаков Н.А.** Расчеты процессов обработки металлов давлением в Mathcad. Решение задач энергетическим методом. М.: МГИУ, 2008. 344 с.

4. **Леванов А.Н.** Методика испытаний на контактное трение в процессах обработки металлов давлением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2013. № 2. С. 43—47.

УДК 620.178.162: 05.22.10

Е.А. Дубовик
(Ростовский государственный университет путей сообщений)
E-mail: dubovik1982@list.ru

Устойчивость масел к износу

Рассмотрена новая концепция оценки противоизносных свойств смазываемых стальных поверхностей трения по величине и распределению микромеханических характеристик в тонком приповерхностном слое.

New conception of identification of wear intensity of lubricated steel friction surfaces by size and distribut6ion of micromechanical characteristics in thin undersurface level is considered.

Ключевые слова: трибосистема, интенсивность изнашивания, поверхность трения, смазочный материал.

Keywords: tribosystem, wear resistance, surface friction, lubricant.

Более 90 % повреждений силовых трибосистем обусловлены их контактной усталостью. Например, при исследовании продуктов изнашивания установлено, что в маслах тяжелонагруженных зубчатых передач автомобильных трансмиссий абсолютное большинство составляют частицы износа, поперечный размер которых не превышает 3 мкм и которые в дальнейшем проходят стадию окисления железа до Fe_2O_3 (гематит), FeO (вюстит) и Fe_3O_4 (магнетит) [1, 2]. Такие частицы образуются только в результате появления, а затем и слияния закритических микротрещин под действием повторных деформаций дискретных микрообъемов приповерхностного слоя металла. Часто это происходит с плохо смазываемыми поверхностями трения.

Для решения трибтехнических проблем хорошо смазываемых поверхностей, у которых разрушения накапливаются и локализуются в тонких, на уровне кристаллической решетки слоях, необходимы методы исследования тонкой кристаллической структуры на микро- и наноуровнях.

В инженерных триботехнических расчетах узлов трения используют механические характеристики материалов, отражающие их объемные свойства. Но тонкие приповерхностные слои этих материалов имеют свойства, значительно отличающиеся от объемных, в том числе и из-за влияния смазочных материалов. Чего все традиционные методы оценки износостойкости смазываемых поверхностей трения не учитывают. Микромеханические свойства и кинетики разрушения тонкого (до 3...8 мкм) приповерхностного слоя, деформируемого трением, до сих пор мало изучены.

В работе [3] изложены принципы подбора смазочных материалов для тяжелонагруженных узлов трения, где определяется режим трения по критерию $\lambda = h_{\min} / \left(Ra_1^2 + Ra_2^2 \right)^{0,5}$, представляющему собой отношение минимальной толщины $h_{\min}$ смазочного слоя в зазоре между трущимися деталями к характеристикам Ra_1 и Ra_2 высоты микронеровностей рабочих поверхностей этих деталей. При этом работоспособность смазочного материала проверяется по температурному критерию

$$Q_{кр} > Q_{\Sigma},$$

где $Q_{кр}$ — критическая теплота, выделяемая на трущейся поверхности;

Q_{Σ} — теплота фактическая.

Предложено оценивать качество служебных свойств смазочных материалов субструктурным критерием, однозначно характеризующим противоизносные свойства масел. Предполагали, что интенсивность изнашивания зависит не только от толщины разделяющего поверхности трения масляного слоя и его температурных параметров, но и от физико-химического состава смазочного материала.

При таком подходе получается двуединая служебная характеристика смазочного материала, первая часть которой обусловливает параметры трения в контакте, вторая — параметры изнашивания контактирующих поверхностей.

Проведены триботехнические испытания стальных образцов на роликовой машине трения СМТ-2. Схема испытаний: "ролик—ролик"; контактные давления — 740 МПа, суммарная скорость качения v_{Σ} = 3,5 м/с; относительная скорость проскальзывания $v_{ск}$ = 0,7 м/с. Одновременно проведены послойные рентгенографические исследования тонкого приповерхностного слоя стальных образцов с помощью модернизированной дебаевской камеры РКД (изменены диафрагмирующая система, шкала отсчета углов, стопорное устройство, благодаря чему рентгеновский пучок, пройдя коллимационное устройство, под строго фиксированным углом падал на исследуемую поверхность образца).

Рентгеноструктурному исследованию в тонком приповерхностном слое до и после триботехнических испытаний подвергали образцы из сталей 25ХГТ и 18Х2Н4МА: $\sigma_т$ — 1100 и 850 МПа, $\sigma_в$ — 1500 и 1150 МПа соответственно. Твердость поверхностей трения образцов после нитроцементации, закалки и низкого отпуска составляла 58...60 HRC при параметре шероховатости Ra = 1,25 мкм; микроструктура образцов у поверхности практически одинакова — мелкоигольчатый мартенсит, иногда со следами остаточного аустенита, количество которого уменьшается по глубине, что соответствует параметрам материала реальной зубчатой передачи.

Исследования кинетики структурного состояния приповерхностных слоев материала при трении позволяют на основании экспериментальных данных рентгенографического анализа определить истинные локальные напряжения течения $\sigma_{т(h)}$ в деформируемых трением приповерхностных слоях сталей:

$$\sigma_{т(h)} = \mu G b \rho^{0,5},$$

где $\sigma_{т(h)}$ — истинные значения предела текучести в исследуемом микрообъеме;

μ — коэффициент;

G — модуль сдвига;

b — вектор Бюргерса;

ρ — плотность дислокаций в исследуемом микрообъеме.

Метод определения плотности ρ дислокаций основан на квадратичной зависимости от ширины рентгеновских линий β:

$$\rho = A\beta^2,$$

где A — коэффициент, зависящий от упругих свойств материала, характеристик дислокации (или вектор Бюргерса, значения которого для алюминия, ванадия, молибдена, железа и их сплавов составляет примерно $2 \cdot 10^{16}$ см$^{-2}$).

В исходных состояниях структур сталей 18Х2Н4МА и 25ХГТ есть некоторые различия: на глубине относительной стабилизации структурных параметров (около 6 мкм) плотность дислокаций у стали 25ХГТ выше, чем у стали 18Х2Н4МА. Эти различия, по-видимому, связаны с химическими составами этих сталей, а отсюда и различные прочностные характеристики их приповерхностных слоев при одинаковых режимах механической и химико-термической обработки образцов.

Все трансмиссионные масла в той или иной мере способствовали изменению дислокационной картины в тонких приповерхностных слоях сталей: все масла снижали дислокационные плотности и соответствующую им механическую прочность, т.е. приповерхностные слои приобрели положительные градиенты механических свойств, что минимизирует вероятность объемных вырывов с поверхностей трения при прорывах масляной пленки и схватывании поверхностей трения. Эффективность масел разная не только непосредственно на поверхности трения, но и по глубине в приповерхностном слое: каждому смазочному маслу соответствует характерный только для него градиент изменения состояния структуры сталей. Следовательно, градиент изменения структуры в приповерхностном слое стали, выраженный через ширину β рентгеновских линий, является устойчивой оценочной характеристикой влияния внешней среды на распределение микромеханических характеристик в приповерхностном слое, деформируемом трением.

Критерий K_s структурного состояния отражает влияние физико-химических процессов в смазываемом трибоконтакте на накопление и распределение несовершенств в кристаллической решетке (износоусталостные процессы) приповерхностного слоя, деформируемого трением:

$$K_s = \beta_h/(\beta_0 \cos\alpha).$$

Таким образом, критерий K_s — инструмент, однозначно отражающий величину и знак градиента механических свойств (напряженного состояния структуры) в приповерхностном слое стали. При $\beta_h > \beta_0$ критерий $K_s > 1$; при равенстве значений ширины рентгеновских линий как на глубине β_h, так и у поверхности β_0 критерий $K_s = 1$, а при $\beta_h < \beta_0$ $K_s < 1$. Отсюда ясно, что при $K_s > 1$ приповерхностный слой металла имеет положительный градиент механических свойств, а при $K_s < 1$ — отрицательный. Следовательно, наиболее предпочтительное условие: $K_s = 1$, тогда градиент изменения механических свойств по глубине приповерхностного слоя равен нулю, что исключает когезионные вырывы фрагментов поверхности в условиях низкого трения. С другой стороны, $K_s = 1$ обеспечивает максимально высокие механические характеристики поверхности трения в области положительных градиентов механических свойств, препятствующих повышенному механохимическому износу.

Обеспечить $K_s = 1$ можно оптимальным подбором активных присадок к базовым маслам для конкретных сталей и режимов трения.

Роль смазочного масла в трибопроцессе заключается также и в том, что его физико-химическое взаимодействие с поверхностью не позволяет накапливаться упругой энергии в тонком приповерхностном слое путем облегчения выхода дислокаций на поверхность, при котором микротрещины могут аннигилировать.

Библиографический список

1. **Костыгов В.Т.** Оценка износостойкости смазываемых трибосопряжений по микромеханическим характеристикам приповерхностного слоя: автореф. дис.... канд. техн. наук. Ростов-на-Дону: РИИЖТ, 1987. 29 с.

2. **Филиппова Н.А.** Фазовый анализ руд и продуктов их переработки. М.: Химия, 1995. 253 с.

3. **Буяновский И.А., Захаров С.М.** Смазка. Основы трибологии. М.: Машиностроение, 2001. С. 270—352.

УДК 539.21: 539.621

М.В. Ноженков, *д-р техн. наук (ЗАО "Техном-Т", Москва)*
E-mail: technomt@technom-t.ru

Квантовые потоки как вихревые сверхструктуры*

Исследованы процессы нанесения покрытий на основе соединений переходных металлов (дихалькогенидов, нитридов, карбидов, оксидов) вакуумными ионно-плазменными методами. Обнаружено явление переноса потоков вещества без диссипации энергии вдоль эквипотенциальных поверхностей слоистого анизотропного твердого тела с постоянными энергетическими барьерами, определяемыми формой и структурой кристаллических поверхностей в диссипативных системах, с изоэнергетическими уровнями энергии выше уровня Ферми и ниже зоны проводимости, где образуется соответствующая энергетическая щель. Установлено существование подобия между элементарными частицами и закономерности их движения. Следствием подобия частиц является подобие таких явлений, как сверхнизкое трение, сверхпроводимость, сверхтекучесть. Показана возможность образования квантовых потоков в виде сверхструктур на эквипотенциальных поверхностях конденсированных тел.

Investigated the coating process based on transition metal compounds (dichalcogenides, nitrides, carbides, oxides) vacuum ion-plasma methods. Detected transfer phenomenon flows of matter without energy dissipation along the equipotential surfaces of the layered anisotropic solid body with a constant energy barriers, determines the shape and structure of crystalline surfaces in dissipative systems, with isoenergetic energy levels above the Fermi level, and below the conduction band, where appropriate energy gap is formed.

The existence of a similarity between the elementary particles and the laws of their movement. The consequence of the similarity of the particles is the similarity of such phenomena as ultra low friction, superconductivity, superfluidity. The possibility of the formation of the quantum flows in the form of superstructures on the equipotential surfaces of condensed bodies.

Ключевые слова: вакуумные ионно-плазменные методы, покрытия, частица, атом, рост кристаллов, электронографические и электронно-микроскопические исследования, сверхнизкое трение, сверхпроводимость, сверхтекучесть, квантовые потоки без диссипации энергии, подобие.

Keywords: vacuum ion-plasma methods, coatings, particle, atom, crystal growth, electron diffraction and electron microscopy studies, superlow friction, superconductivity, superfluidity, quantum flows without dissipation of energy, similarity.

Введение

Развитие новых отраслей промышленности требует создания устройств, работающих в вакууме, при высоких скоростях, нагрузках и температурах, в условиях радиоактивного излучения. В ряде случаев объекты новой техники включают прецизионные пары трения с малыми рабочими зазорами, требующими применения наноразмерных защитных поверхностных слоев. Важность проблемы снижения взаимодействий в узлах трения определяется уменьшением интенсивности изнашивания и снижения коэффициента трения в рабочих узлах деталей машин. Например, взаимодействие практически всех твердых тел с чистыми рабочими поверхностями (при отсутствии хемосорбированных и оксидных слоев, масляных пленок и других загрязнений) характеризуется высокими значениями коэффициента трения и интенсивности изнашивания. Поэтому представляет интерес возможность получения рабочих поверхностей со сверхнизким трением и минимальным износом. Явление сверхнизкого трения получено при испытании композиционных покрытий на основе соединений переходных металлов (дихалькогенидов, нитридов, карбидов, оксидов), наносимых вакуумными ионно-плазменными методами [1—12]. Разработка технологии нанесения таких покрытий и их взаимосвязь с процессами роста, формирование покрытий с заданными свойствами, а также комплексные исследования кристаллической структуры и физико-механических свойств покрытий весьма актуальны.

Цель работы — создание конденсированной среды с квантовыми потоками частиц, движущихся без рассеяния энергии по эквипотенциальным поверхностям среды в виде сверхнизкого трения, сверхпроводимости, сверхтекучести.

* По материалам доклада на конференции "Трибология — машиностроению-2014".

Объекты и методы исследований

Покрытия на основе переходных металлов IV—VI групп периодической системы (оксидов хрома, нитридов молибдена и алюминия, дихалькогенидов молибдена и вольфрама — MoS_2, $MoSe_2$, WS_2 и WSe_2) наносили вакуумными ионно-плазменными методами [2]. Триботехнические испытания проводили на воздухе при нормальных условиях на машинах трения УГС-1 по схеме диск—сфера (диаметр сферы 9,0 мм) при удельной нагрузке 10^5 Н/см^2, скорости скольжения 0,019 м/с. Проведение триботехнических исследований на воздухе создает более интенсивные условия эксплуатации, так как высокие антифрикционные свойства и большая долговечность дихалькогенидов проявляются в вакууме и инертных средах. Покрытия наносили при температурах подложки от 283 до 1573 К на полированные образцы компактной керамики Al_2O_3. Структуру покрытий исследовали методом дифракции электронов на отражение в электронографе ЭМР-102М, морфологию поверхности — с помощью электронных микроскопов JXA-841 и JSM-35C, элементный состав покрытий — методами спектроскопии характеристического рентгеновского излучения (JEM-100C с приставкой CEVEX) и рентгеновской фотоэмиссионной спектроскопии (ESCALAB-5) [1—12].

Экспериментальные результаты

Исследовали влияние технологических параметров нанесения и температуры подложки на кристаллическую структуру и трибологические свойства покрытий из дихалькогенидов молибдена и вольфрама (MoS_2, $MoSe_2$, WS_2, WSe_2), наносимых вакуумными ионно-плазменными методами. Основной параметр, влияющий на структуру и свойства таких покрытий, — температура покрытий в процессе нанесения (рис. 1). Изучена структура покрытий при размещении образцов в центре и на периферии платы держателя подложек.

При изменении температуры подложки происходит формирование покрытий гексагональной структуры типа 2H-MoS_2 и ориентация кристаллитов с осями $[10\bar{1}0]$, перпендикулярными поверхности подложки (для $MoSe_2$, WS_2, WSe_2 в диапазоне 473...973 К) и $[11\bar{2}0]$ (для MoS_2 при температуре 673...773 К). Наименее низкая температура кристаллизации характерна для покрытий из MoS_2, наиболее высокая — для WSe_2. Текстуры роста с осью $[10\bar{1}0]$ наблюдали у всех дихалькогенидов, тогда как текстура с $[11\bar{2}0]$ обнаружена у покрытий из MoS_2 в температурном диапазоне 673...773 К. При этом ось [0001] полно-

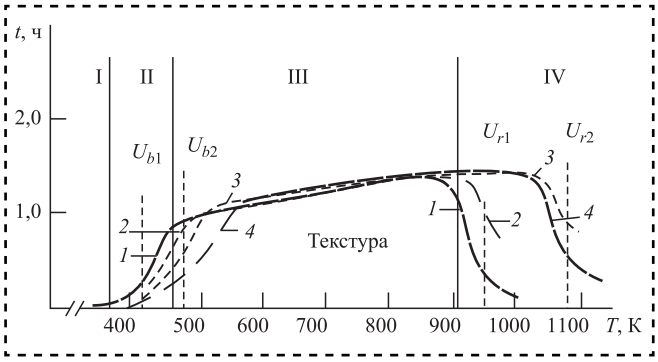


Рис. 1. Зависимость долговечности покрытий на основе дихалькогенидов на образцах из Al_2O_3 от температуры подложки при триботехнических испытаниях по схеме диск—сфера:

1 — MoS_2; *2* — $MoSe_2$; *3* — WS_2; *4* — WSe_2; I — аморфная структура; II — поликристалл; III — текстура; IV — область разложения дихалькогенида MX_2 на металл и халькоген; $U_{b1,2}$ — потенциальный барьер поверхности MoS_2 и WSe_2; $U_{r1,2}$ — энергии разложения дихалькогенидов MoS_2 и WSe_2

стью разориентирована в плоскости, параллельной поверхности подложки. Совпадение направления пучка электронов в колонне электронографа с радиус-вектором из центра платы приводит к возникновению симметричной дифракционной картины, причем при параллельном перемещении образца под пучком вид картины остается неизменным. При удалении на периферию ось $[10\bar{1}0]$ плавно наклоняется в сторону центра с одновременной ориентацией оси [0001] по радиусам из центра держателя образцов (угол наклона до 30°). Кристаллиты ориентируются практически правильно с небольшим угловым разбросом, что обеспечивает формирование дифракционной картины типа текстуры. При этом кристаллиты при удалении от центра платы образуют замкнутые концентрические окружности. Такая закономерность роста сохраняется при нанесении покрытий других дихалькогенидов молибдена и вольфрама (например, $MoSe_2$, WS_2, WSe_2) (рис. 2).

Область кристаллизации для $MoSe_2$, WS_2, WSe_2 смещена в зону более высоких температур. Наиболее высокие температуры перехода от аморфной структуры к текстурированной кристаллической наблюдали для WSe_2. Смещение области более высоких триботехнических характеристик в область более высоких температур связано со смещением потенциального барьера поверхностной энергии также в более высокотемпературную область. Такое смещение приводит к увеличению ширины зоны кристаллизации (наименьшая ширина диапазона кристаллизации у MoS_2 (473...523 К), наибольшая у WSe_2 (493...563 К) [2—12]). Фазовый переход от аморф-

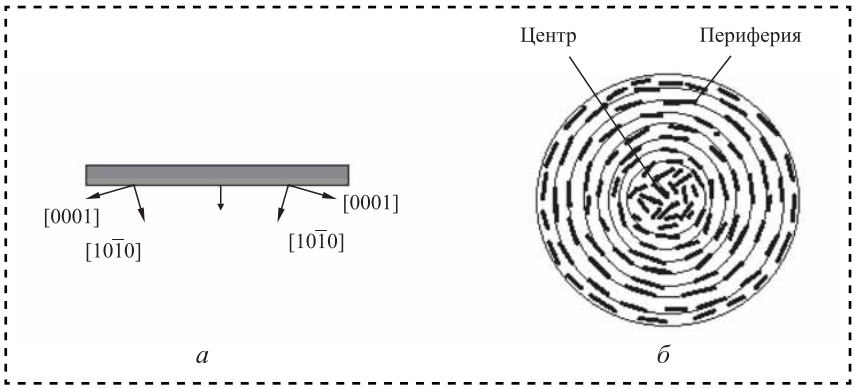


Рис. 2. Поверхность покрытий:
а — вид покрытия сбоку; *б* — вид поверхности покрытия снизу

ной структуры к кристаллической нелинейный, т.е. проходит в диапазоне температур (см. рис. 1).

Текстуры с осями [10$\bar{1}$0] и [11$\bar{2}$0] в покрытиях на основе дихалькогенидов являются текстурами роста, так как возникают не на стадии зарождения, а на более поздних стадиях. Так, например, в случае нанесения дисульфида молибдена на полированные образцы из стали или Al_2O_3 при температуре 523 К покрытие неоднородно по толщине. Покрытия толщиной менее 0,08 мкм обладают аморфной структурой и имеют ровную поверхность. При фрикционных испытаниях такие покрытия не проявляли антифрикционного действия, как и в случае нанесения покрытий при низких температурах подложки. Покрытия толщиной более 0,1 мкм, полученные при указанных условиях, имели хорошие антифрикционные свойства.

Нанесение покрытий MoS_2 толщиной 0,5 мкм при тех же условиях на свежие сколы монокристаллов NaCl (100), кремния Si (111) и слюды (0001) привело к значительному уменьшению толщины слоя при переходе от аморфной структуры к кристаллической от 0,1 до 0,05...0,06 мкм в случае NaCl, Si и 0,03...0,04 мкм в случае слюды. При нанесении покрытий MoS_2 на полированные алмазным порошком поверхности NaCl и слюды толщина переходного слоя увеличивалась до 0,1 мкм, как и при нанесении на полированные образцы из стали или Al_2O_3, но текстуры с осями [10$\bar{1}$0] и [11$\bar{2}$0] при больших толщинах покрытий сохранялись.

Строение растущих покрытий имеет характерный вид дендритной структуры с гребнеобразной формой кристаллитов на поверхности. Преимущественный рост получают кристаллографические плоскости (10$\bar{1}$0), с наиболее высокой поверхностной энергией. При этом атомно-гладкие плоскости (0001) растущих кристаллов, где действуют слабые силы Ван-дер-Ваальса, обеспечивают непрерывный приток мигрирующих атомов в область кристаллизации, что обеспечивает рост кристаллитов в виде пластинок (рис. 3).

Рост температуры подложки выше температуры нелинейного фазового перехода от аморфной структуры к кристаллической (см. рис. 1) приводит к дальнейшему практически линейному росту размера кристаллов при сохранении дендритного строения поверхности для покрытий всех дихалькогенидов. При фрикционных испытаниях дихалькогенидные покрытия с аморфной структурой не проявляли антифрикционного действия, в то время как покрытия с кристаллической структурой имели достаточно высокие триботехнические характеристики. Антифрикционные свойства кристаллических покрытий с ростом размера кристаллитов повы-

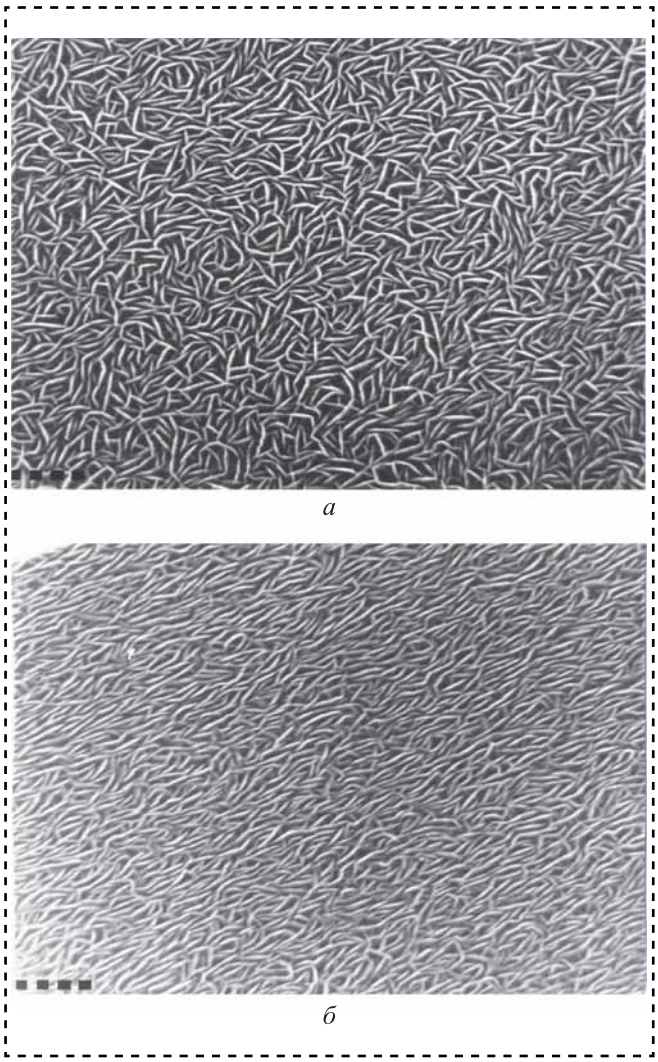


Рис. 3. Поверхности покрытий $MoSe_2$, наносимых при температуре 553 К толщиной 0,5 мкм, при расположении образцов в центре платы (*а*) и на периферии (*б*)

шались пропорционально размеру кристаллов. Дальнейшее увеличение триботехнических свойств покрытий возможно при изменении технологии нанесения и создания легированных многослойных покрытий с износостойким подслоем [1—12]. Например, увеличение твердости подложки снижает коэффициент трения и повышает долговечность покрытий на основе дихалькогенидов, что объясняется легкостью раскалывания кристаллитов и формированием преимущественной ориентации оси [0001] перпендикулярно поверхности в процессе трения, обеспечивающей легкость скольжения кристаллитов друг относительно друга. Также триботехнические и физико-механические характеристики улучшаются при легировании дисульфида молибдена [1—12].

Исследован механизм роста износостойких покрытий, используемых в качестве твердого износостойкого подслоя (оксидов хрома, нитридов молибдена и алюминия). Аналогичный механизм роста кристаллитов наблюдали при нанесении покрытий из AlN (гексагональная кристаллическая структура с решеткой вюртцита) методом магнетронного распыления. По мере удаления от центра формируются покрытия с осью $[10\bar{1}0]$ при наличии одновременной ориентации второй оси текстуры [0001] по радиусам из центра платы. Вторая ось [0001] кристаллитов наклоняется в сторону центра платы до 15° к поверхности подложки при соответствующем наклоне основной оси текстуры $[10\bar{1}0]$ в сторону центра.

При нанесении вакуумными ионно-плазменными методами и методом электронно-лучевого испарения (РЭП) покрытий из чистого молибдена и хрома, а также их соединений типа нитридов и оксидов с кубической объемно-центрированной кристаллической решеткой в центре платы на образцах формировалось покрытие с осью текстуры [110]. По мере удаления на периферию ось текстуры [110] наклонялась в сторону центра (вплоть до перехода в текстуру с осью [111]) при одновременной ориентации оси [100] по радиусам из центра платы. В этом случае также сохранялся подобный механизм роста кристаллов.

Покрытия Cr_2O_3 имели тригональную структуру (пространственная группа $D_{3d}^6 - R\bar{3}c$). Рост кристаллов Cr_2O_3 подчинялся той же закономерности: в центре платы формируется текстура с осью $[10\bar{1}0]$, перпендикулярной поверхности подложки, при удалении к периферии — наклон оси $[10\bar{1}0]$ к центру с одновременной ориентацией оси [0001] по радиус-вектору, выходящему из центра держателя образцов.

Полученные результаты свидетельствуют о возникновении на разных шкалах измерения подобия покрытий на основе дихалькогенидов молибдена и вольфрама (MoS_2, $MoSe_2$, WS_2 и WSe_2), а также подобия покрытий на основе оксидов хрома, нитридов молибдена и алюминия, наносимых ионным распылением в вакууме. Подобие структуры покрытий заключается в формировании текстур с двумя осями (рис. 4) [2—12].

Легированные покрытия из дисульфида молибдена состава MoS_2D_x по внешнему виду практически не отличаются от обычных покрытий MoS_2. В качестве легирующего вещества D

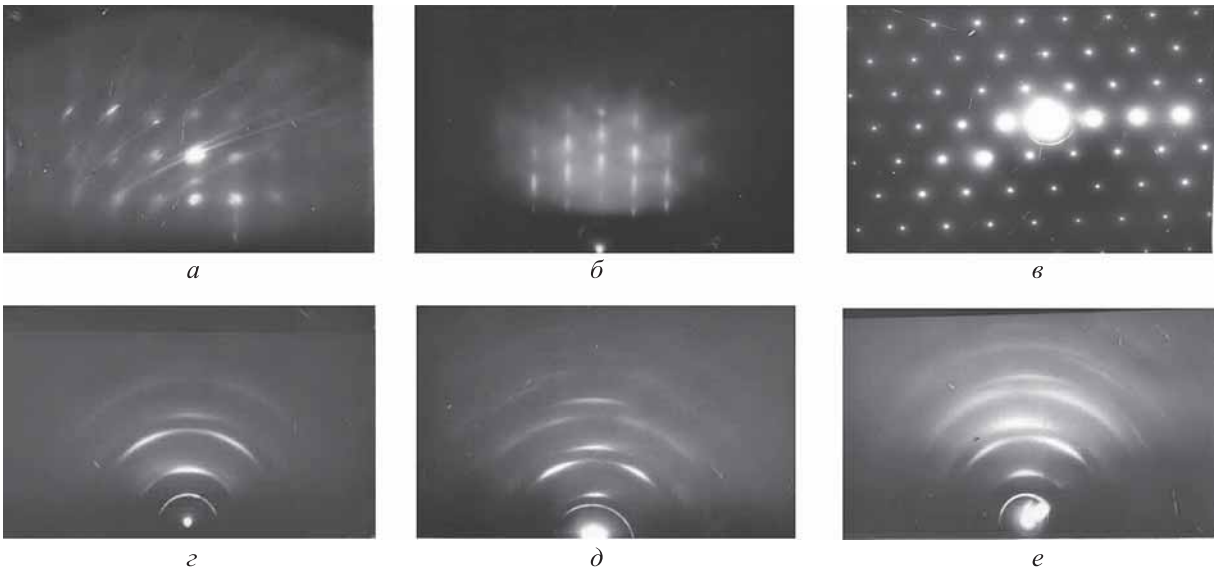


Рис. 4. Электронограммы подложек из NaCl, Si, слюды (мусковит) и соответственно нанесенных на них покрытий MoS_2 толщиной 0,5 мкм:
а — NaCl (100); *б* — Si (111); *в* — слюда (0001); *г* — MoS_2 на NaCl (100); *д* — MoS_2 на Si (111); *е* — MoS_2 на слюде (0001)

выбрали элементы или соединения, не образующие сильных (химических) связей с основной решеткой MoS_2. При фрикционных испытаниях по схеме диск—сфера покрытий с кристаллической структурой гексагонального дисульфида молибдена 2H—MoS_2 получены достаточно низкие значения коэффициента трения, но в целом соответствующие трению природного дисульфида молибдена. Фрикционные испытания в тех же условиях покрытий состава MoS_2D_x привели к получению необычно низких значений коэффициента трения (эффект сверхнизкого трения) (рис. 5).

Электронографические исследования покрытий MoS_2D_x показали, что в них произошло значительное увеличение периода решетки вдоль оси *c* (от 1,2295 нм для соединений со стехиометрическим составом (гексагональный 2H—MoS_2) до 1,38...1,43 нм) при неизменном периоде вдоль оси *a*. Увеличение расстояния между слоями при размещении атомов D в межпакетных пространствах в силу того, что энергия Ван-дер-Ваальса меняется пропорционально r^{-6}, приводит к ее уменьшению практически на порядок. В соответствующих условиях возможна реализация движения таких атомов без диссипации энергии в виде эффекта сверхнизкого трения. Нанесение легированных многослойных покрытий приводит к возможности получения сверхнизкого трения при нормальных условиях на воздухе и сопровождается возрастанием долговечности покрытия в несколько раз.

Следует различать ультранизкое (ultralow) трение и сверхнизкое (superlow) трение. *Ультранизкое трение (ultralow friction)* возникает в случае создания на атомно-гладких поверхностях трения монослоев двумерного газа, обеспечивающих эффект газовой смазки. *Сверхнизкое трение (superlow friction)* имеет квантовую природу и возникает при перемещении потоков частиц по эквипотенциальным поверхностям слоистого твердого тела с изоэнергетическими уровнями, что обеспечивает движение без диссипации энергии при отсутствии сил сопротивления перемещению [13—22].

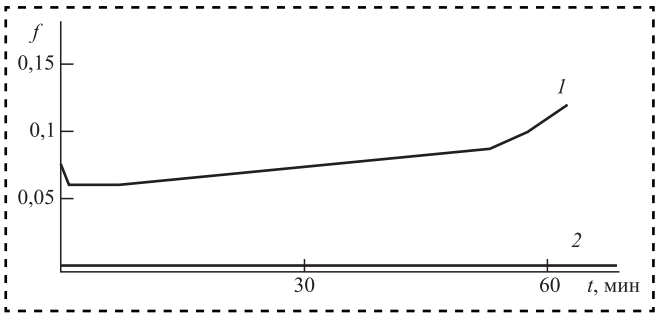


Рис. 5. Зависимость коэффициента трения от длительности испытаний:
1 — MoS_2; *2* — MoS_2D_x

Установлено, что наиболее высокими антифрикционными свойствами обладают покрытия из дихалькогенидов с кристаллической структурой, покрытия с аморфной структурой практически неработоспособны. Легирование кристаллических покрытий приводит к получению эффекта сверхнизкого трения.

Обсуждение результатов исследований

В основе подобия явлений переноса вещества без диссипации энергии лежит подобие элементарных частиц и движение по эквипотенциальным поверхностям [2]. Установлено существование подобия и определены критерии, отвечающие за подобие между элементарными частицами и исследованными физическими явлениями. Термодинамика реальных физических процессов, к которым относится электрический ток, процесс трения, движение жидкостей, рост кристаллов, является неравновесной и описывает диссипативные процессы, силы и потоки энергии и вещества вдали от равновесия. В таких неравновесных процессах возможно возникновение стационарных квантовых потоков вещества, движущихся без диссипации энергии. Эквипотенциальные поверхности — понятие, применимое к любому потенциальному векторному полю, например к электрическим или гравитационным полям [13—15, 23—28].

Подобие элементарных частиц

В основе современных представлений электродинамики о движении заряженных частиц лежат постулаты теории относительности и теория статического электрического поля. Однако представления Лоренца об электронном строении вещества основаны на существовании эфира (преобразования Лоренца), а также представлении о строении и движении электронов, согласно которым при движении материального тела происходит его сжатие вдоль направления перемещения пропорционально скорости перемещения (рис. 6).

Явление сжатия связано с упругим взаимодействием движущейся частицы с особой средой (эфиром). В ходе дальнейших исследований не подтвердилось влияние эфира на изменение геометрии тел. Поэтому изменение размеров тела в процессе движения принято в виде постулата. Наличие статического электрического поля не объясняет причину возникновения движения заряженных частиц по закону Кулона. Закон сохранения энергии утверждает, что энергия тела никогда не исчезает и не появляется вновь, она может лишь превращаться из одного вида в другой. Получение

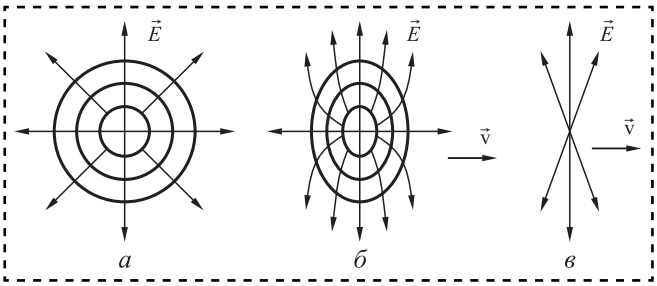


Рис. 6. Движение электрона согласно взглядам Лоренца о существовании эфира:
а — при малых скоростях; *б* — при высоких скоростях; *в* — вблизи скорости света

энергии из вакуума невозможно, энергию вакуума не удается вычислить как собственное значение для гамильтониана вакуумного состояния [24—26], т.е. как источника энергии. Следовательно, нарушается закон сохранения энергии. Рассмотрим причины, приводящие к движению частиц, как их неотъемлемые свойства элементарных частиц, и к выполнению законов сохранения энергии. Причиной возникновения механического движения заряженных частиц может быть наличие движения электростатического поля такой частицы. Начнем рассмотрение этой проблемы с покоящегося электрона (система 0) и электрона, находящегося в движении (система 1).

Изменение квадрата импульса при движении частицы (рис. 7):

$$m_{e1}^2 c_{cv}^2 = m_{e0}^2 c_c^2 + m_{ev1}^2 v^2, \qquad (1)$$

где c_c — синусоидальная скорость света;
v — скорость электрона;
m_e — масса электрона.

При расчете импульса частиц в системах отсчета 0 или 1 следует определить положение наблюдателя при измерении — c_c или c_{cv}. Параметры с индексами 0 относятся к покоящемуся электрону, с индексами 1 — к движущемуся со скоростью v_1. Предполагая нахождение точки измерения в системе 0, скорость c_c будет одинакова в обеих системах отсчета, однако время t_{ev} в движущейся системе, согласно Лоренцу, замедляется. В случае предположения, что замедляется c_{cv} пропорционально скорости движения системы v, время t_{ev} остается постоянным. Выбор параметров c_c или c_{cv} зависит от выбора системы отсчета (измерения), если система принята покоящейся (система 0), то применяется c_c. Если система принята движущейся со скоростью v (система 1), то используется c_{cv} (движущаяся система 1) (см. рис. 7). Свойства движущегося со скоростью v электрона (система 1) изменяются согласно преобразованиям Лоренца и зависят от фактора

$$1 - v^2/c^2 = 1 - \beta^2,$$

где β — критерий подобия движущихся систем.

Точное измерение c_{cv} при нахождении внутри движущейся системы отсчета невозможно в связи с изменением самих средств измерения. Выводом в результате измерений будет равенство c_c и c_{cv}.

В скалярном виде разложение вектора скорости равно

$$c_c^2 = c_{cv}^2 = v_v^2,$$

где $c_c = 4\pi c_0$ — синусоидальная скорость света;
c_0 — измеренная скорость света [16, 17];
c_v — скорость движения по радиусу $r'_{де v}$;
v_v — скорость движения частицы.

Разложение скорости приводит к движению частицы в виде спирали с правым винтом при соответствующем соотношении β скоростей c_c и v_v, которое равно постоянной тонкой структуры α [2—12]. Такое соотношение наблюдается, например, в атоме водорода для скоростей c_0 и v_a.

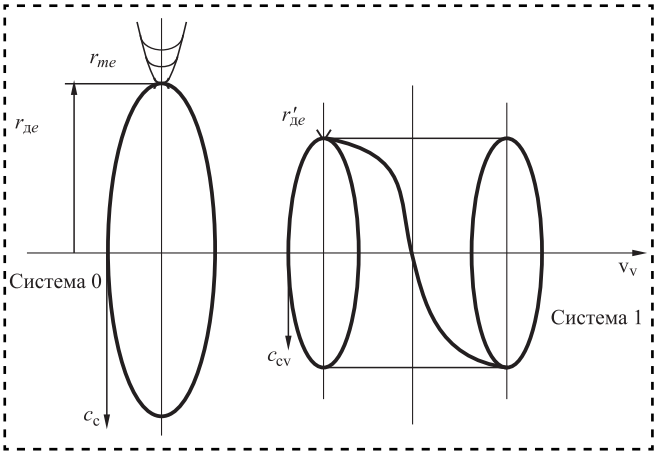


Рис. 7. Покоящийся электрон (система 0) и электрон, находящийся в движении (система 1):
r_{me} — радиус электрона; $r_{де}$ — радиус частицы

Бездиссипативные потоки частиц в диссипативных системах

Реальные физические процессы — электрический ток, трение, движение жидкостей, рост кристаллов — неравновесные диссипативные процессы, потоки энергии и вещества вдали от равновесия, в которых возможно возникновение стационарных квантовых потоков вещества, движущихся без диссипации энергии.

Потоки частиц для системы двух фаз (потоков) могут быть представлены в обобщенном виде [2—12, 20, 21]:

$$K_n = A[(1 - \varepsilon_i)B_j + \varepsilon_i C_c]^{1/2}, \qquad (2)$$

где K_n — соотношение потоков фазы I и II в зависимости от температуры;

A — параметр, зависящий от свойств исследуемого вещества;

ε_i — коэффициент распределения частиц по энергии;

B_j —поток фазы I;

C_c — поток фазы II.

В случае полного перехода всей системы в состояние фазы без диссипации частицы в ней движутся с постоянной скоростью без рассеяния энергии. Элементарные частицы в одном состоянии подобны, так как в основе движения частиц лежит винтовая спираль (см. рис. 7). Более того, при фазовом переходе системы из одного состояния в другое частицы (например, электроны), входящие в состав системы в одном состоянии, не просто подобны, они тождественны, т.е. равны. Это относится и к частицам, входящим в состав диссипативной фазы, и к потоку частиц, движущихся без диссипации энергии.

Области кристаллизации более тугоплавких дихалькогенидов смещены в зону более высоких температур, наиболее высокие температуры перехода от аморфной структуры к текстурированной кристаллической наблюдали для диселенида вольфрама WSe_2 (см. рис. 1 и 8). Это связано со смещением потенциального барьера поверхностной энергии в область более высоких температур. Такое смещение приводит к увеличению ширины области кристаллизации (наименьшая ширина области кристаллизации у MoS_2 (473...523 K), наибольшая у WSe_2 (493...563 K)) [1—12]. При уменьшении потенциального барьера фазового перехода вещества происходит смещение фазового перехода в область более низких температур с одновременным сужением зоны фазового перехода (см. рис. 1 и 8).

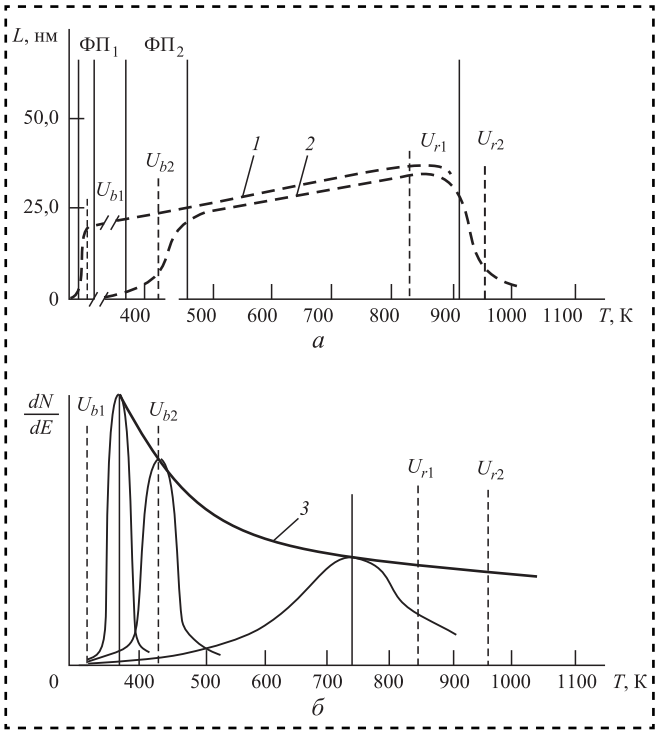


Рис. 8. Зависимость роста кристаллов *L* (*а*) и распределения частиц по энергиям (*б*) от температуры:

1, *2* — характеристика L для соединений MX_2; *3* — огибающая точек перегиба кривых распределения по энергиям частиц MX_2; $U_{b1,2}$ — потенциальный барьер поверхности MX_2; $U_{r1,2}$ — энергия связи MX_2; $ФП_1$ и $ФП_2$ — области фазовых переходов

Равенство всех однотипных критериев подобия для физических явлений и систем — необходимое и достаточное условие их физического подобия.

Низкотемпературная сверхпроводимость проявляется при возможности возникновения и существования пар Купера (связанное состояние двух взаимодействующих через фонон электронов) и их тепловой энергии выше потенциального барьера поверхности Ферми, что создает движение по поверхности Ферми без диссипации энергии при соответствующих температурах (рис. 9). Возникает при условной граничной температуре ниже 30 K. Низкотемпературная сверхпроводимость описывается теорией Бардина—Купера—Шриффера [13—14, 19]. С повышением температуры поступающих потоков тепла становится достаточно, чтобы разрушить пары Купера. Такое движение осуществляется при образовании над поверхностью Ферми ниже зоны проводимости энергетической щели, вдоль которой происходит бездиссипативное перемещение частиц. На основе обобщенного уравнения (2) для системы двух фаз потоки частиц представляют в виде коэффициента подобия для низкотемпературной сверхпроводимости, который определяют как коэффициент электрического сопротивления вещества $K_{нсп}$ [2—12]. В случае низкотемпературной сверхпроводимости происходит фазовый переход нормальных электронов в бозе-конденсат низкотемпературной сверхпроводящей фазы из пар Купера:

$$K_{нсп} = A[(1 - \varepsilon_f)B_{нсп} + \varepsilon_f C_n]^{1/2}, \qquad (3)$$

где $K_{нсп}$ — электрическое сопротивление исследуемого вещества, растущее соответственно с ростом температуры;

A — параметр, зависящий от свойств исследуемого вещества;

ε_f — коэффициент распределения частиц по энергии Ферми—Дирака;

$B_{нсп}$ — число частиц сверхпроводящей фазы Бозе—Эйнштейна;

C_n — число частиц нормальной проводящей электронной фазы (электронный газ).

В отношении коэффициента распределения частиц по энергии ε в случае сверхнизкого тре-

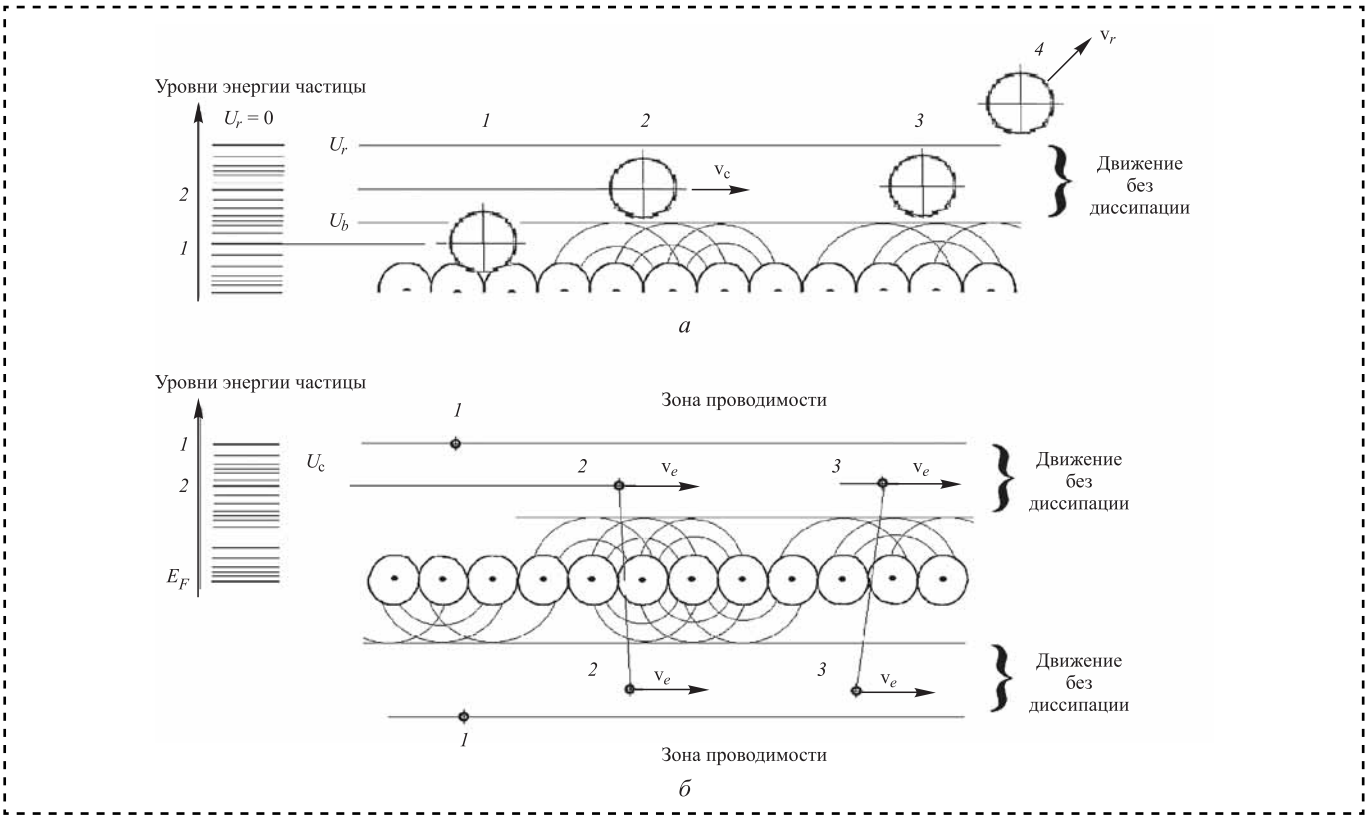


Рис. 9. Перемещение частиц вещества без диссипации энергии по эквипотенциальным поверхностям выше критического уровня энергии (в момент перескока из положения *1* в положение *3* атом находится в состоянии движения без рассеяния энергии):

а — атома (молекулы по сингулярной плоскости (0001) дихалькогенида — при повышении тепловой энергии; *б* — электрона куперовской пары с уровня Ферми в нижний уровень зоны проводимости (в случае образования куперовской пары электрон находится в состоянии сверхпроводимости) — при охлаждении

ния необходимо использовать распределение Максвелла, в случае сверхтекучести и сверхпроводимости — статистики Ферми—Дирака и Бозе—Эйнштейна (с соответствующими распределениями частиц по энергии).

Переменные параметры $B_{\text{нсп}}$ и C_n относятся к единичным частицам, а состояние всей фазы определяет параметр ε_f. В предельном случае остается только сверхпроводящая бездиссипативная фаза и реализуется феномен сверхпроводимости [2]

$$K_{\text{нсп}} = A[(1 - \varepsilon_f)B_{\text{нсп}}]^{1/2}.$$

Тогда коэффициент подобия $K_{\text{пнсп}} = n_{\text{сп}}K_{\text{нсп}}$, где $n_{\text{сп}}$ — коэффициент пропорциональности в случае сверхпроводимости.

Сверхтекучесть можно представить как сверхтекучее состояние вещества с помощью уравнения (2), где свойства вещества зависят от количественного соотношения двух фаз.

В случае сверхтекучести ^{3}He формируется система, состоящая из атомов с полуцелым спином (фермионов) в связанном состоянии в виде куперовских пар, которые обладают целым спином, поэтому могут образовывать бозе-конденсат атомов ^{3}He, находящихся в тождественном состоянии. Такая система частиц перемещается без диссипации энергии.

В случае сверхтекучести ^{4}He образуется жидкость, состоящая из атомов гелия с целым спином (бозонов). Жидкий гелий ^{4}He сверхтекуч ниже температуры 2,17 K. Бозе-конденсат атомов ^{4}He формируется без образования пар Купера из фермионов. Электронное строение внешней оболочки ^{4}He подразумевает наличие спаренных электронов, и атомы ^{4}He можно рассматривать при соответствующих низких температурах как конденсат бозонов.

Сверхтекучесть ^{4}He можно представить соотношением обычной He I и сверхтекучей He II фаз. Тогда уравнение (2) для сверхтекучести ^{4}He является соотношением двух фаз в двухжидкостной гидродинамике Ландау:

$$K_{\text{ст}} = k_{\text{ст}}A[(1 - \varepsilon_b)B_{\text{HeII}} + \varepsilon_f C_{\text{He}}]^{1/2}, \qquad (4)$$

где ε_b — коэффициент распределения частиц по энергии Бозе—Эйнштейна;

ε_f — коэффициент распределения частиц по энергии Ферми—Дирака;

B_{HeII} — число частиц бозе-конденсата He II;

C_{He} — число частиц нормального жидкого ^4He и ^3He;

A — параметр, зависящий от структуры и свойств наносимого вещества;

$K_{ст}$ — относительная сила сопротивления перемещению частиц жидкости.

Переменные параметры C_{He} и B_{HeII} относятся к единичным частицам, а состояние всей фазы определяет параметр ε_b. В предельном случае остается только сверхтекучая бездиссипативная фаза и реализуется феномен сверхтекучести [2]

$$K_{ст} = A[(1 - \varepsilon_f)B_{HeII}]^{1/2}. \quad (8)$$

Тогда, соответственно, коэффициент подобия $K_{пст} = n_{ст}K_{ст}$, где $n_{ст}$ — коэффициент пропорциональности в случае сверхтекучести.

Возникновение новых уровней энергии, запрещенных для частиц в обычном состоянии, показано на рис. 9. Например, электрон с нижнего уровня зоны проводимости в обычных условиях при охлаждении переходит на уровень Ферми, однако при образовании куперовской пары формируется новый разрешенный уровень (см. рис. 9, *б*).

Равенство всех однотипных критериев подобия для двух физических явлений и систем — необходимое и достаточное условие их физического подобия. Поэтому сверхнизкое трение, сверхпроводимость, сверхтекучесть являются подобными явлениями переноса вещества без диссипации энергии.

Высокотемпературная сверхпроводимость. В последнее время под высокотемпературными сверхпроводниками подразумевают сверхпроводники с критической температурой выше точки кипения азота (77 K или −196 °C). Рекордным значением критической температуры T_c = 135 K (под давлением 165 K или −109 °C) обладает вещество $HgBa_2Ca_2Cu_3O_{8+x}$. Среди простых химических соединений открыта сверхпроводимость диборида магния MgB_2 с критической температурой 39 K, которую можно объяснить наличием в MgB_2 не одной энергетической щели, а двух. В сверхпроводящем дибориде магния присутствуют два сорта куперовских пар. Их взаимодействие обеспечивает высокую температуру сверхпроводимости. У каждого сорта электронных пар есть свой размер или своя длина когерентности. Каждой из двух энергетических щелей Δ_1 и Δ_2 соответствует своя длина когерентности ξ_1, ξ_2 и лондоновская глубина проникновения λ_1, λ_2. Если применить критерий Абрикосова для MgB_2, то для первой щели $k = \lambda_1/\xi_1 \approx 0{,}66 < 1/\sqrt{2}$, а для второй — $k = \lambda_2/\xi_2 \approx 3{,}68 > 1/\sqrt{2}$, т.е. одновременно существуют две сверхпроводимости — первого и второго рода. Кристаллическая структура этого вещества представляет собой чередующиеся слои бора и слои магния. Слоистость приводит к анизотропии физических свойств, т.е. электрическая проводимость, оптический спектр поглощения и прочность различны в плоскости слоев и в направлении, перпендикулярном слоям.

Обнаружен новый класс сверхпроводящих соединений с высоким значением критической температуры T_c слоистых соединений на основе железа и элементов V группы (пниктидов) либо Se, так называемых ферропниктидов (или селенидов) железа.

В случае высокотемпературной сверхпроводимости происходит фазовый переход нормальных электронов в бозе-конденсат низкотемпературной сверхпроводящей фазы куперовских пар при росте температуры в отличие от низкотемпературной сверхпроводимости:

$$K_{всп} = A[(1 - \varepsilon_b)B_{всп} + \varepsilon_f C_n]^{1/2}, \quad (5)$$

где ε_f — коэффициент распределения частиц по энергии Ферми—Дирака;

$B_{всп}$ — число частиц сверхпроводящей фазы Бозе;

ε_b — коэффициент распределения частиц по энергии Бозе—Эйнштейна;

C_n — число частиц нормальной проводящей электронной фазы (электронный газ);

$K_{всп}$ — электрическое сопротивление исследуемого вещества, растущее соответственно с ростом температуры.

При определенной критической температуре сопротивление падает до нуля и возникает явление высокотемпературной сверхпроводимости.

Переменные параметры $B_{всп}$ и C_n относятся к единичным частицам, а состояние всей фазы определяет параметр $\varepsilon_в$ (распределение Бозе—Эйнштейна). В предельном случае остается только сверхпроводящая бездиссипативная фаза и реализуется феномен высокотемпературной сверхпроводимости [2—12]

$$K_{всп} = A[(1 - \varepsilon_f)B_{всп}]^{1/2}.$$

Тогда коэффициент подобия $K_{сп} = n_{сп}K_{всп}$, где $n_{сп}$ — коэффициент пропорциональности в случае высокотемпературной сверхпроводимости.

С ростом температуры пропорционально увеличивается тепловая энергия $E = kT/2$ и, соответственно, длина свободного пробега частиц. Увеличение скорости движения частиц приводит к возникновению вихрей сверхпроводящего тока (вихрей Абрикосова). Исследованиями А.А. Абрикосова теоретически было показано, что проникновение магнитного поля в сверхпроводник 2-го рода происходит в виде квантованных вихревых нитей, и такая система энергетически выгодна. Образование вихревых структур наблюдается при взаимодействии электрона и протона с образованием атома водорода и излучением фотона (рис. 10). Направление скоростей разлета частиц v_e и фотонов $v_ф$ является перекрестным и составляет 90°.

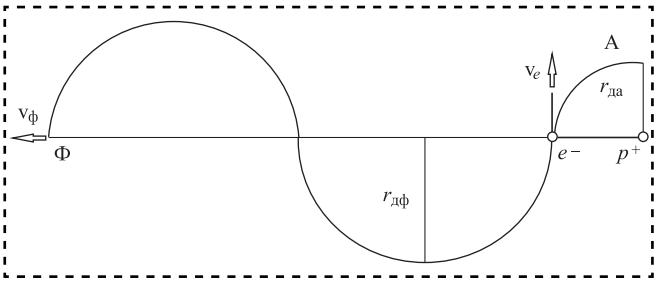


Рис. 10. Излучение фотона (Ф) атомом водорода (А)

При этом возникают кратные постоянной α соотношения подобия:

— отношение классического радиуса электрона (радиуса Лоренца или длины томсоновского рассеяния) r_{me} к комптоновскому радиусу электрона $r_{де}$ равно α;

— отношение комптоновского радиуса электрона $r_{де}$ к радиусу первой боровскоой орбиты $r_{да}$ равно α;

— отношение радиуса первой боровской орбиты электрона в атоме водорода (комптоновского радиуса атома водорода $r_{да}$) к радиусу деброй-левской волны фотона $r_{дф}$, излученного с этой орбиты электроном, равно α.

В основе подобного вихревого движения лежит формирование квазичастиц из пар Купера и фононов основной решетки сверхпроводящего вещества. Возникают сверхпроводящие образования в виде сверхструктур, размеры которых существенно превосходят период основной решетки вещества (10...10^2 нм). Такие сверхструктуры подобны основной кристаллической решетке вещества, взаимосвязаны с ней и являются аналогами анизотропной слоистой структуре сверхпроводника 2-го рода.

Сверхнизкое трение получено на слоистых веществах в высоком вакууме при энергетическом воздействии (высоких температурах, при облучении альфа-частицами или электронами) [1]. Сверхнизкое трение возникает при наличии в зоне трения атомно-гладких плоскостей [0001] с одинаковыми по величие и достаточно малыми потенциальными барьерами, равными тепловой энергии частиц [1—12]. Например, энергия связи плоскостей [0001] в дихалькогенидах является ван-дер-ваальсовой. Потоки частиц на таких поверхностях могут двигаться в отсутствие сил сопротивления без рассеяния энергии при нормальных условиях на воздухе (см. рис. 9, *а*, кривая *2*). Подобный феномен определяется зависимостью коэффициента скольжения $K_{снт}$ от соотношения количеств конденсированной $B_к$ и мигрирующей $C_{ст}$ фаз:

$$K_{снт} = A[(1 - \varepsilon_м)B_к + \varepsilon_м C_{снт}]^{1/2}, \qquad (6)$$

где A — параметр, зависящий от свойств исследуемого вещества;

$\varepsilon_м$ — число частиц с энергией, превышающей потенциальный барьер поверхности U_b,

$$\varepsilon_м = D\int_{U_b}^{U_r}\left(\frac{dN}{dv}\right)dT;$$

D — коэффициент пропорциональности;

U_r — энергия связи частицы с поверхностью.

Частицы на поверхности с энергией $U_b < E_T < U_r$ подчиняются максвелловскому распределению по скоростям dN/dv. В случае отсутствия конденсированной фазы сохраняется только мигрирующая фаза переноса вещества без диссипации энергии в отсутствие сил сопротивления

$$K_{снт} = A(\varepsilon_м C_{снт})^{1/2}.$$

Перенос частиц возможен по эквипотенциальным поверхностям слоистого анизотропного твердого тела с особым изоэнергетическим уровнем энергетической щели выше уровня Ферми, где образуется соответствующая энергетическая щель. При этом частицы (атомов или молекул) должны иметь на внешних оболочках спаренные электроны с целочисленным спином и заполненными внешними электронными оболочками. Подобное состояние частиц обеспечивает отсутствие взаимодействия частиц между собой и позволяет перемещать поток вещества по эквипотенциальным поверхностям энергетической щели в процессе трения. Соответственно, коэффициент подобия $K_{пснт} = n_{снт}K_{снт}$, где $n_{снт}$ — коэффициент пропорциональности в случае сверхнизкого трения.

Для получения сверхнизкого трения необходимо создание сверхструктур, подобных основной кристаллической структуре антифрикционного вещества типа дихалькогенидов.

Базисная ячейка сверхструктуры кратна элементарной ячейке исходной структуры (рис. 11). Образование упорядоченных сверхструктур возможно, например, с помощью легирования.

В отношении коэффициента распределения частиц по энергии $\varepsilon_п$ следует отметить, что в случае сверхнизкого трения необходимо использовать распределение Максвелла, в случае сверхтекучести и сверхпроводимости используются статистики Ферми—Дирака и Бозе—Эйнштейна (с соответствующими распределениями частиц по энергии).

Установлено подобие сверхнизкого трения, сверхпроводимости, сверхтекучести, роста покрытий в вакууме. Критерием подобия служит соотношение количества двух фаз при наличии фазового перехода между ними при критической величине характерного параметра (преодоление энергетического потенциального барьера). Предельным случаем является отсутствие диссипативной

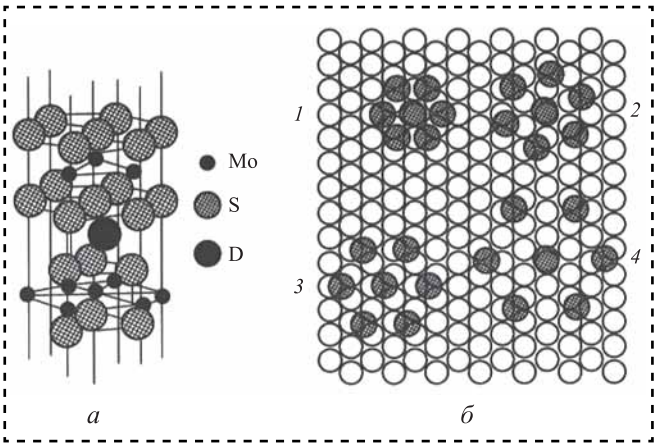


Рис. 11. Кристаллическая структура покрытий MoS_2D_x:
а — расположение атомов D в гексагональных кристаллах 2H—MoS_2; *б* — варианты размещения атомов D на плоскости (0001):
1 — $a_c = 2a_0/\sqrt{3}$; *2* — $a_c = 1{,}527a_0$; *3* — $a_c = a_0\sqrt{3}$; *4* — $a_c = 4a_0/\sqrt{3}$ (a_0 — период решетки вдоль оси *a* гексагонального 2H—MoS_2, a_c — период решетки сверхструктуры)

фазы и сохранение фазы, в которой потоки вещества движутся без рассеяния энергии. К такому фазовому состоянию относятся сверхнизкое трение, сверхпроводимость, сверхтекучесть.

Квантовые потоки частиц на эквипотенциальных поверхностях как сверхструктуры в конденсированных средах

Движение упорядоченных квантовых потоков возникает на анизотропных эквипотенциальных поверхностях и определяется кристаллической структурой конденсированной среды. Квантовые потоки частиц не являются самостоятельными образованиями, они существуют как сверхструктуры, взаимосвязанные с соответствующей кристаллической структурой подложки.

Сверхтекучее и сверхпроводящее состояния вещества, которые можно рассматривать как сверхтекучесть электронного газа из куперовских пар с целочисленным спином, являются подобными явлениями, как и сверхнизкое трение, определяемое подвижностью частиц двухмерной мигрирующей фазы. Такой газ находится в особом квантовом состоянии, когда у всего коллектива частиц одинаковый энергетический уровень. Происходит это в результате фазового перехода (преодоления потенциального барьера) частиц из обычного состояния в сверхпроводящую фазу. Сверхнизкое трение, сверхпроводимость и сверхтекучесть в предельном случае состоят из одной фазы, частицы которой движутся вдоль эквипотенциальных поверхностей без диссипации энергии, т.е. представляют собой квантовый поток в виде сверхструктуры на эквипотенциальных поверхностях типа поверхности Ферми или плоскости (0001) дихалькогенида. Сверхструктуры в этом случае представляют собой квантовые потоки, движущиеся по энергетически выгодным направлениям кристаллической структуры.

Свойства электрона как частицы связаны с волновыми свойствами (волной де Бройля) через импульс частицы

$$P = hk,$$

где k — волновой вектор.

Исследованные феномены — подобные явления. Критерии подобия для этих явлений — количественные соотношения фаз (и перекрестных потоков), определяемые фазовым переходом при критическом характерном параметре (преодоление энергетического потенциального барьера). Равенство всех однотипных критериев подобия для физических явлений и систем — необходимое и достаточное условие их физического подобия. Движение потоков частиц без диссипации энергии осуществляется по изоэнергетическим пространствам в диссипативной системе. Наиболее вероятно такое явление на эквипотенциальных поверхностях типа уровней Ферми, вдоль которых возможно движение потоков частиц без диссипации энергии. Подобные эквипотенциальные поверхности могут существовать в следующих случаях:

— в виде изоэнергетических уровней выше уровня Ферми, где образуется соответствующая энергетическая щель с эквипотенциальными поверхностями;

— в случае наличия ван-дер-ваальсовых плоскостей (0001) с изоэнергетическими уровнями в анизотропном слоистом веществе (типа дихалькогенидов, диборидов).

Рассмотрим создание конденсированного состояния вещества как диссипативной системы, в которой возникают потоки частиц, движущихся без рассеяния энергии. Эквипотенциальные поверхности орбит в атомах и движение электронов по таким поверхностям без рассеяния энергии подобно потокам частиц, движущимся по эквипотенциальным поверхностям без диссипации. Периодическая система состоит из подобных элементов (атомов с разным количеством электронных орбит), формирующихся из электронов и протонов, размещенных в среде по определенным правилам. В атоме водорода электрон движется по эквипотенциальной поверхности квантовой орбиты (уровня) без рассеяния энергии. Орбита имеет кривизну, отношение которой к радиусу комптоновской длины

электрона пропорционально постоянной тонкой структуры α. Однако с помощью теории подобия возможно создание конденсированного твердого тела с достаточно гладкими сингулярными поверхностями (например, плоскостями (0001)) слоистого вещества типа дихалькогенида.

В случае сверхпроводимости движение частиц без диссипации проявляется при возникновении пар Купера с энергией выше потенциального барьера поверхности Ферми, что создает возможность движения по поверхности Ферми без диссипации энергии при соответствующих температурах. Электроны куперовской пары движутся в двух параллельных пространствах Ван-дер-Ваальса между пакетами слоистого вещества. При нормальных условиях в слоистых кристаллических структурах с высокой анизотропией свойств движущаяся куперовская пара может существовать достаточно долго. Такая стабильность частиц и отсутствие теплового рассеяния (в виде излучения фотонов) обеспечивается геометрическим построением частиц пропорционально постоянной тонкой структуры α [2—9]. Уровень энергии частицы в щели [10]:

$$E_g = (E_{con} - E_f)/2,$$

где E_f — энергия Ферми;

E_{con} — энергия нижнего уровня зоны проводимости.

Учитывая, что уровень энергии щели может быть расположен не в центре, а смещен пропорционально постоянной тонкой структуры, вычислим коэффициент подобия частиц в щели

$$K_s = n_s\alpha = (E_{con} - E_f)/E_g,$$

где n_s — коэффициент, определяющий расположение щели.

Энергетическая щель может быть не одна, а расщеплена симметрично на две и более [18, 19, 25—28]. При этом на энергетически выгодных кристаллографических направлениях образуются коллективные потоки бозонов в одинаковом квантовом состоянии. Постоянная тонкой структуры α также входит в критерий подобия для квантовых потоков частиц в конденсированных средах.

В случае процесса трения движение без диссипации энергии означает отсутствие сил сопротивления движению между частицей (атомом, молекулой, кластером) и плоскостью (0001), по которой движется с тепловой энергией частица [1—11]. Затраты энергии в этих экспериментах возникали при ориентации плоскостей (0001) дихалькогенида параллельно поверхности трения в процессе приработки, сила взаимодействия между частицами и плоскостями (0001) в процессе трения исчезала. Наличие легирующих частиц на поверхностях трения увеличивает расстояние между плоскостями (0001) и уменьшает энергию взаимодействия между слоями.

Механизм антифрикционного действия, объясняющий возникновение эффекта сверхнизкого трения твердых слоистых материалов на воздухе при нормальных условиях, основан на следующих особенностях свойств дихалькогенидов:

— слабое ван-дер-ваальсовское взаимодействие между пакетами X—M—X (X — халькоген, M — металл) дихалькогенида, не связанное с обменом или обобществлением электронов;

— легкостью раскалывания кристаллов по плоскостям (0001) пакетов X—M—X друг относительно друга;

— легирование существенно усиливает эти особенности, реализуя такое скольжение слоев с участием частиц легирующих веществ без диссипации энергии;

— перемещение частиц без диссипации (теплового рассеяния) при нормальных условиях возможно вдоль эквипотенциальных поверхностей (0001) слоистых анизотропных соединений.

В пространствах Ван-дер-Ваальса реализуется дальнодействующее дисперсионное взаимодействие ван-дер-ваальсовых сил и нет свободных валентных электронов, способных образовывать сильные обменные взаимодействия. Легирование приводит к увеличению расстояния между слоями при размещении легирующих атомов D в межпакетных пространствах. В качестве легирующего вещества D могут быть выбраны элементы или соединения, не образующие сильных (химических) связей с основной решеткой MoS_2. Тем самым возникает возможность перемещения потоков частиц без диссипации (рассеяния) энергии по эквипотенциальным поверхностям.

Диссипативные процессы — следствие действия сил сопротивления, возникающих при обменных процессах перемещения частиц и сопровождающихся излучением фотонов. Взаимодействия между пакетами X—M—X дихалькогенида имеют дисперсионную природу: диполи образуются под действием коллективных фононных колебаний атомов внутри пакета X—M—X. Такие колебания вызывают аддитивно связанные фононные колебания с поляризацией противоположного знака в соседнем пакете. Именно слоистые вещества обладают выраженной анизотропией свойств, что проявляется в возможности существенных аномалий электромагнитных и физико-механических характеристик, не наблюдаемых у других веществ [1—12, 18, 19, 28].

Выводы

Обнаружено подобие явлений (сверхнизкое трение, сверхпроводимость, сверхтекучесть, рост кристаллов в вакууме) и определены критерии

подобия как соотношение количества двух фаз (потоков частиц) с различными свойствами.

Исследовано явление переноса потоков частиц без диссипации энергии вдоль эквипотенциальных поверхностей, имеющее квантово-механическую природу.

Квантовые потоки имеют вид вихревых сверхструктур, взаимосвязанных с основной кристаллической структурой системы.

Осуществление такого движения вещества возможно по эквипотенциальным поверхностям слоистого твердого тела с особыми изоэнергетическими уровнями выше уровня Ферми, где образуется соответствующая энергетическая щель.

Нанесение композиционных легированных покрытий приводит к возможности получения сверхнизкого трения при нормальных условиях на воздухе и возрастанию долговечности покрытия в несколько раз.

Библиографический список

1. **Ноженков М.В.** О низком трении твердых тел // Трение и износ. 1987. Т. 8, № 3. С. 459—466.
2. **Ноженков М.В.** Оборудование для нанесения износостойких антифрикционных композиций // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2013. № 8. С. 20—28.
3. **Ноженков М.В.** Влияние структуры на сверхнизкое трение покрытий, нанесенных ионным распылением // Поверхность. 2015. № 5. С. 100—112.
4. **Ноженков М.В.** Рост фрактальной структуры при нанесении вакуумных ионно-плазменных покрытий // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 7. С. 11—28.
5. **Ноженков М.В.** Структура и свойства вакуумных ионно-плазменных покрытий // Поверхность. № 1. 2014. С. 54—63.
6. **Nozhenkov M.V.** The ultra-low friction of layer structures // Mechanical Engineering Research. 2013. Vol. 3. N 2. P. 73—90.
7. **Nozhenkov M.V.** Superlow interaction in layered structures // Global Journal of Researches In Engineering. 2014. Vol. 14-A. P. 55—61.
8. **Ноженков М.В.** О слабых взаимодействиях частиц в твердых телах // Наноинженерия. 2012. № 3 (9). С. 41—47.
9. **Ноженков М.В.** Кристаллическая структура и свойства покрытий, наносимых вакуумными ионно-плазменными методами // Упрочняющие технологии и покрытия. 2012. № 9. С. 38—48.
10. **Ноженков М.В.** Возникновения потоков подобных частиц без диссипации энергии // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 12. С. 31—42.
11. **Ноженков М.В.** Потоки подобных частиц без диссипации энергии // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2016. № 5. С. 38—48.
12. **Ноженков М.В.** Потоки подобных частиц без диссипации энергии // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2016. № 6. С. 23—33.
13. **Савельев И.В.** Курс общей физики. Т. 2. М.: Астрель, 2008. 336 с.
14. **Орир Дж.** Физика. Т. 1—2. М., Мир, 1981.
15. **Фейнман Р.** Квантовая электродинамика. Новокузнецкий физико-математический институт, 1998. 216 с.
16. **Каршенбойм С.Г.** Фундаментальные физические константы: роль в физике и метрологии и рекомендованные значения // Успехи физических наук. 2005. Т. 175. С. 271—298.
17. **Каршенбойм С.Г.** Прогресс в уточнении фундаментальных физических констант: рекомендованные значения КОДАТА 2010 // Успехи физических наук. 2013. Т. 183. С. 935—968.
18. **Babaev E., Speight M.** Semi-Meissner state and neither type-I nor type-II superconductivity in multicomponent superconductors // Phys. Rev. B 72. 180502(R). 2005.
19. **Булаевский Л.Н.** Сверхпроводимость и электронные свойства слоистых соединений // Успехи физических наук. 1975. Т. 116. 449 с.
20. **Ноженков М.В.** Бездиссипативные потоки вещества в конденсированных средах // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 2. С. 20—31.
21. **Ноженков М.В.** Влияние структуры на создание бездиссипативных потоков в конден-сированных средах // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 4. С. 16—32.
22. **Веников В.А., Веников Г.В.** Теория подобия и моделирования. М.: Высшая школа, 1984. 439 с.
23. **Шалимова К.В.** Физика полупроводник. СПб.: Лань. 2010. 400 с.
24. **Зи С.** Физика полупроводниковых приборов. Т. 1. М.: Мир, 1984. 456 с.
25. **Фейнман Р., Лейтон Р., Сэндс М.** Фейнмановские лекции по физике. М.: Мир, 1976. 440 с.
26. **Ахиезер А.И., Берестецкий В.Б.** Квантовая электродинамика. М.: Наука, 1981. 428 с.
27. **Мартинсон Л.К., Смирнов Е.В.** Квантовая физика. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2012. 528 с.
28. **Moshchalkov V., Menghini M., Nishio T.** Type-1.5 Superconductivity // Phys. Rev. Lett. 102. 117001. 2009.

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 10.01.2017. Подписано в печать 01.03.2017. 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.