

ЖУРНАЛ ВЫХОДИТ ПРИ СОДЕЙСТВИИ МЕЖДУНАРОДНОГО СОЮЗА МАШИНОСТРОИТЕЛЕЙ
ЖУРНАЛ ВХОДИТ В ПЕРЕЧЕНЬ УТВЕРЖДЕННЫХ ВАК РФ ИЗДАНИЙ ДЛЯ ПУБЛИКАЦИЙ ТРУДОВ СОИСКАТЕЛЕЙ УЧЕНЫХ СТЕПЕНЕЙ ПО ГРУППАМ НАУЧНЫХ СПЕЦИАЛЬНОСТЕЙ: 01.02.01 — Теоретическая механика, 01.02.04 — Механика деформируемого твердого тела, 01.02.06 — Динамика, прочность машин, приборов и аппаратуры, 05.02.02 — Машиноведение системы приводов и детали машин, 05.02.04 — Трение и износ в машинах, 05.02.05 — Роботы, мехатроника и робототехнические системы, 05.02.07 — Технология и оборудование механической и физико-технической обработки, 05.02.10 — Сварка, родственные процессы и технологии, 05.02.11 — Методы контроля и диагностика в машиностроении, 05.02.13 — Машины, агрегаты и процессы, 05.02.18 — Теория механизмов и машин, 05.04.11 — Атомное реакторостроение, машины, агрегаты и технология материалов атомной промышленности

2021 Том 22
11 (256)

СОДЕРЖАНИЕ

Технологичность конструкции

Киселев В.В., Иванов В.Е. Конструирование робототехнического комплекса легкого класса на основе модульной компоновки для мониторинга, разведки и тушения загораний 483

Обеспечение качества. Испытания. Контроль

Анисимова М.А., Кичанова А.А., Родионова Е.Н. Моделирование поверки средств измерений сборочного производства 486

Трение и смазка в машинах и механизмах

Панин С.В., Цзянкунь Ло, Буслевич Д.Г., Алексенко В.О., Корниенко Л.А. Влияние условий трибоиспытаний на сопротивление изнашиванию трехкомпонентных твердосмазочных композитов на основе полиимида в условиях металлополимерных трибосопряжений 490

Поляков П.А. Распределение температурного поля по толщине тормозного диска 506

Шишкарёв М.П. Модернизация адаптивной фрикционной муфты второго поколения (базовый вариант) 513

Измайлов В.В., Новоселова М.В. Экспериментальное исследование фрикционных характеристик керамической пары трения 522

В помощь конструктору, технологу

Руднева Л.Ю. Повышение технического уровня сборки агрегатов путем типизации операций 526

Председатель редакционного совета
В.И. КОЛЕСНИКОВ, академик РАН

Редакционный совет

МОСКВА

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

Региональные редсоветы

ВЛАДИВОСТОК

Ю.Н. КУЛЬЧИН, акад. РАН
А.А. СУПОНЯ, к.т.н.

ВОЛГОГРАД

В.И. ЛЫСАК, акад. РАН

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.

НИЖНИЙ НОВГОРОД

С.В. ГОЛУБЕВ, инж.

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.
И.В. КОЛЕСНИКОВ, д.т.н., проф.
А.П. СЫЧЕВ

Ответственные за подготовку и выпуск номера:

Е.М. НУЖДИНА, И.М. ГЛИКМАН

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.

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. БАСИНОК, 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.

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

Журнал распространяется по подписке, которую можно оформить в любом почтовом отделении (индекс по каталогу "Пресса России" — 84967) или непосредственно в издательстве
Тел.: 8 (499) 269-54-98, 269-54-96
E-mail: sborka@mashin.ru, http://www.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.

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 BY GROUPS OF SCIENTIFIC SPECIALTIES: 01.02.01 — Theoretical mechanics, 01.02.04 — Mechanics of a deformable solid, 01.02.06 — Dynamics, durability of machines, devices and apparatus, 05.02.02 — Machine science of drive systems and machine parts, 05.02.04 — Friction and wear in machines, 05.02.05 — Robots, mechatronics and robotic systems, 05.02.07 — Technology and equipment for mechanical, physical and technical processing, 05.02.10 — Welding, related processes and technologies, 05.02.11 — Control methods and diagnostics in mechanical engineering, 05.02.13 — Machines, units and processes, 05.02.18 — Theory of mechanisms and machines, 05.04.11 — Nuclear reactor construction of machine, units and technology of the nuclear industry materials

2021 Vol. 22
11 (256)

CONTENTS

Manufacturability of a construction

Kiselev V.V., Ivanov V.E. Construction of a light-class robotic complex based on a modular layout for monitoring, reconnaissance and extinguishing fires 483

Quality assurance. Testing. Monitoring

Anisimova M.A., Kichanova A.A., Rodionova E.N. Simulation of verification of measuring instruments of assembly production 486

Friction & lubrication in machines and mechanisms

Panin S.V., Jiangkun Lo, Buslovich D.G., Aleksenko V.O., Kornienko L.A. Effect of tribological test conditions on wear resistance of three-component solid lubricant olyimide-based composites under sliding against metal counterparts . . . 490

Polyakov P.A. Distribution of the temperature field by the thickness of the brake disc 506

Shishkarev M.P. Modernization of the adaptive friction clutch second generation (basic version) 513

Izmailov V.V., Novoselova M.V. Experimental study of frictional characteristics of ceramic friction pair 522

Industrial and design engineer's aid

Rudneva L.Yu. Improving the technical level of assembly of units by applying typical operations 526

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
S.M. ZAKHAROV
I.N. ZININA

Yu.L. IVANOV
A.V. IGNATOV
A.I. KUMENKO
I.A. LUBININ
B.V. SHANDROV
A.G. KHOLODKOVA

Regional editors

VLADIVOSTOK

Yu.N. KULSHIN
A.A. SUPONIA

VOLGOGRAD

V.I. LYSAK

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

NIZHNY NOVGOROD

S.V. GOLUBEV

OREL

Yu.S. STEPANOV
G.A. KHARLAMOV

ORENBURG

A.N. POLYAKOV
A.I. SERDUK
A.P. FOT

PERM

S.M. BELOBORODOV
V.F. MAKAROV

ROSTOV-ON-DON

A.A. RYZHKIN
I.V. KOLESNIKOV
A.P. SYCHEV

RYBINSK

V.F. BEZIAZYCHNYI
V.V. NEPOMILUEV
A.N. SEMENOV

SAMARA

Yu.A. VASHUKOV
M.A. EVDOKIMOV

ST.-PETERSBURG

E.V. SHALOBAEV

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. NUZHINA, I.M. GLIKMAN

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

Journal is distributed on subscription, which can be issues in any post office (index on the catalogue of the "Pressa Rossii" — 84967) or directly in editorial of the journal.

Ph.: 8 (499) 269-54-98, 269-54-96

E-mail: sborka@mashin.ru, <http://www.mashin.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.

В.В. Киселев, В.Е. Иванов, канд-ты техн. наук
(Ивановская пожарно-спасательная академия ГПС МЧС России, г. Иваново)
E-mail: vitaliyivanov@yandex.ru

Конструирование робототехнического комплекса легкого класса на основе модульной компоновки для мониторинга, разведки и тушения загораний

Описана конструкция робототехнического комплекса легкого класса для тушения локальных загораний и проведения разведки при пожаре. Отличительная особенность предлагаемого устройства — применение элементов модульной компоновки в оснащении робототехнической платформы и использование полезной нагрузки. Рассмотрены комплектующие элементы, входящие в состав робототехнического комплекса. Приведены основные технические характеристики робототехнического комплекса.

The design of a light-class robotic complex for extinguishing local fires and conducting reconnaissance in case of fire is described. A distinctive feature of the proposed device is the use of modular layout elements in equipping a robotic platform and using a payload. Component elements of the robotic complex are considered. The main technical characteristics of the robotic complex are given.

Ключевые слова: робототехника, робототехническое устройство, разведка пожара, авария, безопасность, чрезвычайная ситуация.

Keywords: robotics, robotic device, fire intelligence, accident, safety, emergency.

Пожары и стихийные бедствия сопровождаются наличием разнообразных опасных факторов — повышенных температур, взрыво- и газоопасных сред, которые несут угрозу не только здоровью, но часто и жизни пожарного. Для снижения вероятности поражения людей при ликвидации аварий, пожаров, а также последствий других чрезвычайных ситуаций находят применение разнообразные безлюдные технологии, в частности роботизированные установки стационарные или подвижные [1].

Обычно для ликвидации последствий чрезвычайных ситуаций для различных видов работ применяют узконаправленные специализированные устройства. Это влечет за собой сложности, связанные с необходимостью применять для каждого типа роботизированных устройств свою систему управления, запасные части для проведения обслуживания техники. Управление такими роботизированными устройствами также может отличаться, поэтому требует-

ся и наличие квалифицированных специалистов, способных работать с широким спектром подобных машин. Решением этой проблемы может являться разработка широкопрофильного многофункционального роботизированного устройства [2].

Рассмотрим возможность разработки роботизированного устройства, построенного по принципу модульной компоновки.

Такой принцип построения роботизированного устройства позволит существенно расширить область его применения. Будут исключены многие проблемные вопросы, обозначенные выше. Предлагаемое устройство может быть перенастроено в короткое время для решения конкретной задачи, например, оснащено средствами пожаротушения, манипулятором, приборами видеонаблюдения и контроля и т.д. [3, 5].

Разработан экспериментальный образец робототехнической платформы в составе робото-

технического комплекса [4]. Подвижное шасси изготовлено из негорючих ударопрочных материалов, модуль управления надежно защищен в корпусе машины (рис. 1 на стр. 2 обложки).

В данном исполнении робототехнический комплекс настроен на тушение небольших загораний, поиска пострадавших и проведения видеонаблюдения. Для этого на подвижной платформе робототехнического комплекса установлена необходимая аппаратура — модули порошкового тушения, видеокамера с возможностью передачи изображения на расстояние. При необходимости данное оборудование может быть заменено на другое для решения необходимых задач. При этом перенастройка роботизированной установки занимает незначительное время (до 10 мин). Например, вместо средств пожаротушения, можно установить манипулятор (рис. 2 на стр. 2 обложки). Такой вариант оснащения роботизированной платформы позволит организовать работу с взрывоопасными предметами.

При изготовлении подвижной роботизированной платформы применяли стальные листы, обеспечивающие необходимые прочностные показатели. В движение устройство приводится двумя серводвигателями общей мощностью 600 Вт. Установлен гусеничный движитель, позволяющий осуществлять передвижение платформы по пересеченной местности. Такой принцип приведения в движение повышает маневренность устройства, обеспечивая развороты на месте на любой необходимый угол. Роботизированная платформа управляется дистанционно, позволяя оператору оставаться в безопасном месте. Контроль за движением устройства осуществляется при помощи видеокамеры. Продолжительность работы устройства зависит от различных условий — полезной нагрузки, погодных условий, в том числе от емкости применяемых аккумуляторных батарей. В ходе испытаний разработанной роботизированной платформы выявлено, что устройство способно автономно работать в течение получаса, после чего требуется замена батарей или их перезарядка. Испытания показали, что разработанная платформа обладает достаточными скоростными характеристиками, например, скорость движения по бездорожью составляет около 3 м/с.

При разработке гусеничного движителя в целях обеспечения механической связи катков

использовали зубчатоременную передачу из-за простоты изготовления, относительно высокой передаваемой мощности и отсутствия проскальзывания (рис. 3). К электродвигателю 1 присоединен вал 2, через который передается крутящий момент на ведущий каток 3, соединенный с ведомым катком 9 при помощи гусеницы 4. В качестве опор валов 2 и 6 применяются подшипники 5, 10 и подшипник электродвигателя 1. При помощи зубчатого ремня 7 передается вращение с ведущего вала 2 на ведомый вал 6. При этом гусеница 4 уже не выступает в качестве цепной передачи, а значит, с ее стороны на катки воздействует лишь сила натяжения, которая компенсируется силой натяжения зубчатого ремня 7. Достоинством представленной конструкции является отсутствие радиальной нагрузки на подшипники электродвигателя 1 и левый подшипник ведомого вала. Их функция сводится лишь к центрированию валов без восприятия нагрузки.

Представленная конструкция трансмиссии позволяет снизить нагрузку на гусеницы и под-

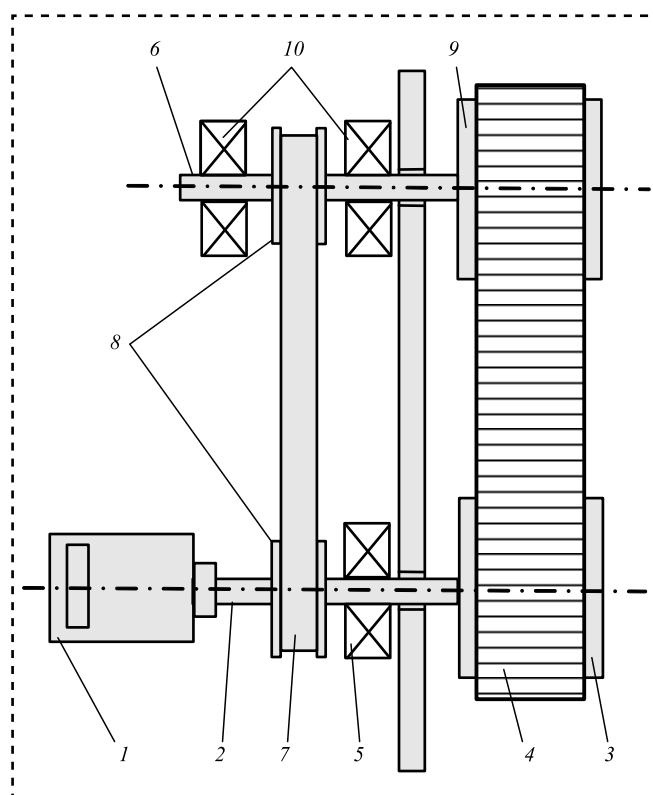


Рис. 3. Принципиальная схема привода:

1 — электродвигатель; 2 — ведущий вал; 3 — ведущий каток; 4 — гусеница; 5 — подшипник; 6 — ведомый вал; 7 — зубчатый ремень; 8 — зубчатые шкивы; 9 — ведомый каток; 10 — подшипники



шипники, снизить вероятность спадания гусениц на высоких скоростях движения, и тем самым увеличить маневренность и подвижность гусеничного робота.

При следовании на место вызова предполагается транспортировать роботизированный комплекс в раскладываемом боксе, в котором смогут разместиться как сама подвижная платформа, так и все необходимое оборудование для ее настройки и управления. Раскладываемый бокс, укомплектованный необходимым оборудованием, показан на рис. 4 на стр. 2 обложки. Данный вариант компоновки обеспечит необходимую мобильность и удобство транспортировки и использования.

Заключение

Применение подобных многофункциональных роботизированных устройств позволит расширить спектр решаемых задач, обеспечивая при этом безопасность оператора. Важным достоинством является возможность экономии денежных средств за счет исключения необходимости приобретения других робототехнических устройств, способных решать специализированные задачи.

Библиографический список

1. **Диагностика** и техническое обслуживание машин: учебник / А.Д. Ананьин и др. М.: Изд. центр "Академия", 2008. 438 с.
2. **Буклагин Д.С., Голубев И.Г., Рассказов М.Я.** Справочник инженера по техническому сервису машин и оборудования в АПК. М.: "Росинформагротех", 2003. 604 с.
3. **Мобильный** разведывательно-поисковый робот / К.Н. Архангельский и др. // Надежность и долговечность машин и механизмов: сб. материалов IX Всероссийской научно-практической конференции. 2018. С. 8–10.
4. **Мобильный** роботизированный комплекс пожаротушения модульной компоновки /В.Е. Иванов и др. // Современные пожаробезопасные материалы и технологии: сб. материалов Международной научно-практической конференции, посвященной Году культуры безопасности. 2018. С. 286–288.
5. **Кропотова Н.А., Пучков П.В., Леушин Е.Н.** Разработка робототехнического комплекса и системы для противопожарной защиты и ликвидации последствий пожаров и взрывов на водных объектах // Современные пожаробезопасные материалы и технологии: сб. материалов Международной научно-практической конференции, посвященной Году культуры безопасности, Часть II. Иваново: ФГБОУ ВО Ивановская пожарно-спасательная академия ГПС МЧС России. 2018. С. 45–48.



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

М.А. Анисимова, канд. техн. наук
(Тульский государственный университет),
А.А. Кичанова, Е.Н. Родионова
(АО "НПО "СПЛАВ" имени А.Н. Ганичева, г. Тула)
E-mail: ama.65@mail.ru

Моделирование поверки средств измерений сборочного производства

Разработана модель внутрилабораторного контроля качества результатов работ в области поверки средств измерений и критерий оценки характеристик функционирования участников. Предложена десятиэтапная программа проведения внутрилабораторного контроля.

A model of internal laboratory quality control of the results of work in the field of verification of measuring instruments and a criterion for assessing the characteristics of the participants' functioning have been developed. A ten-stage program of internal laboratory control has been proposed.

Ключевые слова: средства измерений, контрольные процедуры, внутрилабораторный контроль, поверка, риски.

Keywords: measuring instruments, control procedures, internal laboratory control, verification, risks.

Накопленный за полувековую деятельность научно-технический потенциал предприятия АО "НПО "СПЛАВ" им. А.Н. Ганичева" позволил эффективно решить задачу конверсионного развития, создавая на базе традиционных военных технологий производство наукоемкой гражданской продукции, например медицинской техники — автоматизированных лечебно-диагностических комплексов поддержания жизнедеятельности человека и передвижных лечебных комплексов для силовых ведомств страны.

Качество выполнения сборочных и иных технологических операций, как и качество выпускаемой продукции, в значительной степени зависит от уровня метрологического обеспечения и качества результатов поверки средств измерений [1, 2]. Система обеспечения качества результатов поверки включает внешний и внутренний контроль.

К внешнему контролю относят:

контрольные поверки, выполняемые поверителями при выездных экспертизах, прово-

димых экспертной группой в ходе выполнения процедур аккредитации и подтверждения компетентности в соответствии с Федеральным законом № 412-ФЗ;

межлабораторные сличения (при необходимости).

Внутренний контроль качества результатов поверки осуществляется в рамках внутренней проверки системы менеджмента качества (СМК) поверочных работ, внутреннего аудита СМК, оперативного контроля качества измерений [3] и включает:

— контроль соблюдения условий поверки в соответствии с требованиями нормативной документации (НД) на методики поверки;

— контроль правильности оформления рабочих записей, расчетов и оформления результатов поверки в соответствии с НД на методики поверки;

— сличение результатов поверки разных поверителей.

Контроль условий проведения поверки осуществляют поверители при проведении по-



верки в соответствии с пунктом помещения и условиями окружающей среды. Контроль правильности ведения рабочих записей, расчетов и оформления результатов поверки проводят с периодичностью не реже 1 раза в год в рамках внутренней проверки СМК, а также в случае сомнительных результатов поверки. Сличают результаты поверки разных поверителей не реже 1 раза в год в рамках внутренней проверки СМК поверочных работ.

Цель работы — моделирование внутрилабораторного контроля качества проведения процедур поверки для получения качественных измерений в лаборатории геометрических систем измерения (СИ).

Моделирование в машиностроении и смежных областях способствует в дальнейшем повышению качества продукции без значительного роста себестоимости [5—7]. За основу при моделировании внутрилабораторного контроля взята методика межлабораторного контроля. Внутрилабораторный контроль (ВЛК) — важный элемент управления СМК при выполнении измерительных работ. Объектом ВЛК в лаборатории является контроль показателей измерений, полученных в ходе проведения поверки. Ответственность за проведение ВЛК несет руководитель (начальник) лаборатории. Он следит за соблюдением плана проведения ВЛК, назначает сотрудников, которые будут проводить измерения, и составляет промежуточные протоколы для предоставления отчетности руководству.

Схема измерений для ВЛК:

— сравнение результатов измерений по одному фактору, но полученных разными сотрудниками лаборатории в одинаковых условиях с использованием одинаковых СИ;

— сравнение результатов измерений по одному фактору, полученных в одинаковых условиях, с использованием одного и того же измерительного прибора одним сотрудником лаборатории;

— сравнение повторных результатов измерений одного фактора с использованием разных измерительных приборов одним сотрудником;

— сравнение повторных результатов измерений одного фактора с использованием разных измерительных приборов разными сотрудниками.

ВЛК показателей испытаний при измерениях проводят несколькими путями:

проверка правильности проведения измерений, полученных расчетов, осуществление

записи результатов измерений, подсчет погрешностей;

многократные измерения характеристик одной и той же продукции, измерение показателей в одном и том же месте проведения исследований.

Первый модельный блок — это планирование работ и действий в отношении рисков [8]. Вообще, проведение ВЛК является планируемым видом деятельности лаборатории. Эту деятельность проводят согласно утвержденному плану ВЛК результатов средств измерений на календарный год. В плане необходимо отразить:

- выбор СИ;
- выбор методики поверки данного СИ;
- выбор диапазона измерений;
- выбор критерия оценки;
- выбор количества контрольных процедур.

При планировании ВЛК необходимо учесть ряд факторов, например:

- количество рабочих процедур;
- число исполнителей, выполняющих измерения;
- стабильность измерений, результатов ВЛК за предыдущий период.

ВЛК результатов измерений целесообразно проводить для методик с установленными показателями качества в виде характеристики погрешности и ее составляющих и/или прошедших процедуру внедрения и проверку соответствия показателей качества результатов измерений, показателям качества методики поверки.

Планирование действий в отношении рисков (процесса управления рисками) в системе ВЛК лаборатории включает:

- идентификацию, анализ и оценку рисков;
- планирование мероприятий по устранению рисков;
- осуществление мероприятий по устранению и/или уменьшению рисков;
- анализ эффективности мероприятий по устранению рисков;
- мониторинг рисков.

Второй модельный блок — это элементы системы ВЛК. В лаборатории такими элементами являются:

- контроль условий для проведения измерений;
- оперативный контроль измерений [3];
- контроль стабильности измерений.

В целях обеспечения достоверности результатов измерений в лаборатории необходим контроль выполнения требований к условиям измерений, реализации эталонов и средств измерений. Параметры окружающей среды регистрируют и контролируют при проведении измерений (атмосферное давление, температура, влажность). Для эталонов контролируется их приобретение, регистрация в журнале, идентификация, эксплуатация, метрологическое обеспечение. Хранят эталоны в соответствии с требованиями НД, инструкцией по применению и сроком годности. Для СИ контролируют также их приобретение, регистрацию в журнале, идентификацию, эксплуатацию и соблюдение сроков поверки СИ.

Параллельно проводят повышение квалификации сотрудников на специализированных курсах в соответствии с требованиями нормативных актов в целях повышения уровня теоретических знаний, совершенствования практических навыков и умений для соответствия постоянно повышающимся требованиям к квалификации.

Третий модельный блок — это реализация контрольных процедур. Контрольные процедуры — это действия и мероприятия, осуществляемые сотрудниками, направленные на минимизацию рисков, а также на предотвращение и выявление отклонений и ошибок.

Контрольные измерения проводят аналогично по НД на методику поверки. В качестве средств контроля в лаборатории используют СИ, поверяемые в данной лаборатории. Эта контрольная процедура в лаборатории реализуется с применением метода повторного измерения данного СИ.

При реализации оперативного контроля процедуры измерения и контроля стабильности результатов измерений в форме построения контрольных карт контроль повторяемости осуществляют для каждого из результатов контрольных измерений. Оперативный контроль проводят в целях проверки готовности лаборатории к проведению оперативной оценки качества результатов измерений. Оперативный контроль процедуры измерений проводят также при появлении факторов, которые могут повлиять на стабильность процесса измерений: новый сотрудник, использование средств измерения после ремонта и т.д. [3, 4]. Модельная схема оперативного контроля процедуры измерений предусматривает:

— выбор контрольной методики поверки;

— реализацию методики;
— расчет результата;
— сопоставление результата контрольной процедуры, принятие решений по результатам контроля.

При организации контроля стабильности применительно к конкретной методике измерения в лаборатории необходимо выбрать одну из форм контроля стабильности в зависимости от требований НД на методику измерений и программы проведения исследований в лаборатории. Контроль стабильности результатов измерений проводят в форме стабильности результатов измерений с использованием контрольных карт путем контроля уровня погрешности. Контроль стабильности результатов измерений осуществляют применительно ко всем процедурам измерений, которые проводятся в лаборатории, за исключением следующих случаев:

— если в соответствии с одной процедурой измерения предусмотрено определение нескольких критериев оценки СИ;

— если в течение года проводят разовые измерения применительно к конкретной процедуре;

— если в течение года проводят разовые измерения применительно к конкретному диапазону определения.

При контроле стабильности результатов измерений необходимо использовать результаты контрольных измерений, полученные при оперативном контроле процедуры и по окончании контролируемого периода проверить соответствие статистических оценок и правильности результатов измерений.

Расчет и интерпретацию статистических показателей и оценку характеристик функционирования участников проводят в соответствии с ГОСТ ISO/IEC 17043—2013 [9]. Типичные задачи — выявление проблем в лабораториях, связанных, например, с недостаточной эффективностью обучения и управления персоналом, и их устранение; обеспечение дополнительного доверия у заказчиков лаборатории. Необходимость в постоянном доверии к качеству работы лаборатории важна не только для лабораторий и их заказчиков, но также и для других заинтересованных сторон, таких как инспектирующие организации, органы по аккредитации лабораторий и другие организации, которые устанавливают требования к лабораториям.



ГОСТ ISO/IEC 17011—2018 предъявляет к органам по аккредитации требование принимать во внимание участие лабораторий в проверке квалификации и полученные при такой проверке характеристики функционирования. Растет необходимость в проверке квалификации для других видов деятельности по оценке соответствия, таких как инспектирование (инспекционный контроль) или сертификация продукции.

Результаты проверок квалификации часто необходимо преобразовывать в статистики, характеризующие функционирование в целях их интерпретации и возможности сравнения с установленными целями. Задачей является измерение отклонения от приписанного значения таким способом, который позволяет выполнить сравнение с критериями оценки характеристик функционирования. Возможно применение как простых статистических методов, которые не требуют обработки, так и сложных методов со статистическими преобразованиями.

Критерием оценки характеристик функционирования выбран критерий E_n .

Отклонение результатов Участников x_i от приписанного значения x_{ref} вычисляем по формуле:

$$\Delta x_i = x_i - x_{ref},$$

где x_i — результат Участника; x_{ref} — приписанное значение.

Интерпретацию Δx_i проводят на основании полученной расширенной неопределенности Участника U_i .

Число E_n рассчитывают по формуле:

$$E_n = \frac{\Delta x_i}{\sqrt{U_i^2 + U_{ref}^2}},$$

где Δx_i — оценка лабораторного смещения;

U_i — расширенная неопределенность, полученная Участником;

U_{ref} — расширенная неопределенность приписанного значения.

Интерпретация числа E_n в соответствии с ГОСТ ISO/IEC 17043—2013 и ГОСТ Р 50779.60—2017:

$|E_n| \leq 1$ указывает на удовлетворительную характеристику функционирования и не требует выполнения действий;

$|E_n| > 1$ указывает на неудовлетворительную характеристику функционирования и требует выполнения действий.

Заключение

Разработана модель внутрилабораторного контроля качества результатов работ в области поверки средств измерений и критерий оценки характеристик функционирования участников.

Предложена десятиэтапная программа проведения внутрилабораторного контроля:

- 1) цель внутрилабораторного контроля;
- 2) образец для контроля;
- 3) измеряемая величина;
- 4) процедура выполнения измерений;
- 5) условия выполнения измерений;
- 6) иные особенности, которые могут оказать воздействие на проведение измерений;
- 7) форма представления результатов измерений;
- 8) форма записи результатов измерений;
- 9) порядок обработки результатов измерений участников;
- 10) отчет.

Библиографический список

1. Анисимова М.А., Благовещенский Д.И., Нуждин Г.А. Метрологическое обеспечение производства оборудования неразрушающего контроля // Контроль. Диагностика. 2017. № 7. С. 50—55.
2. Нуждин Г.А., Анисимова М.А., Благовещенский Д.И. Метрологическое обеспечение инструментально-го производства // Станкоинструмент. 2017. № 4. С. 58—60.
3. Введенский В.Ю., Нуждин Г.А. Оперативный контроль качества магнитных измерений // Контроль. Диагностика. 2005. № 1. С. 29—32.
4. Введенский В.Ю., Нуждин Г.А. Контроль стабильности результатов измерений магнитной индукции в пределах лаборатории // Контроль. Диагностика. 2004. № 4. С. 29—32.
5. Митин О.Н., Нуждин Г.А., Нгуен К.Х. Моделирование совмещения операций обжима, обжима с утонением и выдавливания толстостенных трубных заготовок // Известия ТулГУ. Сер. Технические науки. Тула: Изд-во ТулГУ. 2013. Вып. 11. Ч. 2. С. 87—95.
6. Митин О.Н., Нуждин Г.А., Нгуен К.Х. Моделирование операции обжима с утонением толстостенных трубных заготовок // Известия ТулГУ. Сер. Технические науки. Тула: Изд-во ТулГУ. 2014. Вып. 5. С. 57—65.
7. Ларин С.Н., Нуждин Г.А., Платонов В.И. Подход к разработке математической модели изотермического свободного деформирования листовой заготовки из анизотропного материала в квадратную матрицу в режиме ползучести // Известия ТулГУ. Сер. Технические науки. Тула: Изд-во ТулГУ. 2018. Вып. 1. С. 197—202.
8. ГОСТ Р ИСО 9001—2015. Системы менеджмента качества. Требования. Москва. Стандартинформ. 2015. 32 с.
9. ГОСТ ISO/IEC 17043—2013. Оценка соответствия. Основные требования к проведению проверки квалификации. М.: Стандартинформ. 2014. 39 с.

ТРЕНИЕ И СМАЗКА В МАШИНАХ И МЕХАНИЗМАХ

УДК 678.073:661.481

DOI: 10.36652/0202-3350-2021-22-11-490-505

С.В. Панин, д-р техн. наук

(Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, г. Томск),

Цзянкунь Ло, Д.Г. Буслович

(Томский политехнический университет, г. Томск),

В.О. Алексенко, канд. техн. наук, **Л.А. Корниенко**, канд. физ.-мат. наук

(Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, г. Томск)

E-mail: rosmtc@ispms.tsc.ru

Влияние условий трибоиспытаний на сопротивление изнашиванию трехкомпонентных твердосмазочных композитов на основе полиимида в условиях металлополимерных трибосопряжений*

Исследованы структура, механические и трибологические характеристики композитов на основе полиимида, армированного длинными углеродными волокнами, и одновременно наполненными твердосмазочными наполнителями различной природы (ПТФЭ, графит, MoS₂), в условиях металлополимерного трибосопряжения. Показано, что введение массовой доли 10 % длинных углеродных волокон длиной 2 мм увеличивает модуль упругости в 2,5 раза, а предел прочности в 1,5 раза.

Проведен количественный EDS-анализ пленок переноса на контртеле и вторичных структур на поверхностях дорожек трения композитов в различных условиях нагружения и схемах испытания и даны практические рекомендации по преимущественному использованию твердосмазочных наполнителей (органических и неорганических) для заданных условий эксплуатации высокопрочных композитов на основе полиимида в узлах трения.

The structure, mechanical and tribological properties of polyimide based composites, reinforced with long carbon fibers and filled with solid lubricant commercially available fillers of various nature (PTFE, graphite, MoS₂), were investigated under conditions of metal-polymer tribological conjugation. It was shown that the introduction of a mass fraction of 10 % of long carbon fibers 2 mm long have increased the modulus of elasticity by 2,5 times, while the ultimate strength have enlarged by 1,5 times.

A quantitative EDS analysis of transfer films on the counterpart surface and secondary structures on the surfaces of the wear tracks of composites under various loading conditions and test schemes was carried out. Practical recommendations were given on the preferential use of solid lubricant fillers (organic and inorganic) for specified operating conditions of high-strength polyimide based composites.

Ключевые слова: полиимид, политетрафторэтилен, графит, дисульфид молибдена, углеродное волокно, модуль упругости, износостойкость, надмолекулярная структура, пленка переноса, вторичные структуры.

Keywords: polyimide, polytetrafluoroethylene, graphite, molybdenum, disulfide, carbon fibers, elastic modulus, wear resistance, supramolecular structure, transfer film, secondary structures.

Введение

Полиимиды (ПИ) — высокотехнологичные инженерные пластики, обладающие превосходными механическими свойствами, в том числе

* Работа выполнена в рамках государственного задания ИФПМ СО РАН проект FWRW-2021-0010 и гранта Президента РФ государственной поддержки ведущих научных школ Российской Федерации НШ-2718.2020.8. Авторы выражают благодарность РФФИ за финансирование исследования в рамках проекта № 20-58-00032.

при повышенных температурах. Это позволяет использовать их как в ненаполненном виде, так и для изготовления композиционных материалов [1—6]. Семейство термопластичных ПИ включает различные марки, различающиеся строением, молекулярной массой, степенью кристалличности и другими параметрами [7, 8]. Они находят широкое применение: в электронике, автомобилестроении, космической промышленности, самолетостроении, медицине и др. [9, 10].



Однако, несмотря на все присущие ему достоинства, ПИ весьма редко применяют для изготовления деталей трибоузлов, поскольку в ненаполненном виде он испытывает значительный износ при сухом трении скольжения [11, 12].

Для решения этой проблемы используют ряд твердосмазочных наполнителей, позволяющих уменьшать износ и коэффициент трения сопряженных деталей в узлах трения. К наиболее распространенным твердосмазочным материалам для наполнения полимерных матриц относят политетрафторэтилен (ПТФЭ), графит (С), дисульфид молибдена (MoS_2) и ряд других [13–17].

На сегодняшний день разработаны антифрикционные композиты на основе термопластичного полиимида, в которых низкий коэффициент трения и повышенная износостойкость достигались введением в ПИ-матрицу ПТФЭ, наночастиц SiO_2 и WS_2 и др. При этом снижение механических характеристик при наполнении матрицы твердосмазочными частицами компенсировали введением армирующих волокон (угле- (УВ) и стекловолокна (СВ)) [19]. Таким образом, эффективным путем создания антифрикционных материалов на основе ПИ является одновременное введение армирующих волокон и твердосмазочных частиц. Такие полимерные композиты предназначены для работы в условиях сухого трения без применения дополнительных смазочных сред (жидких, пастообразных и др.). При такой постановке введение волокон повышает прочность и сопротивление композита изнашиванию, в то время как второй компонент уменьшает коэффициент трения, снижая интенсивность развития деформационных процессов на поверхности скольжения.

Исследовали механические и трибологические характеристики двух- и трехкомпонентных композитов на основе ПИ наполненных ПТФЭ и молотыми углеродными волокнами длиной 200 мкм при различных нагрузочно-скоростных режимах. Использовали схему "шар—по диску" [20]. Наибольшей износостойкостью обладал композит на основе трехкомпонентной смеси с введением массовой доли 10 % отожженных УВ: ПИ/10 ПТФЭ/10 УВ_{отжиг}. При этом введение ПТФЭ в полиимид снижает модуль упругости и ухудшает равномерность структуры (за счет неравномерного распределения ПТФЭ в объеме композита).

Таким образом, для повышения прочностных характеристик (модуля упругости и пре-

дела прочности) ПИ-композитов целесообразно вводить рубленые углеродные волокна (длиной несколько миллиметров). С другой стороны, актуальность представляет проведение сопоставительного сравнения других типов коммерчески доступных твердосмазочных наполнителей. При этом условия трибоиспытаний (включая схему нагружения) могут оказывать решающее влияние на сопротивление изнашиванию ПИ-композитов.

Цель работы — разработка высокопрочных антифрикционных композитов на основе ПИ, наполненного твердосмазочными наполнителями различной природы (органического ПТФЭ, неорганических графита и MoS_2) и армированного длинными УВ ($l = 2$ мм), для применения в узлах трения в условиях металлополимерного трибосопряжения в различных нагрузочно-скоростных режимах трибоиспытаний.

Схема "шар—по диску" чаще используется в научной литературе, в то время как условия "вал—колодка" ближе к условиям применения композитов в практических узлах трения (уплотнения, опорные подшипники и др.).

Методика проведения эксперимента и полученные результаты

Использовали порошок термопластичного ПИ (Solver PI-Powder 1600, Китай) со средним размером частиц 16 мкм. В качестве наполнителей — мелкодисперсный порошок "Флуралит", получаемый термическим разложением фторопласта Ф-4 (ООО "Флуралит синтез", средний диаметр менее 3 мкм), дисульфид молибдена MoS_2 (USA, диаметр 1...7 мкм), коллоидный графит С-1 (диаметр 1...4 мкм). В качестве волокон использовали рубленые углеродные волокна (Tenax®-A) длиной 2 мм (аспектное соотношение примерно 100). В табл. 1 приведены составы исследованных композитов на основе ПИ.

Таблица 1

Состав исследованных композитов

Массовая доля наполнителя, %	Обозначение
—	ПИ
10 УВ	ПИ/10УВ
10 УВ + 10 ПТФЭ	ПИ/10УВ/10ПТФЭ
10 УВ + 10 С	ПИ/10УВ/10С
10 УВ + 10 MoS_2	ПИ/10УВ/10 MoS_2

Для удаления изначально содержащегося на поверхности УВ (технологического) замасливателя проводили отжиг на воздухе в сушильном шкафу Memmert UF 55 при температуре 500 °С.

Смешивали порошки полимерного связующего (ПИ) и наполнителей в планетарной шаровой мельнице МР/0,5*4 (ООО "Техноцентр", г. Рыбинск) с предварительным диспергированием компонентов в ультразвуковой ванне ПСБ-Галс 1335-05 (ЦУО ПСБ-Галс, Москва).

Объемные заготовки ПИ-композитов изготавливали горячим прессованием порошковых смесей при давлении 15 МПа и температуре 170 °С с использованием лабораторной установки на базе гидравлического пресса МС-500 (ООО "НПК ТехМаш", Москва), оборудованного размыкаемой кольцевой печью с цифровым управлением температурным режимом (ООО "ИТМ", г. Томск). Охлаждали заготовки после выдержки под давлением в течение 30 мин без снятия нагрузки при скорости охлаждения $\Delta T = 5$ °С/мин.

Механические свойства образцов определяли на электромеханической испытательной машине Instron 5582 при разрывных испытаниях не менее четырех одного типа образцов в форме двойной лопатки.

Испытание образцов на изнашивание в режиме сухого трения проводили по схемам "шар—по диску" при нагрузке $P = 5$ Н и скорости скольжения $v = 0,3$ м/с на трибометре CSEM СН-2000 (ASTM G99), а также по схеме "вал—колодка" на машине трения "2070 SMT-1" ("Точприбор", г. Иваново). Интервалы нагрузки $P = 60...180$ Н; скоростей испытаний $v = 0,1...0,5$ м/с. Максимальное удельное давление $p_{max} = 66,9; 88,3; 102,1; 115,8$ МПа. В трибологических испытаниях использовано контртело в форме шарика диаметром 6 мм из стали ШХ15. Путь испытания равен 1 км, радиус траектории триботрека — 16 мм.

Исследование топографии поверхности дорожек трения проводили на оптическом микроскопе Neophot 2 (Carl Zeiss, Jena), оборудованном цифровой камерой Canon EOS 550D (Canon Inc., Япония), и контактным профилометре Alpha-Step IQ (KLA-Tencor).

Структурные исследования выполняли на растровом электронном микроскопе LEO EVO 50 (Carl Zeiss, Германия) при ускоряющем напряжении 20 кВ на поверхности скола образцов с надрезом, разрушенных после выдержки в жидком азоте.

Физико-механические свойства

В табл. 2 и на рис. 1 представлены физико-механические свойства горячепрессованных ПИ-композитов. Основные механические характеристики ПИ заметно возрастают при добавлении массовой доли 10 % рубленых УВ: модуль упругости

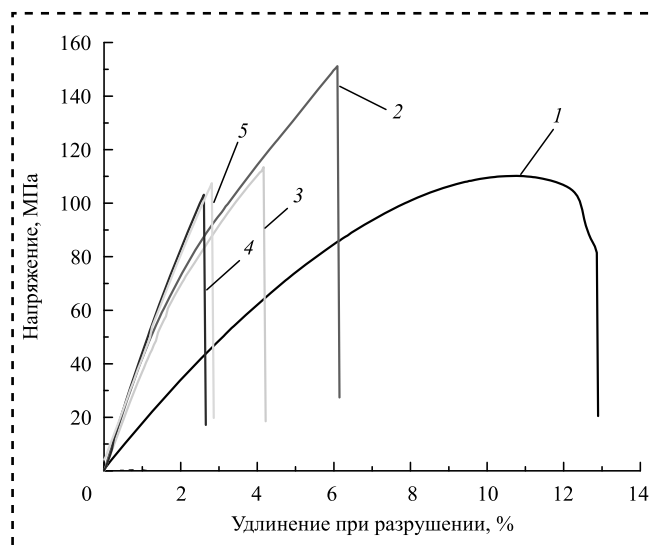


Рис. 1. Диаграммы напряжение—деформация ПИ (1), ПИ/10УВ (2), ПИ/10УВ/10ПТФЭ (3), ПИ/10УВ/10С (4), ПИ/10УВ/10MoS₂ (5)

Таблица 2

Физико-механические свойства композитов на основе ПИ

Композит	Плотность, г/см ³	Твердость по Шору D	Модуль упругости E, ГПа	Прочность σ , МПа	Удлинение ϵ , %
ПИ	1,37	80,2 ± 0,8	2,60 ± 0,69	110,7 ± 1	13,0 ± 0,7
ПИ/10УВ	1,42	80,6 ± 0,4	6,40 ± 0,33	152,1 ± 6,4	5,9 ± 0,3
ПИ/10УВ/10ПТФЭ	1,44	77,5 ± 0,6	5,79 ± 0,45	115,9 ± 10,8	4,1 ± 0,3
ПИ/10УВ/10С	1,46	80,1 ± 0,3	6,35 ± 0,24	105,0 ± 3,9	2,7 ± 0,1
ПИ/10УВ/10MoS ₂	1,51	82,0 ± 0,3	6,06 ± 0,32	113,1 ± 9,1	3,0 ± 0,1



возрастает в 2,5 раза, предел прочности в 1,5 раза. Последующее добавление в двойную смесь "ПИ + УВ" твердосмазочных частиц незначительно снижает деформационно-прочностные характеристики (за исключением удлинения при разрыве).

На рис. 2 представлены РЭМ-изображения надмолекулярной структуры композитов на основе ПИ. В исходном ПИ наблюдали однородную "ячеистую" надмолекулярную структуру (размер ячеек порядка 15 мкм). При наполнении матрицы УВ размер "ячеек" не изменяется, а УВ размещаются в межграничных областях "ячеек" (рис. 2, б). Введение частиц флуоралита изменяет размеры и структуру "ячеек" (рис. 2, в—д), делая ее менее однородной по форме и размерам.

Таким образом, снижение механических характеристик трехкомпонентных композитов по сравнению с ПИ, наполненным УВ, связано с неоднородностью надмолекулярной структуры, обусловленной неоднородным распределением твердосмазочных наполнителей в "мелкоячеистой" надмолекулярной структуре полиимида.

Трибологические характеристики при испытаниях по схеме "шар—по диску"

Провели трибологические исследования ПИ-композитов на основе тройных смесей при трении по металлическому контртелу по схеме "шар—

по диску" (табл. 3 и рис. 3 на стр. 2 обложки). Параметр шероховатости подшипников не превышал $Ra \approx 0,02$ мкм.

Самый низкий износ и коэффициент трения наблюдали в композите ПИ/10УВ/10ПТФЭ: интенсивность изнашивания снизилась примерно в 291 раз для металлополимерного трибосопряжения. Введение неорганических твердосмазочных наполнителей (С, MoS_2) повышает износостойкость композита в значительно меньшей степени: в 37 раз для графита С и в 7 раз для MoS_2 при металлополимерном сопряжении. Важным результатом является тот факт, что изменение интенсивности изнашивания I и коэффициента трения f достаточно

Таблица 3
Трибологические характеристики композитов на основе ПИ ($P = 5$ Н; $v = 0,3$ м/с); схема "шар—по диску"

Состав композита	Коэффициент трения f	Интенсивность изнашивания I , 10^{-6} мм ³ /Н·м
ПИ	$0,388 \pm 0,012$	$134,16 \pm 18,5$
ПИ/10УВ	$0,304 \pm 0,036$	$27,86 \pm 3,42$
ПИ/10УВ/10ПТФЭ	$0,083 \pm 0,003$	$0,46 \pm 0,03$
ПИ/10УВ/10С	$0,211 \pm 0,020$	$3,54 \pm 0,22$
ПИ/10УВ/10 MoS_2	$0,302 \pm 0,008$	$18,25 \pm 1,64$

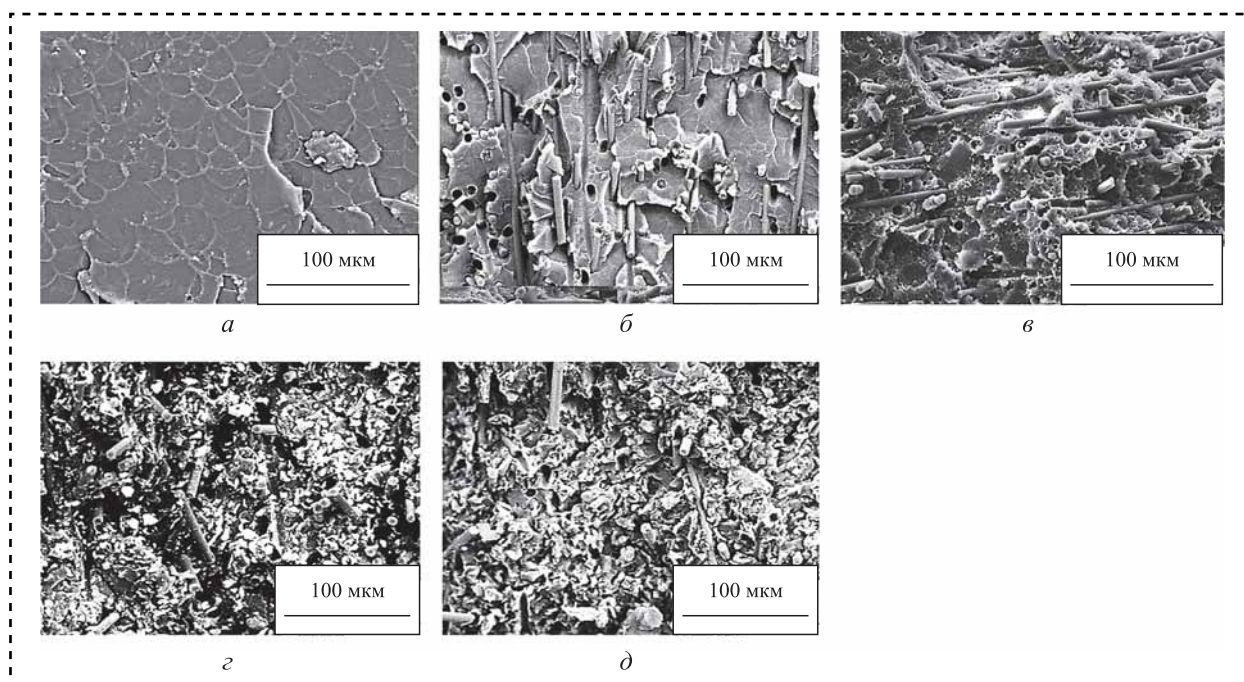


Рис. 2. РЭМ-изображения надмолекулярной структуры ПИ (а), ПИ/10УВ (б), ПИ/10УВ/10ПТФЭ (в), ПИ/10УВ/10С (г), ПИ/10УВ/10 MoS_2 (д)

хорошо коррелируют между собой, что подтверждает действие твердосмазочного эффекта ПИ в данной схеме и условиях трибоиспытаний.

В литературе аспект повышения сопротивления изнашиванию высокопрочных полимеров традиционно сводится к формированию на контртеле пленки переноса, трансформирующей трибопару на "полимер—полимерную" [18, 20]. Кроме того, обсуждение данных изнашивания проводится в терминах формирования на поверхностях трения полимеров и композитов вторичных структур как из продуктов изнашивания, так и из окисленных элементов материала контртела [19]. В настоящей работе анализ данных, приведенных на рис. 4, а именно микрофотографий поверхностей трения/изнашивания образцов и контртел всех исследованных композитов, проведен по такому же принципу.

Исходный ПИ характеризуется высоким износом, что сопровождается формированием глубоких бороздок глубиной до 0,017 мм, а также закреплением продуктов износа полимера (включая трибоокисление) на металлическом контртеле (рис. 4, а—в). Помимо продольных борозд на поверхности трения ПИ поперек направления скольжения формируются "строчечные" структуры шириной десятки микрон, расположенные на расстоянии не более 10...20 мкм (рис. 4, б, слева).

Добавление армирующих УВ несколько снижает интенсивность изнашивания полимера (рис. 4, д). Однако УВ оказывают "режущее" воздействие на поверхность контртела (рис. 4, з). С другой стороны, на поверхности трения образцов из продуктов их износа образуются и закрепляются вторичные структуры в виде островков неправильной формы.

Последующее введение в композит ПИ/10УВ массовой доли 10 % ПТФЭ многократно снижает интенсивность изнашивания, что сопровождается формированием на контртеле пленки переноса и практически гладкой поверхности дорожки трения на образце (рис. 4, ж—и): наблюдаются лишь тонкие следы подготовки поверхности абразивной шкуркой. По мнению авторов, вся поверхность дорожки трения покрыта тонким слоем ПТФЭ, что приводит к снижению коэффициента трения.

Добавление в композит ПИ/10УВ графита сопровождается повышением интенсивности изнашивания и коэффициента тре-

ния (рис. 4, к—м). Поверхность трения ПИ-композита достаточно гладкая, в то время как на поверхности стального контртела видна еле заметная пленка переноса (рис. 4, к). Низкий уровень интенсивности изнашивания минимизирует возможность формирования на дорожке трения вторичных структур.

В случае введения частиц MoS_2 интенсивность изнашивания возрастает (рис. 4, н—п), в результате чего на поверхности трения композита формируются вторичные структуры (рис. 4, о). С другой стороны, благодаря химической активности MoS_2 (а именно, способности к окислению) на контртеле формируется толстый слой переноса, содержащий перенесенный материал полимерного композита в виде "рыхлого" слоя с порами и микробороздами.

Поскольку формирование пленки переноса оказывает влияние на сопротивление изнашиванию полимерных композитов при данной схеме (и условиях) испытаний, провели EDS-микроанализ поверхностей скольжения металлических контртел всех исследованных трехкомпонентных композитов (рис. 5). При изнашивании армированных ПИ-композитов, наполненных твердосмазочными частицами различной природы (органические и неорганические), на поверхности стального контртела наличествуют как частицы износа, так и пленка переноса (табл. 4).

В пленке переноса для композита ПИ/10УВ/10ПТФЭ на стальном контртеле выявляется фтор (входящий в состав фторопласта), а также вторичные продукты трибоокисления (рис. 5, а, точки 4, 5). В частицах износа вне закрепленной пленки переноса содержание фторопласта даже выше (рис. 5, а, точка 3). Подобная картина наблюдается и для композита ПИ/10УВ/10С. Углерод фиксируется в составе пленки переноса (рис. 5, б, точки 2, 3). Вне пленки его содержание существенно выше (рис. 5, б, точка 4).

Пленка переноса на контртеле в композите, содержащем MoS_2 , является слабоконтрастной (рис. 5, в). При этом сера в ее составе (как компонент, входящий в состав MoS_2) не выявляется (рис. 5, в, точка 2). Однако в составе многочисленных продуктов износа, имеющих достаточно крупный размер (в том числе по причине агломерации), массовая доля серы достигает 20 % (рис. 5, в, точки 3, 4, 5).

Таким образом, при трибоиспытаниях по схеме "шар—по диску" ($P = 5 \text{ Н}$ и $v = 0,3 \text{ м/с}$)

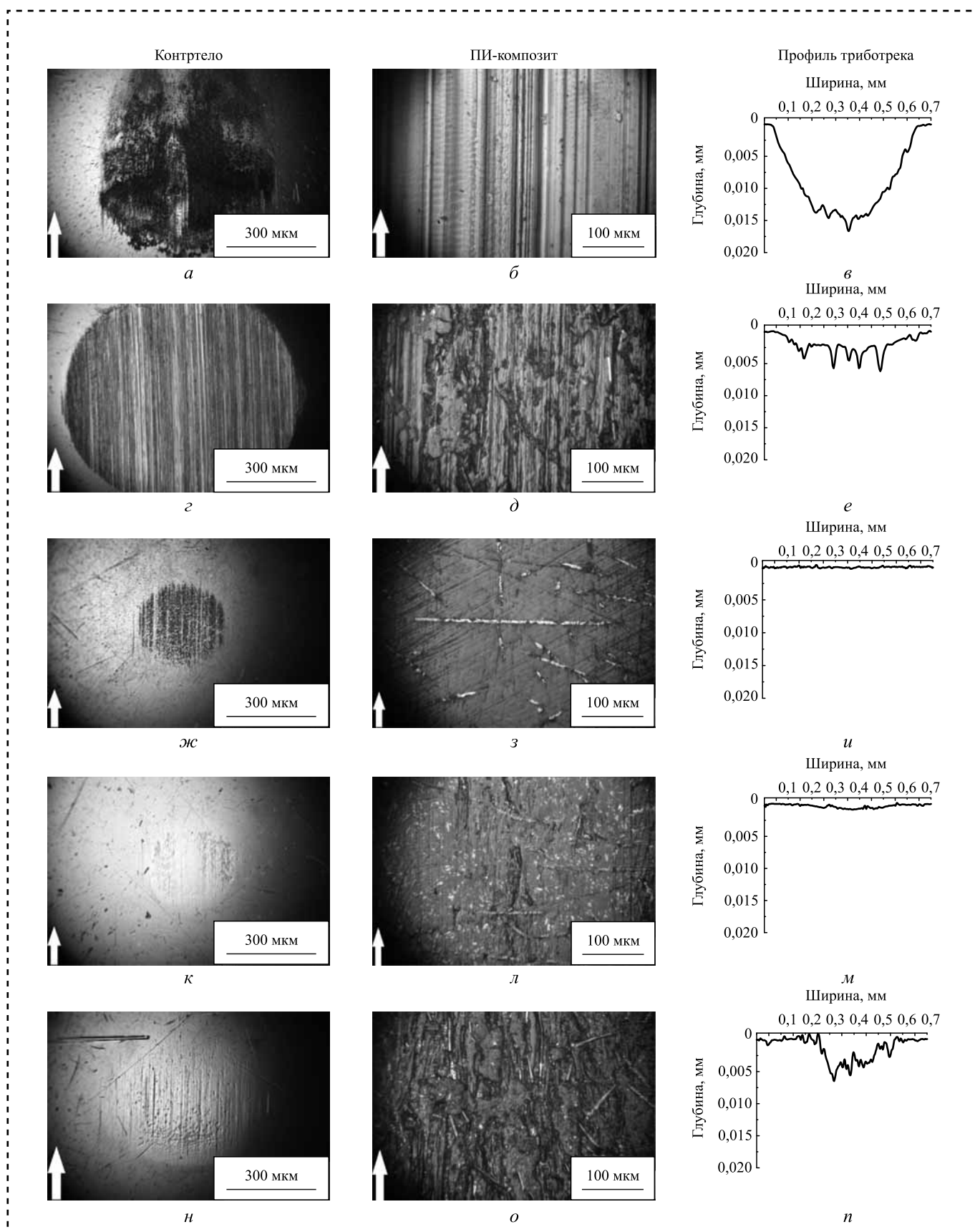


Рис. 4. Микрофотографии поверхностей износа образцов и металлического контртела при трении по: ПИ (а–в), ПИ/10УВ (г–е), ПИ/10УВ/10ПТФЭ (ж–и), ПИ/10УВ/10С (к–м), ПИ/10УВ/10MoS₂ (н–п)

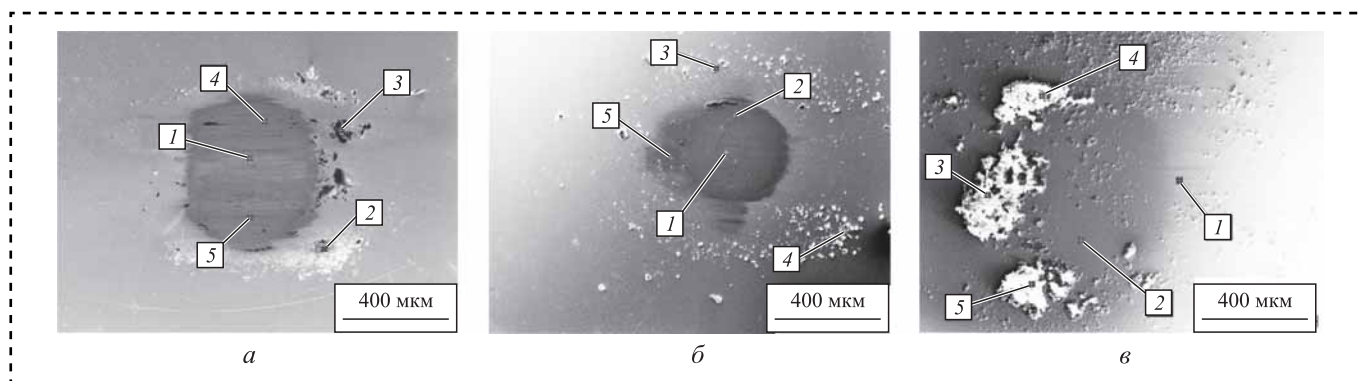


Рис. 5. Микрофотографии поверхностей износа образцов и металлического контртела при трении по: ПИ/10УВ (а), ПИ/10УВ/10С (б), ПИ/10УВ/10МоS₂ (в). Режим: $P = 5 \text{ Н}$; $v = 0,3 \text{ м/с}$

с использованием гладкого контртела наиболее эффективным твердосмазочным наполнителем для ПИ является политетрафторэтилен (флуоралит), что сопровождается формированием на поверхности скольжения контртела однородной пленки переноса.

Поскольку разрабатываемые армированные ПИ-композиты могут эксплуатироваться в раз-

личных условиях (нагрузки, скорости, температуры, шероховатости трибопар и др.) далее исследованы трибологические характеристики этих композитов при испытании по металлическому контртелу по схеме "вал—колодка". В качестве контртела взято внешнее кольцо коммерческого подшипника из стали ШХ15, параметр шероховатости которого составил $Ra = 0,25 \text{ мкм}$

Таблица 4

Результаты EDS-анализа поверхностей контртел, приведенных на рис. 5

Элемент	Спектр 1, % мас./% ат.	Спектр 2, % мас./% ат.	Спектр 3, % мас./% ат.	Спектр 4, % мас./% ат.	Спектр 5, % мас./% ат.
ПИ/10УВ/10ПТФЭ					
Cr	1,18/1,27	0,92/0,52	0,68/0,31	3,10/2,76	1,45/1,35
Fe	98,82/98,73	73,23/38,64	57,43/23,95	91,19/76,42	93,42/81,00
F	—	0,78/1,21	4,81/5,90	1,02/2,51	2,05/5,22
C	—	21,99/53,96	32,84/63,68	4,70/18,30	3,08/12,43
O	—	3,08/5,67	4,24/6,17	—	—
ПИ/10УВ/10С					
Cr	0,94/1,01	3,96/3,91	1,39/1,35	0,23/0,06	0,90/0,90
Fe	99,06/98,99	93,74/86,22	95,90/87,19	13,38/3,41	96,90/89,65
C	—	2,31/9,87	2,71/11,46	66,21/78,55	2,20/9,45
O	—	—	—	20,17/17,97	—
ПИ/10УВ/10МоS ₂					
Cr	1,34/1,31	0,98/0,97	—	—	—
Fe	95,86/86,89	91,13/83,96	0,77/0,20	1,02/0,26	0,86/0,22
C	2,80/11,81	—	65,48/77,84	68,92/81,65	66,07/77,73
O	—	4,04/13,01	15,51/13,84	10,65/9,47	16,89/14,92
Mo	—	3,85/2,06	—	—	—
S	—	—	18,24/8,12	19,41/8,61	16,18/7,13

(9-й класс шероховатости; это на порядок выше, чем стального шара $Ra = 0,02$ мкм, 13-й класс шероховатости). Помимо отличия в удельном давлении и характере теплоотвода, проведены параметрические исследования при варьировании нагрузочно-скоростных режимов трибо-нагружения.

Испытания по металлическому контртелу по схеме "вал—колодка"

На рис. 6 приведены трибологические характеристики ПИ-композитов, испытанных в диапазоне нагрузок $P = 60...180$ Н при постоянной скорости скольжения $v = 0,3$ м/с. Для данных условий испытаний была проведена оценка максимальных контактных давлений p_{max} , МПа, которые составили для $P = 60$ Н — 66,9 МПа; $P = 100$ Н — 86,3 МПа; $P = 140$ Н — 102,1 МПа; $P = 180$ Н — 115,8 МПа. Относительно схемы "шар—по диску" наблюдается принципиально иная картина влияния твердосмазочных наполнителей на трибологические характеристики композитов.

Во-первых, при нагрузке $P = 60$ Н наименьший износ испытывают ПИ-композиты, армированные углеродными волокнами: $I \approx 1,06 \cdot 10^{-6}$ мм³/Н·м. Чуть выше значение интенсивности износа характерно для армированных ПИ-композитов С и MoS₂. И, наконец, кратно более высокий износ типичен для ПИ-композита, наполненного ПТФЭ; причем максимум соответствует самой низкой нагрузке $P = 60$ Н: $I \approx 26,8 \cdot 10^{-6}$ мм³/Н·м.

По мере увеличения нагрузки для композита ПИ/10УВ интенсивность износа постепен-

но возрастает до $I \approx 2,13 \cdot 10^{-6}$ мм³/Н·м (при $P = 180$ Н). В композитах ПИ/10УВ/10MoS₂ и ПИ/10УВ/10С данный параметр слабо меняется во всем диапазоне использованных нагрузок: $I = (0,45...1,57) \cdot 10^{-6}$ мм³/Н·м. В случае композита ПИ/10УВ/10ПТФЭ интенсивность износа сначала снижается, затем возрастает до $I = 14,9 \cdot 10^{-6}$ мм³/Н·м. Таким образом, относительно схемы "шар—по диску" произошла "инверсия" в тренде влияния твердосмазочных частиц на сопротивление изнашиванию.

Во-вторых, также в отличие от испытаний по схеме "шар—по диску", наблюдается иной тренд в изменении коэффициента трения. Прежде всего, в условиях меньшего контактного давления ($p_{max} = 66,9...115,8$ МПа в сравнении с 417,5 МПа для схемы "шар—по диску") коэффициент трения заметно выше. В частности, при нагрузке 60 Н ($p_{max} = 66,9$ МПа) минимальное значение f характерно для композита с графитом 0,24, в то время как для ПИ/10УВ/10ПТФЭ оно максимальное — 0,318. В то же время это различие по абсолютной величине заметно ниже, чем при схеме "шар—по диску". По мере увеличения нагрузки величина f композита с графитом постепенно снижается до 0,192, в то время как при наполнении ПТФЭ, наоборот, повышается до 0,387. Таким образом, сопоставимость значений и достаточно высокое значение коэффициента трения для композитов как с твердосмазочными частицами, так и без таковых свидетельствует в пользу их не определяющего (слабого) влияния на сопротивление изнашиванию.

В-третьих, температура контртела по разному меняется при увеличении нагрузки от $P = 60$ до 180 Н, и в определенной степени

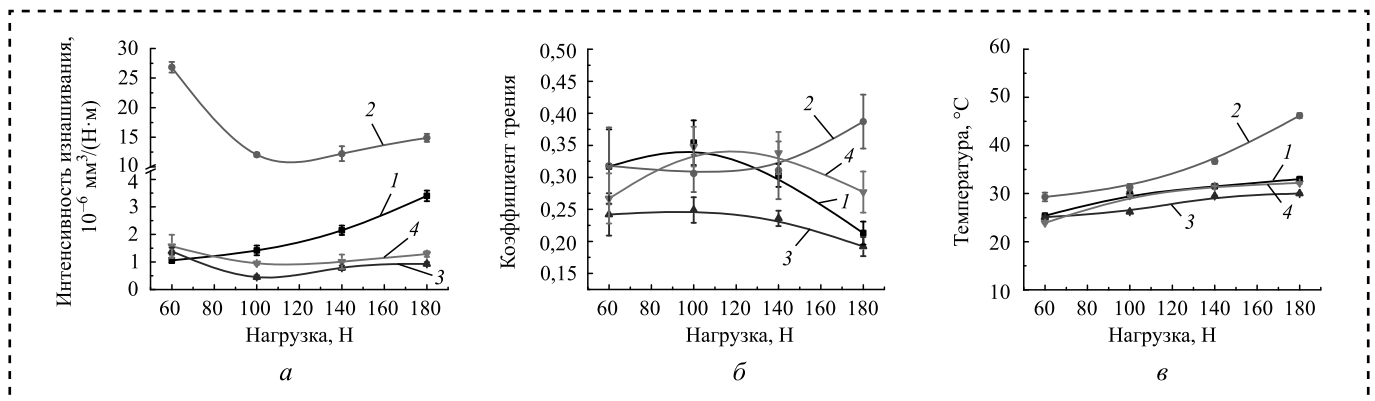


Рис. 6. Интенсивность изнашивания (а), коэффициент трения (б) и температура контртела (в) на поверхности трения композитов на основе ПИ:

1 — ПИ/10УВ; 2 — ПИ/10УВ/10ПТФЭ; 3 — ПИ/10УВ/10С; 4 — ПИ/10УВ/10MoS₂

коррелирует с трендом изменения интенсивности изнашивания. Для всех композитов, кроме ПИ/10УВ/10ПТФЭ, она практически линейно возрастает по мере увеличения нагрузки и не превышает $T = 33$ °С при $P = 180$ Н. Исключение составляет композит с фторопластом, в котором даже при минимальной нагрузке температура контртела выше — $T = 29,3$ °С, в то время как при $P = 180$ Н она максимальна — $T = 46,2$ °С. Заметим, что измеренная температура не соответствует таковой в пятнах контакта, однако может быть использована для качественной интерпретации полученных результатов.

Таким образом, изменение схемы и условий трибоиспытаний кардинально изменили трибологические характеристики исследуемых трехкомпонентных композитов, прежде всего сопротивление изнашиванию. Для лучшего понимания причин наблюдаемых эффектов на рис. 7 и 8 приведены поверхности изнашивания образцов при "мягком" и "жестком" режимах трибоиспытаний. Особое внимание уделено шероховатости поверхностей как композитов, так и контртел.

В "мягких" условиях нагружения $P = 60$ Н, $v = 0,3$ м/с (см. рис. 7) для всех композитов кроме ПИ/10УВ/10ПТФЭ интенсивность износа является сопоставимой и не превышает $I \approx 1,57 \cdot 10^{-6}$ мм³/Н·м. При этом параметр шероховатости контртел меняется незначительно $Ra = 0,159...0,175$ мкм (что чуть ниже параметра шероховатости контртела до начала испытаний $Ra \approx 0,20$ мкм). Он несколько возрастает только для композита ПИ/10УВ/10MoS₂ — $Ra = 0,244$ мкм. В случае композитов ПИ/10УВ/10ПТФЭ (см. рис. 7, д) и ПИ/10УВ/10MoS₂ (см. рис. 7, м) на контртеле видны закрепленные продукты переноса (в форме тонких чешуек темного оттенка) с истираемых образцов. Причиной этого может являться большой (избыточный) объем изношенного материала.

Менее предсказуемо изменяется параметр шероховатости поверхности дорожек трения ПИ-композитов. В двойном ПИ/10УВ (см. рис. 7, б, в) он минимален $Ra = 0,117$ мкм (что заметно ниже параметра шероховатости контртела). Это может быть обусловлено "шлифованием" поверхности данного твердого композита стальным контртелом.

В композите ПИ/10УВ/10ПТФЭ (см. рис. 7, з—е) интенсивность износа возрастает на порядок

$I \approx 26,8 \cdot 10^{-6}$ мм³/Н·м. На поверхности дорожки трения наблюдаются вторичные структуры в форме островков, вызванные избыточным наличием продуктов износа. Несмотря на то, что профиль триботрека довольно гладкий, на поверхности помимо вторичных структур видны признаки вырывов материала, что может быть связано с негативным влиянием ПТФЭ на структурообразование. В результате параметр шероховатости значительно возрастает $Ra = 0,335$ мкм (в 2 раза больше параметра шероховатости контртела).

Для УВ-армированных ПИ-композитов с С и MoS₂ интенсивность износа весьма низкая. При этом на профилограммах триботреков видны "пилообразные" изменения, по всей видимости, связанные с выступанием углеродных волокон над поверхностью скольжения. Согласно оптическим фотографиям поверхностей дорожек трения в композите ПИ/10УВ/10С она весьма гладкая, чему соответствует $Ra = 0,163$ мкм, идентичный параметру шероховатости контртела (рис. 7, к). В композите ПИ/10УВ/10MoS₂ видны многочисленные выступающие над поверхностью трения УВ, а более высокий параметр шероховатости поверхности дорожки трения $Ra = 0,248$ мкм (рис. 7, м) как и в предыдущем случае, близок к параметру шероховатости контртела $Ra = 0,244$ мкм.

В более жестких условиях трибонагружения (рис. 8) $P = 180$ Н, $v = 0,3$ м/с параметры шероховатости поверхности контртел практически идентичны таковым для "мягких" условий: $Ra = 0,15...0,16$ мкм, за исключением ПИ-композита, наполненного графитом, $Ra = 0,296$ мкм (рис. 8, з—е). Последний результат может быть связан с наличием на контртеле продуктов износа полимерного композита в виде несплошной пленки в используемом оптическом (интерференционном) методе измерения шероховатости. Подобная по виду пленка наблюдается на стальном контртеле при скольжении по ПИ/10УВ/10MoS₂, однако параметр шероховатости первого при этом близок либо чуть ниже исходного, $Ra = 0,153$ мкм.

Более информативными являются фотографии поверхностей скольжения ПИ-композитов. Как и при "мягких" условиях трибоиспытаний параметры шероховатости этих поверхностей пропорциональны интенсивности износа. В случае композита ПИ/10УВ поверхность трения содержит продольные борозды, ориентированные

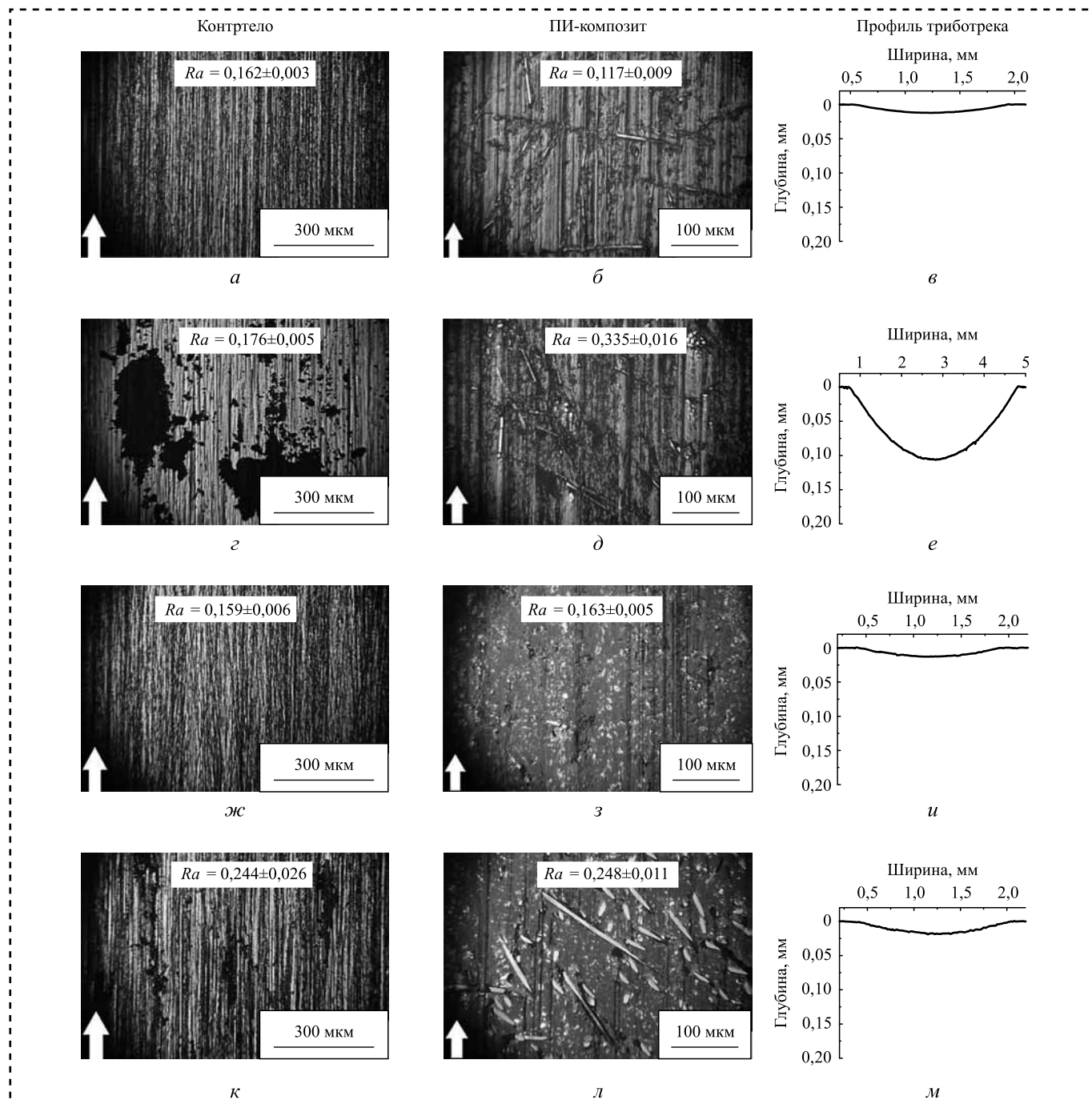


Рис. 7. Микрофотографии поверхностей износа композитов и металлического контртела:

ПИ/10УВ (а–в), ПИ/10УВ/10ПТФЭ (г–е), ПИ/10УВ/10С (ж–и), ПИ/10УВ/10MoS₂ (к–м). Режим: $P = 60$ Н; $v = 0,3$ м/с

в направлении скольжения (рис. 8, б), что отражается и на профиле триботрека (рис. 8, в). Наиболее вероятно такие борозды сформированы незакрепленными продуктами износа. Параметры шероховатости дорожки трения композита в разы выше, чем для контртела $Ra = 0,545$ мкм.

В случае композита ПИ/10УВ/10ПТФЭ, характеризующего максимальным износом (рис. 8, з),

УВ интенсивно разрушаются, а поверхность также повреждена в результате пропахивания продуктами износа (рис. 8, д). Параметр шероховатостикратно возрастает и максимален среди всех исследованных материалов: $Ra = 0,757$ мкм.

Для композита ПИ/10УВ/10С, характеризующего и в "жестких" условиях трибоиспытаний минимальным износом, поверхность дорожки

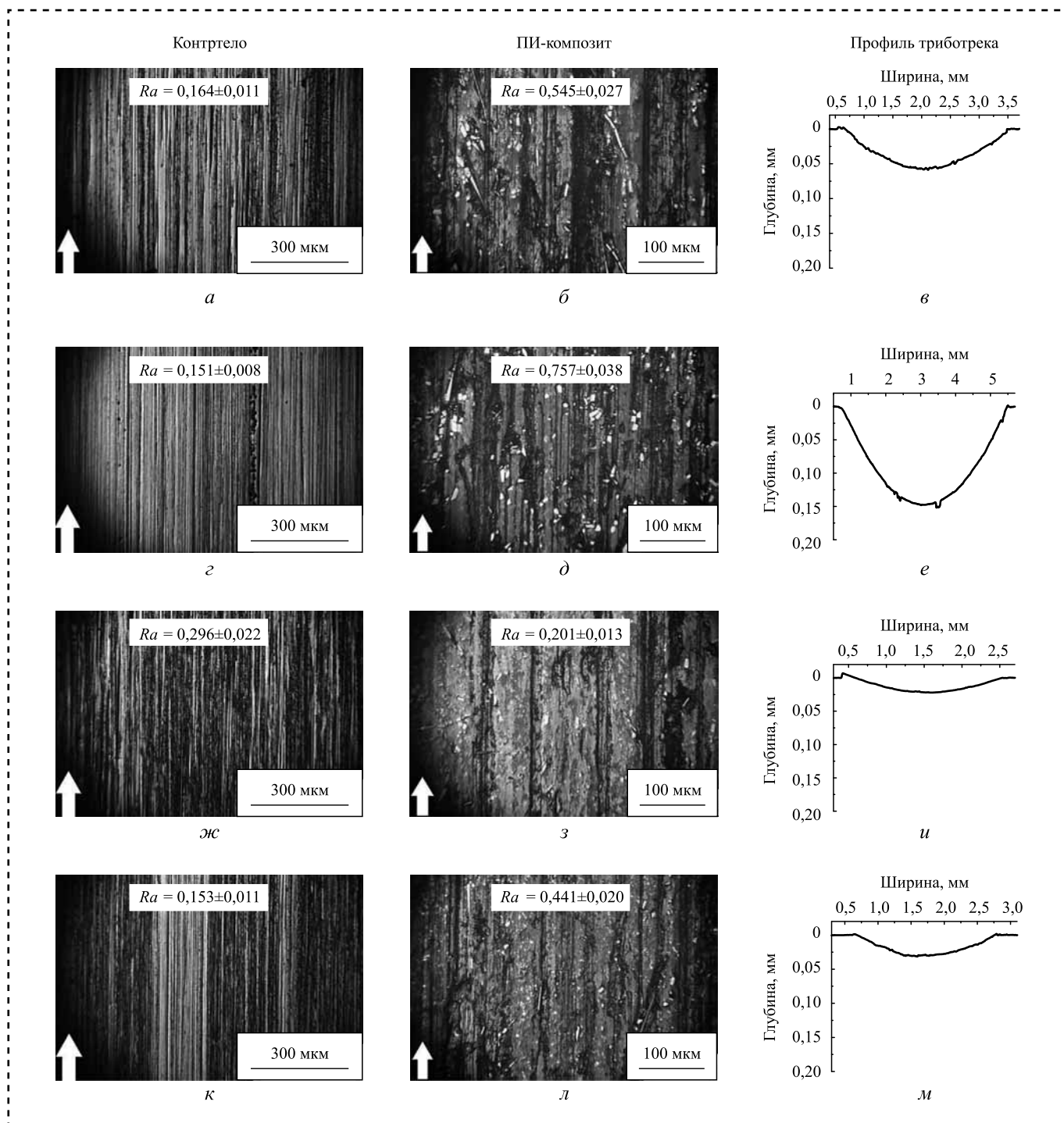


Рис. 8. Микрофотографии поверхностей износа композитов и металлического контртела:

ПИ/10УВ (а–в), ПИ/10УВ/10ПТФЭ (г–е), ПИ/10УВ/10С (ж–и), ПИ/10УВ/10MoS₂ (к–м). Режим: $P = 180 \text{ Н}$; $v = 0,3 \text{ м/с}$

трения наиболее гладкая (рис. 8, з) и содержит лишь отдельные продольные борозды. Параметр шероховатости ее поверхности также минимален: $Ra = 0,201 \text{ мкм}$.

В случае композита ПИ/10УВ/10MoS₂ также фиксируется минимальный износ, как и для ПИ-композита, наполненного графитом. Од-

нако в этом случае поверхность более повреждена продольными бороздами (рис. 8, к, л), а параметр шероховатости в два раза выше, чем в ПИ/10УВ/10С и в три раза выше, чем у стального контртела $Ra = 0,441 \text{ мкм}$.

Поскольку интенсивность изнашивания связана с формированием вторичных структур на

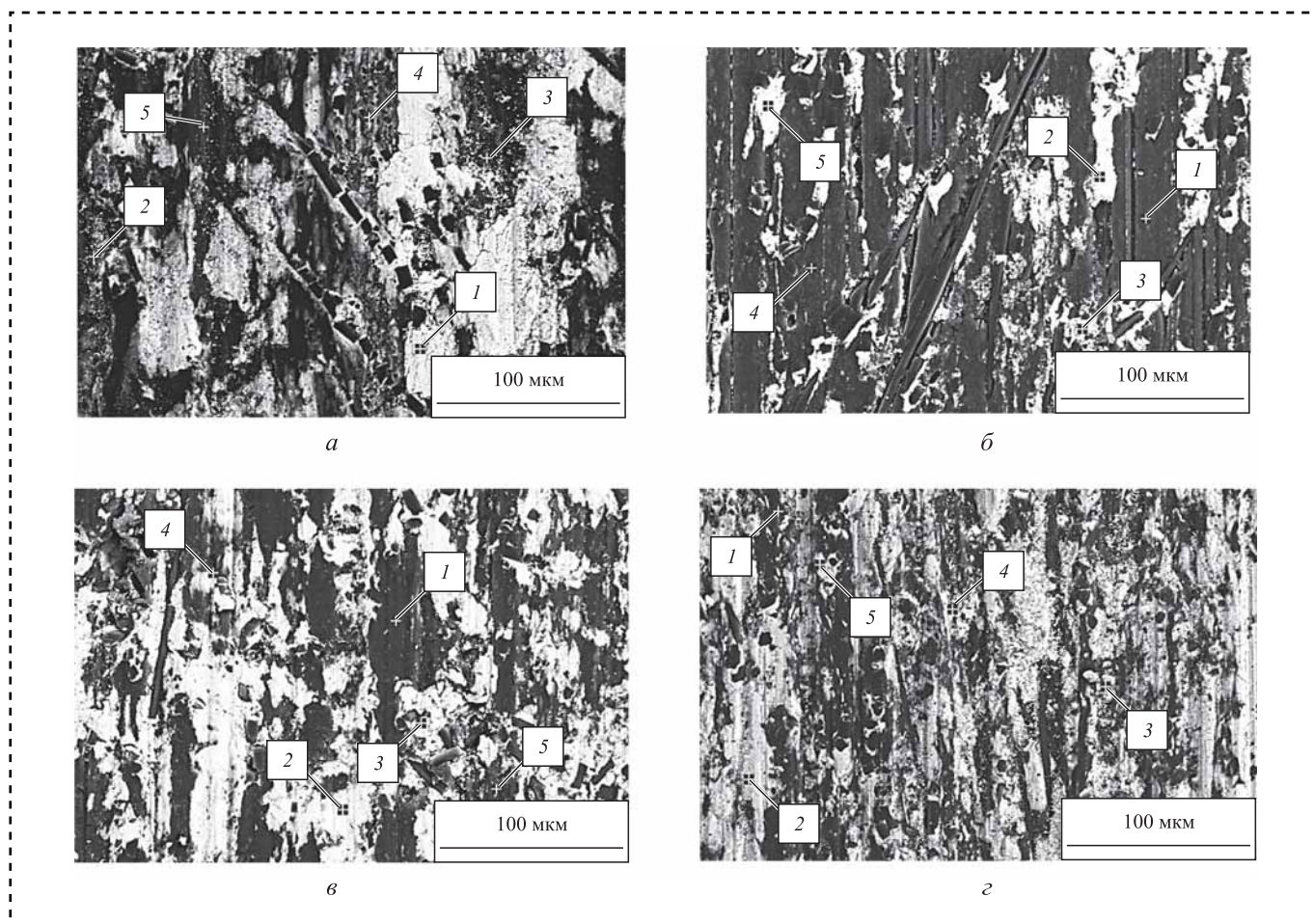


Рис. 9. Микрофотографии поверхностей износа при трении по ПИ/10УВ (а), ПИ/10УВ/10ПТФЭ (б), ПИ/10УВ/10С (в), ПИ/10УВ/10МоS₂ (г). Режим: $P = 180$ Н; $v = 0,3$ м/с

поверхности скольжения, далее провели микроструктурный EDS-анализ (рис. 9, табл. 5). Полученные результаты свидетельствуют о том, что процессы трибоокисления являются определяющими при формировании вторичных структур на поверхностях дорожек трения композитов. Это подтверждается повышенным содержанием кислорода. Увеличение нагрузки приводит к интенсификации процессов окисления (в том числе за счет повышения температуры контртела) и формированию более однородного слоя вторичных структур, которые могут выполнять функцию защиты поверхности от изнашивания. Наличие железа и хрома обусловлено их переносом от изнашиваемого стального контртела.

Для схемы испытаний "вал—колотка" исследовали влияние скорости скольжения на трибологические характеристики ПИ-композитов (рис. 10). Как и при варьировании нагрузки, наименьшим сопротивлением изнашиванию обладает композит ПИ/10УВ/10ПТФЭ. При малой

нагрузке $P = 60$ Н его наибольшее отличие от остальных композитов наблюдается при минимальной скорости скольжения $v = 0,1$ м/с, в то время как при максимальной скорости $v = 0,5$ м/с отличие практически нивелируется (рис. 10, а). Характер изменения коэффициента трения от скорости скольжения не имеет такого же тренда (рис. 10, б), т.е. изменение интенсивности износа и коэффициента трения слабо коррелируют. Еще менее очевидный тренд характерен для скоростной зависимости температуры (рис. 10, в). При $v = 0,1$ м/с температура контртела не превышает $T = 26,9$ °С; при $v = 0,3$ м/с она практически не меняется, за исключением ПИ/10УВ/10ПТФЭ: $T = 29,4$ °С. Таким образом, влияние температуры контртела на развитие трибологических процессов при малом уровне нагрузки $P = 60$ Н можно считать малозначимым.

При максимальной использованной нагрузке $P = 180$ Н интенсивность износа композита



Результаты EDS-анализа поверхностей дорожек трения, приведенных на рис. 9

Элемент	Спектр 1, % мас./% ат.	Спектр 2, % мас./% ат.	Спектр 3, % мас./% ат.	Спектр 4, % мас./% ат.	Спектр 5, % мас./% ат.
ПИ/10УВ					
C	5,67/13,54	42,11/59,81	—	—	—
O	28,93/51,6	28,44/30,32	30,68/52,86	30,56/57,87	47,32/71,13
Cr	0,73/0,40	0,20/0,07	—	0,56/0,33	—
Fe	64,67/34,46	29,25/9,8	69,32/47,14	68,88/41,8	52,68/28,87
ПИ/10УВ/10ПТФЭ					
C	53,87/64,24	9,05/14,96	27,92/44,00	52,87/63,69	5,74/12,12
O	26,11/21,93	36,12/54,23	32,37/38,33	23,58/19,53	34,74/55,01
F	20,02/13,83	8,55/9,31	4,34/4,32	23,55/16,78	4,51/6,02
Cr	—	3,31/1,81	0,36/0,13	—	0,77/0,37
Fe	—	42,97/19,69	35,01/13,22	—	54,24/26,48
ПИ/10УВ/10С					
C	53,49/60,72	10,21/22,53	13,40/26,26	68,44/79,58	51,71/59,31
O	45,92/39,13	29,45/48,80	35,45/52,16	20,10/17,54	47,31/40,45
Cr	0,16/0,04	0,65/0,33	0,57/0,26	0,28/0,08	0,24/0,06
Fe	0,43/0,11	59,69/28,33	50,58/21,32	11,18/2,80	0,74/0,18
ПИ/10УВ/10MoS ₂					
C	39,57/57,27	6,35/15,91	22,42/39,41	14,83/29,93	22,22/42,34
O	30,06/32,67	24,90/46,86	33,10/43,68	30,16/45,68	24,15/34,55
S	6,68/3,62	4,20/3,93	3,81/2,51	6,45/4,88	8,40/6,00
Cr	0,09/0,03	0,97/0,56	0,49/0,20	0,41/0,19	0,57/0,25
Fe	20,67/5,87	59,34/31,41	37,20/13,54	44,09/18,3	39,04/15,52
Mo	2,93/0,54	4,24/1,33	2,98/0,66	4,05/1,02	5,62/1,34

ПИ/10УВ/10ПТФЭ резко возрастает с увеличением скорости скольжения: при $v = 0,5$ м/с величина $I = 56,1 \cdot 10^{-6}$ мм³/Н·м (рис. 10, е). Для всех остальных композитов снижается, в том числе для композита без твердосмазочных частиц. Характер изменения коэффициента трения при увеличении скорости скольжения в целом подобен интенсивности износа большинства композитов, кроме ПИ/10УВ/10ПТФЭ.

Таким образом, при испытаниях по схеме "вал—колодка" тройной композит ПИ/10УВ/10ПТФЭ показал наиболее низкие трибологические характеристики, что не связано с коэффициентом трения, а также температурой контртела.

В случае более гладкого контртела (шарика с параметром шероховатости $Ra = 0,02$ мкм) при трибоиспытаниях по схеме "шар—по диску" ПИ-композитов на основе тройных смесей изменение интенсивности изнашивания и коэффициента трения коррелируют между собой (рис. 11, а, б). По мнению авторов, это связано именно с низкой шероховатостью контртела и возможностью его облегченного скольжения по поверхности твердосмазочного композита. При данной схеме испытаний твердосмазочные частицы расположены вдоль всей траектории скольжения, что также способствует обновлению пленки переноса на контртеле (чего нет в случае схемы "вал—колодка"), когда ограниченного количества

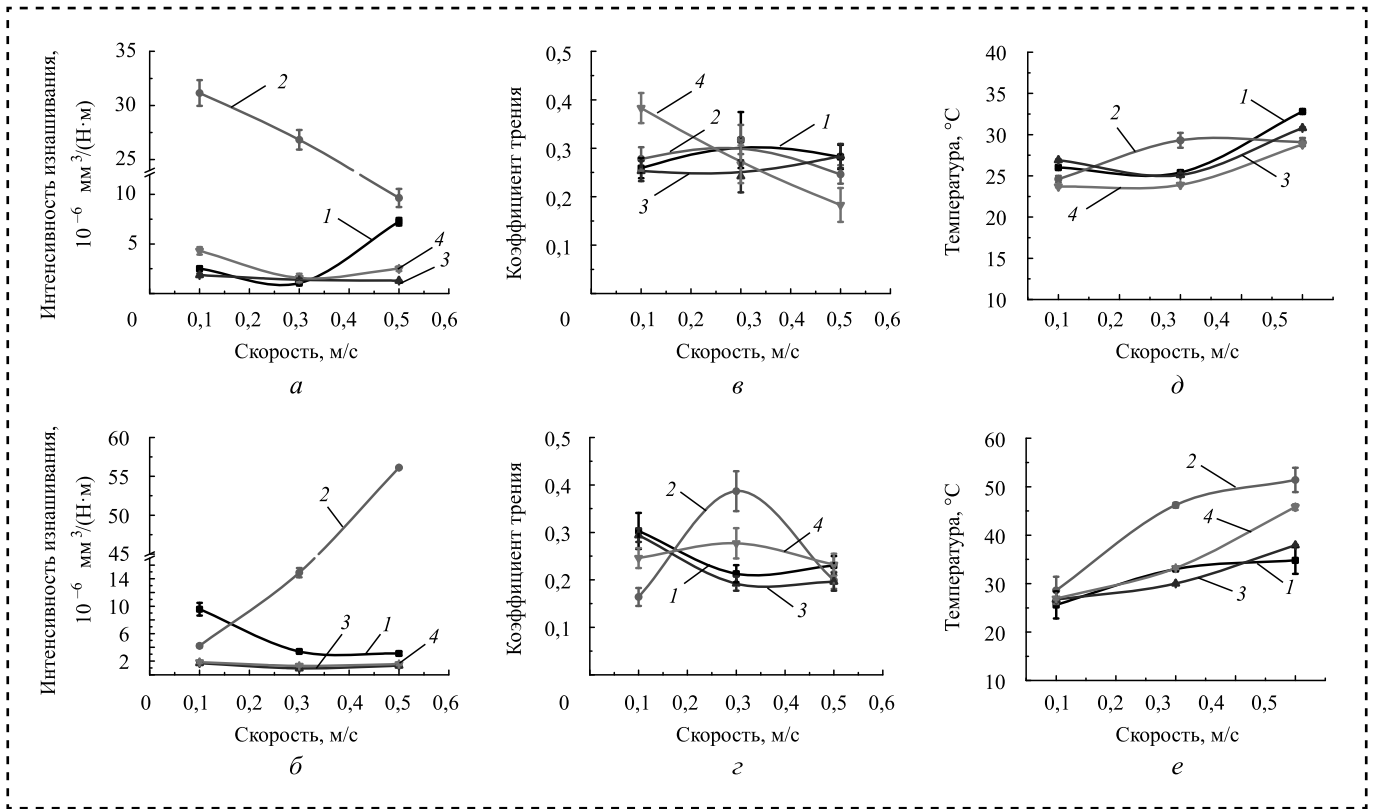


Рис. 10. Интенсивность изнашивания (*a*, *б*), коэффициент трения (*в*, *г*) и температура контртела (*д*, *е*) композитов на основе ПИ в зависимости от скорости испытания при нагрузках $P = 60$ Н (*a*, *в*, *д*) и $P = 180$ Н (*б*, *г*, *е*): 1 — ПИ/10УВ; 2 — ПИ/10УВ/10ПТФЭ; 3 — ПИ/10УВ/10С; 4 — ПИ/10УВ/10MoS₂

твердосмазочных частиц на поверхности дорожки оказывается просто недостаточно для формирования пленки переноса на значительной площади. Вероятно, данную проблему можно решить повышением массовой доли твердосмазочных частиц до десятков процентов; однако это сильно охрупчит полимерный композит.

Мелкодисперсные частицы MoS₂ и графита (единицы микрон) хорошо "связываются" с полимерной матрицей. В результате они выполняют как роль дисперсных упрочняющих частиц, так и, одновременно, твердосмазочных включений. Однако в отличие от фторопласта, не образующего связи с ПИ, они крепче со-

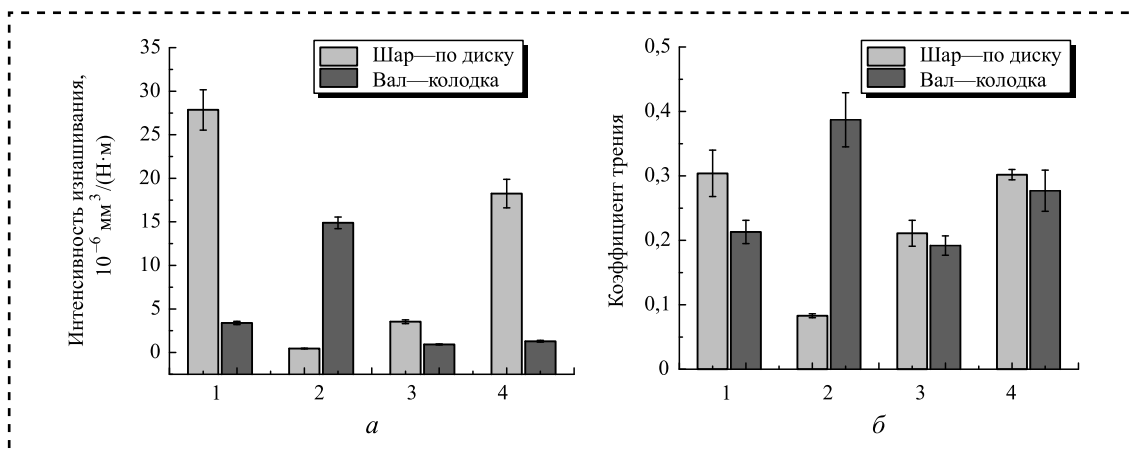


Рис. 11. Интенсивность изнашивания (*a*) и коэффициент трения (*б*) композитов на основе ПИ в зависимости от схемы испытания: 1 — ПИ/10УВ (1); 2 — ПИ/10УВ/10ПТФЭ; 3 — ПИ/10УВ/10С; 4 — ПИ/10УВ/10MoS₂; "шар—по диску" — $P = 5$ Н и $v = 0,3$ м/с; "вал—колодка" — $P = 180$ Н и $v = 0,3$ м/с

единены с материалом полимерной матрицы. По этой причине их твердосмазочная функция реализуется в меньшей степени.

При схеме "вал—колодка" коэффициент трения заметно выше: $f > 0,2$. Он не сильно различается как для всех исследованных ПИ-композитов с твердосмазочными включениями, так и просто двухкомпонентного УВ-армированного ПИ (рис. 11, б). Вероятно из-за более высокой шероховатости контртела. Таким образом, первой ключевой причиной процессов изнашивания, развивающихся в твердосмазочных ПИ-композитах при двух использованных схемах трибоиспытаний, является не меньшее удельное давление или теплоотвод, а именно отличие в шероховатости контртел.

Температура контртела при нагрузке $P = 60$ Н, как во всех твердосмазочных, так и просто УВ-армированном ПИ, практически одинаковая. Это должно свидетельствовать о том, что твердосмазочные включения практически не выполняют эту функциональную роль. При повышении нагрузки в ПИ-композитах с С и MoS_2 интенсивность износа практически не увеличивается. Также существенное повышение температуры контртела при максимальной нагрузке $P = 180$ Н (см. рис. 10, е) подтверждает, что ПТФЭ не выполняет функции твердой смазки. По мнению авторов, существенный фрикционный нагрев ПИ/10УВ/10ПТФЭ композита может быть связан с его неоднородной (более пористой) структурой.

При заданных условиях трибоиспытаний (схеме "вал—колодка" и шероховатости контртела) твердосмазочные включения оказывают не решающее (минимальное) влияние на сопротивление изнашиванию. В большей степени роль таких включений связана с модификацией структуры УВ-армированной полимерной матрицы.

Заключение

Исследованы структура, механические и трибологические характеристики композитов на основе ПИ, армированного длинными УВ, и одновременно наполненными твердосмазочными коммерчески доступными наполнителями различной природы (ПТФЭ, С, MoS_2), в условиях металлополимерного трибосопря-

жения. Показано, что введение массовой доли 10 % длинных УВ длиной 2 мм увеличивает модуль упругости в 2,5 раза, а предел прочности в 1,5 раза.

Установлено, что схема и условия нагружения оказывают существенное влияние на сопротивление изнашиванию. При испытаниях по схеме "шар—по диску" наибольшей износостойкостью обладает композит на основе трехкомпонентной смеси ПИ/УВ/ПТФЭ (по сравнению с ненаполненным ПИ интенсивность изнашивания снижается примерно до 290 раз). Введение неорганических твердосмазочных наполнителей (С, MoS_2) повышает износостойкость волоконно-армированного композита только в 37 и 30 раз для металлополимерного сопряжения соответственно. Указанный эффект проявляется в условиях скольжения гладкого контртела ($Ra < 0,02$ мкм) по "возобновляемой" поверхности без "дефицита" твердосмазочных частиц на поверхности скольжения полимерного композита ($P = 5$ Н, $v = 0,3$ м/с) за счет формирования пленки переноса на контртеле, а также формирования подобной пленки на поверхности дорожки трения полимерного композита. При этом изменение интенсивности износа и коэффициента трения хорошо коррелируют между собой.

В условиях трения по схеме "вал—колодка" по более шероховатому контртелу ($Ra \approx 0,2$ мкм) в исследованном диапазоне нагрузок и скоростей ($P = 60...180$ Н, $v = 0,1...0,5$ м/с) более эффективны твердосмазочные наполнители С и MoS_2 , обеспечивающие стабильно высокое сопротивление изнашиванию трехкомпонентных композитов в широком интервале нагрузок и скоростей скольжения. В этом случае возможность формирования пленки переноса минимизируется (контртело большой площади скользит по "невозобновляемой" поверхности полимерного композита в условиях "дефицита" твердосмазочных частиц). В этих условиях важным аспектом становится формирование плотной вторичной структуры на поверхности дорожки трения.

Для практического использования высокопрочных твердосмазочных композитов на основе ПИ в узлах трения в интервале нагрузок 60...180 Н и скоростей скольжения 0,1...0,5 м/с рекомендованы армирующий наполнитель УВ ($l \approx 2$ мм) и неорганические твердосмазочные наполнители графит С и MoS_2 .



Библиографический список

1. **Sinz J., Knoll M., Groche P.** Operational effects on the stiffness of combined roller and plain bearings // *Procedia Manufacturing*. 2019. Vol. 41. P. 650—657. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.09.054>.
2. **Hongwei Ruan, Yaoming Zhang, Song Li, Lijun Yang, Chao Wang, Tingmei Wang, Qihua Wang.** Effect of temperature on the friction and wear performance of porous oil-containing polyimide // *Tribology International*. 2021. Vol. 157. P. 106891. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2021.106891>.
3. **Fuzhi Song, Qihua Wang, Tingmei Wang.** The effects of crystallinity on the mechanical properties and the limiting PV (pressure×velocity) value of PTFE // *Tribology International*. 2016. Vol. 93. P. 1—10. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2015.09.017>.
4. **Jitendra Narayan Panda, Jayashree Bijwe, Raj K. Pandey.** On the significant tribo-potential of PAEK based composites and their dry bearings // *Tribology International*. 2020. Vol. 142. P. 105994. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.105994>.
5. **Zhe Dong, Beibei Chen, Mengjie Zhang, Jiaye Li, Shuang Wang.** One-step preparation of carbon fiber-ZrO₂ hybrid and its enhancement on the wear-resistant properties of polyimide // *Polymer composites*. 2021. Vol. 42. Iss. 5. P. 2598—2607.
6. **McKee L.W.** Polyimides // *The Effect of UV Light and Weather on Plastics and Elastomers*. 2019. DOI: 10.1016/B978-0-12-816457-0.00006-X www.scientific.net/kem.799.65.
7. **Kricheldorf H.R.** *Progress in polyimide chemistry I* / H.R. Kricheldorf. Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1999. 193 p.
8. **Kricheldorf H.R.** *Progress in polyimide chemistry II* / H.R. Kricheldorf. Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1999. 259 p.
9. **3D-porous** crystalline polyimide covalent organic frameworks for drug delivery / Q. Fang, J. Wang, S. Gu et al. // *Journal of the American Chemistry Society*. 2015. Vol. 137. P. 8352—8355.
10. **Constantin C.P., Aflori M., Damian R.F., Rusu R.D.** Biocompatibility of Polyimides: A Mini-Review // *Materials*. 2019. Vol. 12. P. 3166.
11. **Su F., Zhang S.** Tribological properties of polyimide coatings filled with PTFE and surface-modified nano-Si₃N₄ // *Journal of Applied Polymer Science*. 2014. Vol. 131 (12). DOI: 10.1002/app. 40410.
12. **Kumar R., Malaval B., Antonov M., Zhao G.** Performance of polyimide and PTFE based composites under sliding, erosive and high stress abrasive conditions // *Tribology International*. 2020. P. 106282. DOI: 10.1016/j.triboint.2020.106282.
13. **Self-Lubricating** Polytetrafluoroethylene Polyimide Blends Reinforced with Zinc Oxide Nanoparticles / Liwen Mu, Jiahua Zhu et al. // *Journal of Nanomaterials*. 2015. Vol. 1—8. DOI:10.1155/2015/545307.
14. **Shi Y., Mu L., Feng X., & Lu X.** The tribological behavior of nanometer and micrometer TiO₂ particle-filled polytetrafluoroethylene/polyimide // *Materials & Design*. 2011. Vol. 32 (2). P. 964—970. DOI: 10.1016/j.matdes.2010.07.013.
15. **Gheisari R., Polycarpou A.A.** Tribological performance of graphite-filled polyimide and PTFE composites in oil-lubricated three-body abrasive conditions // *Wear*. 2019. P. 203044. DOI: 10.1016/j.wear.2019.203044.
16. **Mechanical** and tribotechnical properties of polyimide based solid lubricant composites // *Proceedings of the International conference on Advanced Materials with Hierarchical Structure for New Technologies and Reliable Structures 2019*. P. 020266-1—020266-5.
17. **MoS₂ nanosheets-decorated** carbon fiber hybrid for improving the friction and wear properties of polyimide composite. Composites. Part A / B. Chen, X. Li et al. // *Applied Science and Manufacturing*. 2018. Vol. 109. P. 232—238. DOI: 10.1016/j.compositesa.2018.02.039.
18. **Song F., Wang Q., Wang T.** High mechanical and tribological performance of polyimide nanocomposites reinforced by chopped carbon fibers in adverse operating conditions // *Composites Science and Technology*. 2016. Vol. 134. P. 251—257. DOI:10.1016/j.compscitech.2016.08.011.
19. **Carbon** and Glass Fibers for Polymer / A.A. Beev, S.Y. Khashirova et al. // *Composites. Key Engineering Materials*. 2019. Vol. 816. P. 19—26. DOI: 10.4028/www.scientific.net/kem.816.19.
20. **The effect** of annealing of milled carbon fibers on the mechanical and tribological properties of solid-lubricant thermoplastic polyimide-based composites / S.V. Panin, J. Luo et al. // *Polymer Engineering and Science*. 2020. Vol. 60. Iss. 9. P. 1—14. DOI: 10.1002/pen.25504.





П.А. Поляков, канд. техн. наук
(Ростовский государственный университет путей сообщений)
E-mail: polyakov.pavel88@mail.ru

Распределение температурного поля по толщине тормозного диска

Разработана методика оценки распределения температурного поля по толщине тормозного диска для проектирования тормозных механизмов, работающих в различных режимах.

Получены уравнения изменения и перепада температуры по толщине тормозного диска, определяемые критериями Фурье и Био. Критерий Фурье определяет режим и интенсивность нагрева тормозного диска, а критерий Био — распределение теплоты между внешним и внутренним термическим сопротивлением материала тормозного диска. При выборе диапазона критерия Био проектируемый тормозной диск может быть энергоемким и накапливать тепло в своем теле либо быстро нагреваться и отдавать тепло внешней среде.

A method has been developed for assessing the distribution of the temperature field over the thickness of the brake disc for the design of brake mechanisms operating in different modes.

Equations of temperature variation and temperature drop over the brake disc thickness are obtained, which are determined by the Fourier and Biot criteria. The Fourier criterion determines the mode and intensity of heating of the brake disc, and the Biot criterion — the distribution of heat between the external and internal thermal resistance of the brake disc material. When choosing the range of the Bio criterion, the designed brake disc can be energy-intensive and accumulate heat in its body, or quickly heat up and give off heat to the external environment.

Ключевые слова: изменение температуры, тормозной диск, перепад температур, критерий Био, критерий Фурье, термическое сопротивление.

Keywords: temperature change, brake disc, temperature drop, Biot criterion, Fourier criterion, thermal resistance.

Введение

При проектировании тормозных механизмов дисково-колодочного типа необходимо выстроить четкий алгоритм действий. Один из этапов проектирования — оценка распределения температурного поля по толщине тормозного диска.

В современных транспортных средствах применяют тормозные механизмы с вентилируемыми дисками для снижения тепловой нагрузки рабочих поверхностей контактирующих площадок тормозных механизмов. Однако на данный момент отсутствует методика расчета распределения между теплоотдачей во внешнюю среду и температурным полем по толщине тормозного диска.

В работе [1] исследован температурный перепад по толщине тормозного диска методом CFD-моделирования. Исследование в рабо-

те [2] посвящено распределению температуры по поверхности тормозного диска с учетом поперечных отверстий. Работа [3] посвящена определению температурного перепада по радиусу тормозного диска на основе CFD-модели. В работе [4] сравниваются распределения температур по площади рабочих поверхностей изотропного и ортотропного типов тормозных дисков. Применение тормозных дисков из карбида вольфрама и карбида гафния рассмотрено в работе [5]. Все эти исследования объединяет применение CFD-моделирования с заданной одинаковой поверхностной температурой по всей рабочей поверхности в зоне контакта фрикционной накладкой и тормозного диска. В работе [6] предложен аналитический способ определения остаточной температуры рабочих поверхностей тормозного диска с учетом конвекции, но при этом не учтено распределение температуры по толщине тормозного диска.

Цель работы — разработка методики оценки распределения температурного поля по толщине тормозного диска с определением критериев влияния.

При торможении рабочие поверхности тормозного диска и фрикционной накладки соприкасаются. В результате на рабочих поверхностях генерируется большое количество тепловой энергии. Основным параметр генерирования тепловой энергии — поверхностная температура.

Тормозной диск и фрикционная накладка не работают в адиабатном режиме. Вокруг них находится внешняя среда, которая имеет свою температуру и давление.

В момент начала охлаждения, когда рабочие контактирующие поверхности тормозного механизма разомкнуты, возмущающее тепловое воздействие на рабочие поверхности прекращено, тормозной диск как система стремится к тепловому равновесию. Рассмотрим сплошной тормозной диск толщиной 2δ , по сравнению с толщиной наружный диаметр имеет относительно большие размеры в направлении полярных координат (l, φ).

Материал сплошного тормозного диска однороден, поэтому коэффициент теплопроводности $\lambda = \text{const}$, удельная теплоемкость $c = \text{const}$, плотность $\rho = \text{const}$.

Тормозной диск лишь воспринимает тепловой поток и не генерирует его самостоятельно, поэтому внутренние тепловые источники отсутствуют. Температура внешней среды T_0 , а тормозного диска в конце цикла торможения T_n ($T_n > T_0$). Граничные условия внешней среды определяются постоянством коэффициента теплоотдачи всех поверхностей тормозного диска.

Для определения соотношения распределения теплового потока между теплопроводимостью и конвекцией во внешнюю среду, изменение поверхностной температуры происходит перпендикулярно к рабочей поверхности тормозного диска. Таким образом, температурное поле тормозного диска будет одномерным. Проведем продольную плоскость через центр сплошного тормозного диска. Из-за симметрии граничных условий тормозного диска относительно продольной плоскости температурное поле по толщине диска в любой момент времени τ будет симметричным относительно этой продольной плоскости (рис. 1).

Отсчет температуры проведем от поверхностной температуры тормозного диска:

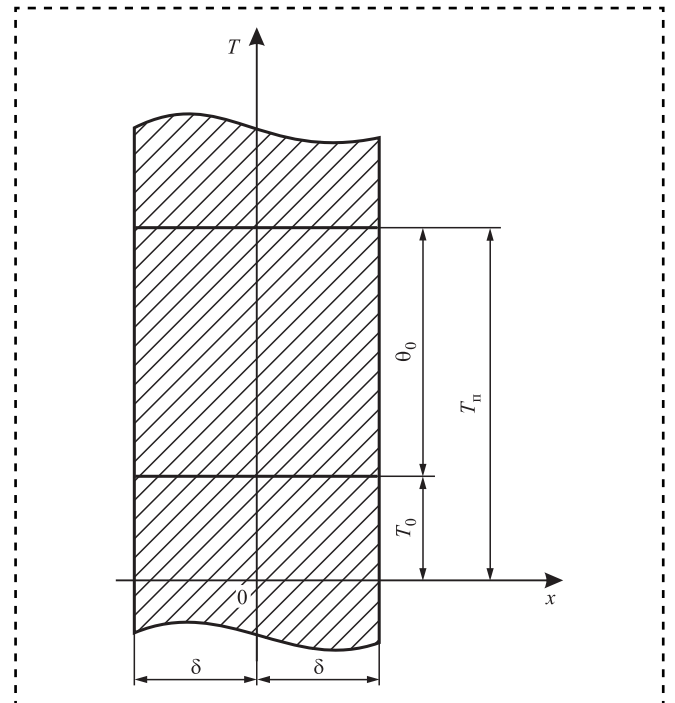


Рис. 1. Схема изменения температурного поля сплошного тормозного диска

$$\vartheta = T_n - T, \quad (1)$$

где T — текущая температура тормозного диска, изменяемая по толщине и во времени, К.

Нестационарное дифференциальное уравнение теплопроводности, выраженное через изменение температуры, запишем в следующей форме:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2}, \quad (2)$$

где a — коэффициент температуропроводности материала, $\text{м}^2/\text{с}$.

Соответственно частные производные текущей температуры первого и второго порядков могут быть сведены в систему:

$$\begin{cases} \frac{\partial T}{\partial \tau} = -\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau}; \\ \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = -\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2}. \end{cases} \quad (3)$$

Из условия симметрии вытекают граничные условия $-\delta \leq x \leq \delta$. При этом начальные условия при $\tau = 0$, $\vartheta_0 = T_n - T_0$ по прошествии времени охлаждения $\tau \rightarrow \infty$, изменение температуры по толщине тормозного диска стремится к нулю $\vartheta \rightarrow 0$. Таким образом, система стремится к равновесию.

При граничных условиях по толщине нестационарное дифференциальное уравнение теплопроводности в условиях контакта рабочих поверхностей с внешней средой имеет вид:

$$\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} = \alpha \vartheta \text{ при } x = -\delta;$$

$$\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} = -\alpha \vartheta \text{ при } x = \delta;$$

$$\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} = 0 \text{ при } x = 0,$$

где α — коэффициент теплоотдачи.

Представим изменение температуры $\vartheta(x, \tau)$ в виде произведения двух функций, одна из которых зависит от толщины тормозного диска $\Psi(x)$, другая нестационарная $Y(\tau)$:

$$\vartheta(x, \tau) = \Psi(x)Y(\tau). \quad (4)$$

Подставим уравнение (4) в нестационарное дифференциальное уравнение теплопроводности:

$$\Psi(x) \frac{\partial Y(\tau)}{\partial \tau} = \alpha \frac{\partial^2 [\Psi(x)]}{\partial x^2} Y(\tau). \quad (5)$$

Преобразуем:

$$\frac{1}{\alpha} \frac{Y'(\tau)}{Y(\tau)} = \frac{\Psi''(x)}{\Psi(x)}. \quad (6)$$

Из уравнения (6) видно, что левая часть не зависит от толщины тормозного диска x , а правая — стационарная. Целесообразно, чтобы левая и правая части уравнения не зависели от параметров времени и толщины диска, т.е. должны быть постоянными.

$$\frac{1}{\alpha} \frac{Y'(\tau)}{Y(\tau)} = \frac{\Psi''(x)}{\Psi(x)} = \text{const.}$$

При начальных условиях прогрева тормозного диска $\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} < 0$ (следовательно, $\frac{\partial T}{\partial \tau} < 0$), поэтому константа имеет отрицательное значение.

Обозначив константу через символ $-k^2$, решение каждой функции выразим через этот символ и сведем в систему:

$$\begin{cases} Y(\tau) = C_1 e^{-\frac{\alpha k^2}{\tau}}; \\ \Psi(\tau) = C_2 \sin(kx) + C_3 \cos(kx), \end{cases} \quad (7)$$

где C_1, C_2, C_3 — постоянные интегрирования.

Условие симметрии сплошного тормозного диска $\frac{\partial}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0$.

Продифференцировав второе уравнение системы, получим значение коэффициента $C_2 = 0$.

Подставим уравнения системы в зависимость (4):

$$\vartheta = C e^{-\frac{\alpha k^2}{\tau}} \cos(kx), \quad (8)$$

где C — постоянная, равная произведению постоянных C_1 и C_3 .

Воспользуемся граничными условиями $\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \Big|_{x=\delta} = \vartheta \frac{\alpha}{\lambda} \Big|_{x=\delta}$. Подставим в нестационарное

дифференциальное уравнение теплопроводности функцию изменения температуры (8):

$$k \frac{\lambda}{\alpha} = \text{ctg}(k\delta). \quad (9)$$

Умножим и разделим левую часть уравнения на δ . Обозначим $k\delta = n$, а $\alpha\delta/\lambda = \text{Bi}$ (через критерий Био), тогда нестационарное дифференциальное уравнение теплопроводности в условиях контакта рабочих поверхностей с внешней средой будет иметь вид:

$$\frac{n}{\text{Bi}} = \text{ctg} n. \quad (10)$$

Уравнение (10) можно решить графически пересечением графиков $y_1 = \frac{n}{\text{Bi}}$ и $y_2 = \text{ctg} n$ (рис. 2).

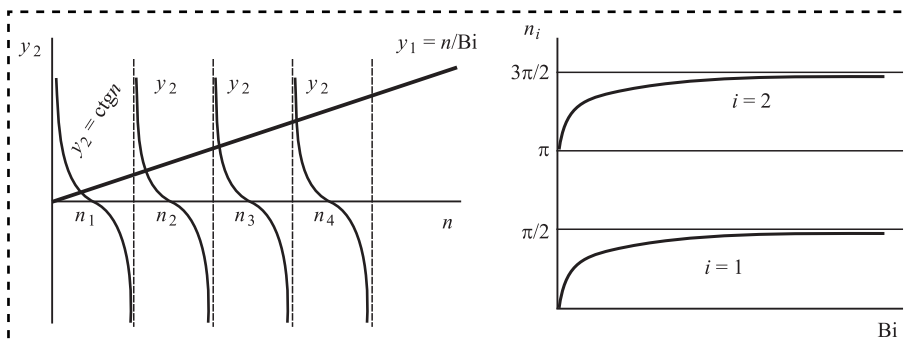


Рис. 2. Схема графического решения нестационарного дифференциального уравнения теплопроводности в условиях контакта рабочих поверхностей с внешней средой



Как видно из рис. 2, решений уравнения может быть множество n_i . Эти значения зависят от порядкового номера i и критерия Био.

Если критерий Био стремится к бесконечно большому значению $Bi \rightarrow \infty$, а функция y_1 совпадет с осью абсцисс, корни уравнения (10) равны: $n_1 = \pi/2$, $n_2 = 3\pi/2$, $n_3 = 5\pi/2$, ..., $n_i = (2i - 1)\pi/2$.

Если критерий Био стремится к бесконечно малому значению $Bi \rightarrow 0$, а функция y_1 совпадет с осью ординат, корни уравнения (10) равны: $n_1 = 0$, $n_2 = \pi$, $n_3 = 2\pi$, ..., $n_i = (i - 1)\pi$.

При каждом значении n_i получим частное решение зависимости (8):

$$\left\{ \begin{array}{l} \vartheta_1 = C_1 \cos\left(\frac{n_1 x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_1^2}{\tau \delta^2}}; \\ \vartheta_2 = C_2 \cos\left(\frac{n_2 x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_2^2}{\tau \delta^2}}; \\ \vartheta_3 = C_3 \cos\left(\frac{n_3 x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_3^2}{\tau \delta^2}}; \\ \dots \\ \vartheta_i = C_i \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_i^2}{\tau \delta^2}}. \end{array} \right. \quad (11)$$

Общее решение нестационарного дифференциального уравнения теплопроводности в условиях контакта рабочих поверхностей с внешней средой выглядит как сумма частных решений:

$$\vartheta_i = \sum_{i=1}^{\infty} C_i \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_i^2}{\tau \delta^2}}, \quad i = 1, 2, \dots, n. \quad (12)$$

При начальных условиях $\tau = 0$

$$\vartheta_0 = \sum_{i=1}^{\infty} C_i \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right).$$

Постоянные C_i являются коэффициентами Фурье функции ϑ_0 при разложении ее по косинусам в диапазоне толщины от $-\delta$ до $+\delta$.

Для определения постоянных C_i правую и левую части функции ϑ_0 умножаем на $\cos(n_j x/\delta)$ и интегрируем по толщине в диапазоне от $-\delta$ до $+\delta$ (j все целые значения, в том числе i):

$$\begin{aligned} & \vartheta_0 \int_{-\delta}^{+\delta} \cos\left(\frac{n_j x}{\delta}\right) dx = \\ & = \sum_{n=1}^{\infty} C_n \int_{-\delta}^{+\delta} \cos\left(\frac{n_j x}{\delta}\right) \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) dx. \end{aligned} \quad (13)$$

Свойство ортогональности для векторов температурного поля:

$$\begin{aligned} & \int_{-\delta}^{+\delta} \cos\left(\frac{n_j x}{\delta}\right) \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) dx = \\ & = \begin{cases} 0 & \text{при } i \neq j; \\ \int_{-\delta}^{+\delta} \cos^2\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) dx & \text{при } i = j. \end{cases} \end{aligned} \quad (14)$$

Выразим постоянные C_i из уравнения (12):

$$\begin{aligned} C_i & = \frac{\vartheta_0 \int_{-\delta}^{+\delta} \cos\left(\frac{n_j x}{\delta}\right) dx}{\int_{-\delta}^{+\delta} \cos^2\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) dx} = \frac{\vartheta_0 2\delta \sin(n_i/n_i)}{\delta [1 + \sin(2n_i/2n_i)]} = \\ & = \vartheta_0 \frac{2 \sin n_i}{n_i + \sin n_i \cos n_i}. \end{aligned} \quad (15)$$

Общее решение нестационарного дифференциального уравнения теплопроводности в условиях контакта рабочих поверхностей с внешней средой после подстановки постоянных C_i будет иметь вид:

$$\vartheta = \sum_{i=1}^{\infty} \vartheta_0 \frac{2 \sin n_i}{n_i + \sin n_i \cos n_i} \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_i^2}{\tau \delta^2}}. \quad (16)$$

Если учитывать перепад температур внутри тормозного диска с учетом внешней среды, зависимость перепада температур будет определяться из отношения текущего значения изменения температуры в теле к начальному значению изменения:

$$\theta = \frac{\vartheta}{\vartheta_0} = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2 \sin n_i}{n_i + \sin n_i \cos n_i} \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_i^2 Fo}{\tau^2 a}}, \quad (17)$$

где Fo — критерий Фурье.

Данная зависимость необходима для того, чтобы понимать распределения температуры по толщине сплошного тормозного диска в характерных точках тел, особенно в симметричной поперечной плоскости ($x = 0$). Эта зависимость подойдет как для определения закона распределения температуры в момент торможения (с постоянным подводом теплоты), так и для передачи от поверхности остаточной температуры (при разомкнутых контактных площадках тормозного механизма). Выражение $\frac{2 \sin n_i}{n_i + \sin n_i \cos n_i}$ определяется только параметром n_i , т.е. опре-

деляющим критерием Био Bi . При увеличении значений n_i с возрастанием порядковых номеров этот параметр играет менее важную роль, потому что $\cos(n_i x)$ функция циклическая, а составляющая $e^{-\frac{\alpha n_i^2 Fo}{\tau^2 a}}$ быстро убывает. В итоге рост параметра n_i нивелирует перепад температуры по толщине тормозного диска.

При значениях критерия Фурье в диапазоне $Fo \geq 0,3$ ряд в зависимости (17) становится быстро сходящимся и может быть заменен на первый член ряда. В итоге зависимость (17) примет следующий вид:

$$\theta = \frac{2 \sin n_i}{n_i + \sin n_i \cos n_i} \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_i^2 Fo}{\tau^2 a}}. \quad (18)$$

Для центральной плоскости тормозного диска ($x = 0$):

$$\theta_{(x=0)} = \Omega(Bi) \exp\left(-\frac{\alpha n_i^2 Fo}{\tau^2 a}\right) = f(Bi, Fo, \alpha), \quad (19)$$

где Ω — функция, которая зависит от критерия Био.

Логарифмируем уравнение (19):

$$\ln \theta_{(x=0)} = -\frac{\alpha n_i^2 Fo}{\tau^2 a} \ln \Omega(Bi). \quad (20)$$

Решение уравнения (20) удобно представить в виде графического изображения (рис. 3). На оси ординат отложены натуральные логарифмы перепада температур между поверхностью и серединой толщины тормозного диска $\theta_{x=0}$, на оси абсцисс указывается критерий Фурье. Критерий Био применяется в качестве параметра влияния на расчетную модель.

Используя графическое решение, можно решить несколько задач:

1) Прямая задача. Исходные данные — продолжительность торможения тормозного механизма, толщина диска (рассчитывается критерий Fo) и темп охлаждения с ее поверхности (рассчитывается критерий Bi). Определяется перепад температур между поверхностью и серединой сплошного диска $\theta_{x=0}$.

2) Обратная задача. Исходные данные — проектируемый перепад температур между поверхностью и серединой сплошного диска $\theta_{x=0}$ и темп охлаждения с ее поверхности (критерий Bi). Определяется теоретическая продолжительность торможения (критерий Fo).

3) Косвенная задача. Известны продолжительность торможения (критерий Fo) и перепад температур $\theta_{x=0}$. Необходимо определить темп теплоотдачи от рабочих поверхностей тормозного диска (критерий Bi).

Если рассматривать вентилируемый тормозной диск, то отличием от сплошного является отсутствие симметрии в подаче теплового потока с обеих сторон. Это частный случай уравнения (18).

Для матовой плоскости вентилируемого тормозного диска ($x = \delta$):

$$\begin{aligned} \theta_{(x=0)} &= \\ &= Z(Bi) \exp\left(-\frac{\alpha n_i^2 Fo}{\tau^2 a}\right) = \\ &= f(Bi, Fo, \alpha), \end{aligned} \quad (21)$$

где Z — функция, которая зависит от критерия Био.

Аналогично прологарифмировав уравнение (21), представим решение в графическом виде

$$\ln \theta_{(x=0)} = -\frac{\alpha n_i^2 Fo}{\tau^2 a} \ln Z(Bi). \quad (22)$$

Температурное поле сплошного тормозного диска будет иметь вид симметричной кривой в любой момент времени.

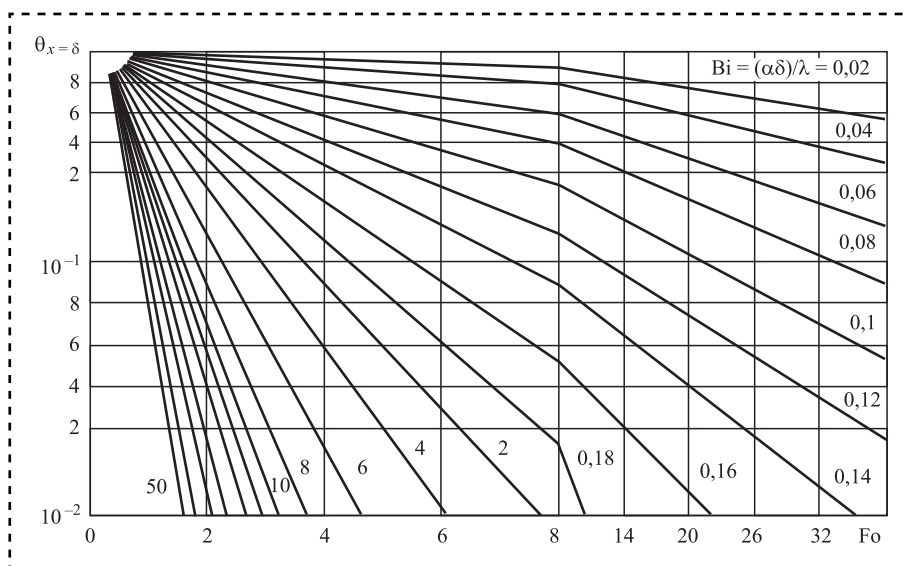


Рис. 3. Зависимость безразмерного перепада температур от чисел Фурье и Био для середины сплошного тормозного диска

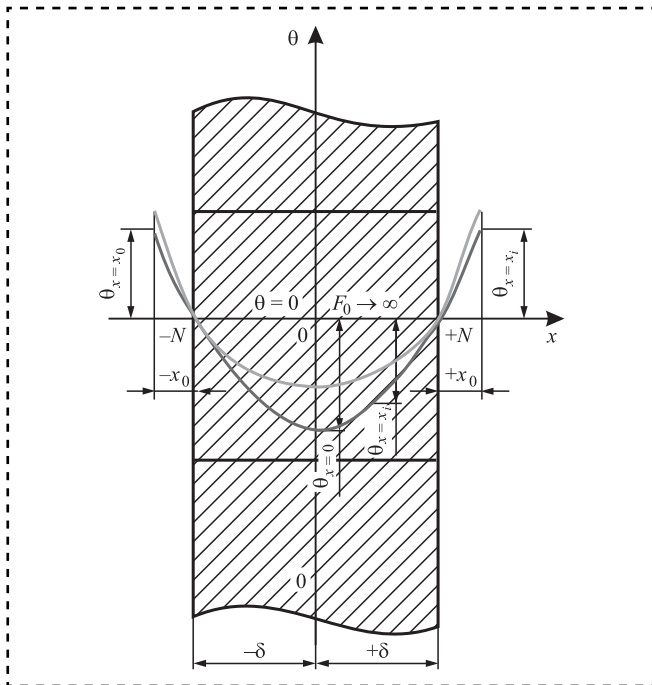


Рис. 4. Изменение температурного поля по толщине сплошного тормозного диска

Максимум кривой температурного поля тормозного диска будет располагаться в центре симметричной плоскости тормозного диска.

Для любого момента охлаждения тормозного диска касательные к кривым температур в координатах $-\delta \leq x \leq \delta$ проходят через одни и те же симметрично расположенные точки по краям тормозного диска (рис. 4).

Необходимо найти толщину внешней среды, где будет максимален перепад между температурой поверхности T_{pn} и внешней среды T_0 .

Умножим обе части граничных условий на величину $\frac{\delta}{\vartheta_0}$ и получим после преобразования

следующий вид:

$$\left. \frac{\partial(\vartheta/\vartheta_0)}{\partial(x/\delta)} \right|_{x=\delta} = \vartheta/\vartheta_0 \frac{\alpha\delta}{\lambda} \Big|_{x=\delta} = \frac{\partial\theta}{\partial x} \Big|_{x=1} = \theta \text{Bi} \Big|_{x=1}, \quad (23)$$

где $\bar{x} = \frac{x}{\delta}$ — относительная толщина диска.

Допустим, что расстояние \bar{x}_0 , где максимальный перепад температур между поверхностью диска и внешней средой, тогда:

$$\frac{1}{\bar{x}_0} = \text{Bi} = \frac{\lambda}{\alpha}. \quad (24)$$

То есть расстояние от тормозного диска до точки, в которой максимальный перепад температур рабочих поверхностей с внешней средой, определяется соотношением теплопроводности материала тормозного диска и коэффициента теплоотдачи.

С момента торможения до его окончания проходит время τ , за которое рабочая поверхность воспринимает количество теплоты:

$$Q = 2\delta F \rho c (T - T_0), \quad (25)$$

где F — площадь рабочих поверхностей тормозного диска, м^2 .

За время охлаждения

$$Q = 2\delta F \rho c (T - T_0) (1 - \bar{\theta}), \quad (26)$$

где $\bar{\theta}$ — средний перепад температур за время охлаждения,

$$\bar{\theta} = \frac{T - T_0}{T_{pn} - T_0}, \quad (27)$$

где T — текущая температура по толщине тормозного диска, К.

При условии $\text{Fo} \geq 0,3$, получим:

$$\bar{\theta} = \frac{2 \sin n_i}{n_i + \sin n_i \cos n_i} \times \cos\left(\frac{n_i x}{\delta}\right) e^{-\frac{\alpha n_i^2 \text{Fo}}{\tau^2 a}} = N_1 e^{-\frac{\alpha n_i^2 \text{Fo}}{\tau^2 a}}, \quad (28)$$

где N_1 — коэффициент, зависящий от критерия Био.

На рис. 5 представлена зависимость коэффициента N_1 от критерия Био.

При условии $\text{Bi} \rightarrow \infty$:

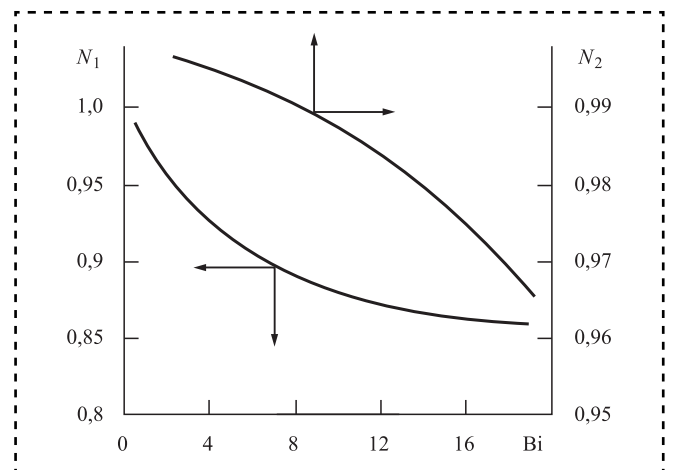


Рис. 5. Зависимость коэффициента N_1 от критерия Био

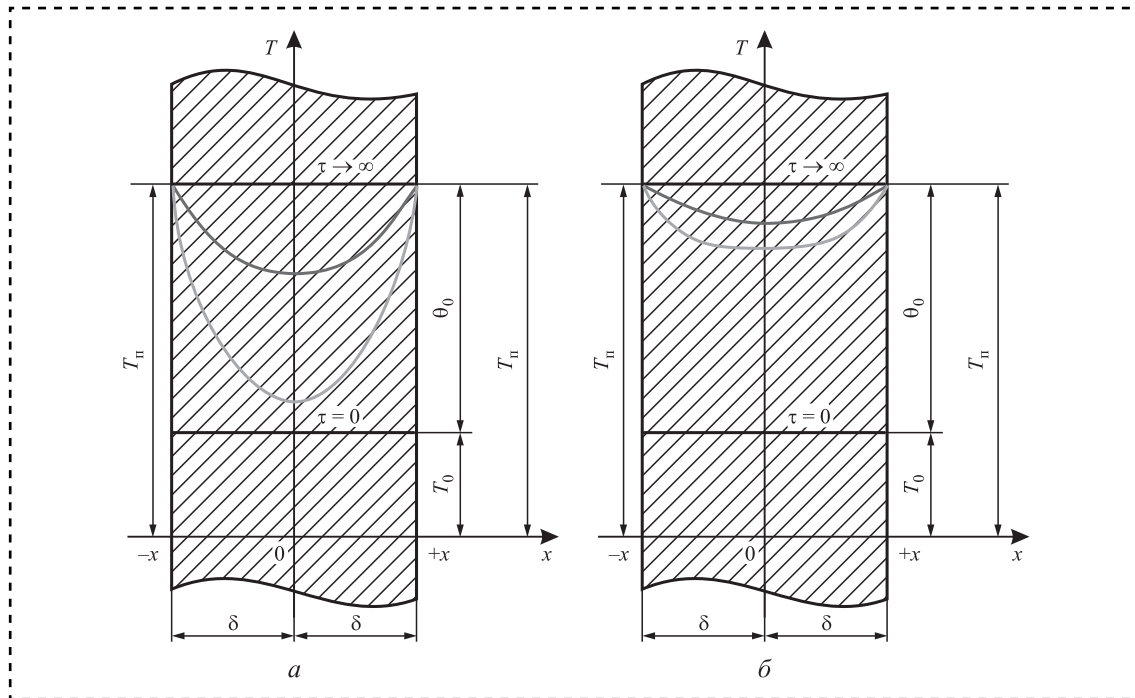


Рис. 6. Изменение температурного поля по толщине тормозного диска при больших (а) и малых (б) числах Био

$$\theta = \frac{4}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{(-1)^{(i-1)}}{2i-1} \cos \left[(2i-1) \frac{\pi}{2} \bar{x} \right] e^{-\frac{\alpha \pi^2 (2i-1)^2 Fo}{4\tau^2 a}}$$

Разбирая уравнение перепада температур при условии $\bar{x} = 1$, т.е. на рабочих поверхностях сплошного тормозного диска, можно сделать вывод, что $\theta = 0$. Графически решение уравнения (28) представлено на рис. 6.

При больших значениях критерия Био температурный перепад по толщине диска стремится к максимуму, тогда со снижением значений критерия Био, температурный перепад выравнивается по толщине.

Заключение

Перепад температур в различных точках сплошного тормозного диска зависит от соотношения внутреннего и внешнего термических сопротивлений. Если выполняется условие, $\frac{\delta}{\lambda} > \frac{1}{\alpha}$ (критерий Био $Bi \rightarrow \infty$), то температура сплошного диска станет равновесной быстрее, чем теплота рассеется во внешнюю среду.

При выполнении условия $\frac{\delta}{\lambda} < \frac{1}{\alpha}$ (критерий Био $Bi \rightarrow 0$) перепад по толщине сплошного

диска будет минимален, так как теплота практически отдана внешней среде.

На основании критерия Био можно оценивать распределение температурного поля между толщиной тормозного диска и внешней средой, омывающей тормозной механизм.

Библиографический список

1. **Belhocine A., Bouchetara M.** Thermal analysis of a solid brake disc // Applied Thermal Engineering. 2012. Vol. 32 (1). P. 59–67. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2011.08.029.
2. **Evaluate** the structural and thermal analysis of solid and cross drilled rotor by using finite element analysis / L. Jule et al. // Materials Today: Proceedings. 2021. 5 H. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.05.544>.
3. **Su C., Mi X., Jiang M., Chu M.** Analysis of Temperature Field and Thermal Stress for High Speed Train Brake Disc // 24th International Conference on Computer Supported Cooperative Work in Design. 4 p. DOI: 10.1109/CSCWD49262.2021.9437755.
4. **Jose T., Prawin A., Rony K.** Review of modelling of temperature distribution in solid brake disc // Australian Journal of Mechanical Engineering. 2021. 7 p. <https://doi.org/10.1080/14484846.2021.1885787>.
5. **Rajappan R., Gokulakrishnan J., Gurunathan G., Chandrasekar K.** Transient Thermal Analysis of Tungsten Carbide and Hafnium Carbide Disc Brake Rotor // IOP Conference Series Materials Science and Engineering. 2021. Vol. 1057 (1). 10 p. DOI: 10.1088/1757-899X/1057/1/012020.
6. **Разработка** метода определения поверхностной температуры тормозного диска / А.Е. Литвинов и др. // Вестник Ростовского университета путей сообщения. 2021. № 1 (81). С. 30–39. DOI: 10.46973/0201-727X_2021_1_30.



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

Модернизация адаптивной фрикционной муфты второго поколения (базовый вариант)

Реализована идея повышения точности срабатывания адаптивной фрикционной муфты второго поколения (базовый вариант) без изменения ее конструкции и габаритных размеров, которая заключается в применении различных сочетаний материалов пар трения, обладающих неодинаковыми трибологическими характеристиками — средним и максимальным коэффициентами трения. Показано, что при любом сочетании значений коэффициентов трения точность срабатывания модернизированной муфты выше, чем точность срабатывания базового варианта.

The idea of improving the response accuracy of the second-generation adaptive friction clutch (basic version) without changing its design and overall dimensions, which consists in the use of different combinations of materials of friction pairs with different tribological characteristics — average and maximum friction coefficients. It is shown that for any combination of values of friction coefficients, the accuracy of the upgraded coupling is higher than the accuracy of the basic version.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, второе поколение, модернизация, фрикционная группа, точность срабатывания коэффициента усиления.

Keywords: adaptive friction coupling, second generation, modernization, friction group, accuracy of operation gain.

Введение

Принципиальная особенность адаптивных фрикционных муфт (АФМ) второго поколения (базовый вариант) — наличие дополнительной фрикционной группы, которая работает параллельно с основной фрикционной группой и, в отличие от последней, не охвачена отрицательной обратной связью [1]. Благодаря этому во входном сигнале управляющего устройства (УУ) отрицательной обратной связи присутствует составляющая (вращающий момент), величина которой прямо пропорциональна коэффициенту трения между фрикционными дисками. Это приводит к тому, что закон изменения распорной (отжимной) силы УУ обратной связи приближен к закону изменения распорной силы так называемой "идеальной" АФМ [2].

"Идеальной" считается АФМ, предельный вращающий момент которой постоянен и не зависит от изменения коэффициента трения между фрикционными парами муфты [3].

Однако в ряде случаев точность срабатывания базового варианта АФМ второго поколе-

ния не соответствует требованиям надежной защиты узлов и деталей приводов машин от возникающих в процессе эксплуатации перегрузок [4, 5]. Это приводит к ограничению применения на практике муфт данного типа.

Причиной ограниченной точности срабатывания муфт рассматриваемого типа является относительно невысокий коэффициент усиления (КУ) обратной связи [4], увеличение которого привело бы к повышению точности срабатывания, что характерно для АФМ с одноконтурной отрицательной обратной связью [6]. Ограничение КУ обусловлено тем, что при некотором граничном его значении и при максимальном коэффициенте трения между фрикционными парами происходит в процессе перегрузки размыкание пар трения основной фрикционной группы.

При увеличении КУ муфта в некотором интервале значений коэффициента трения $f_k \dots f_{\max}$ (где f_k — граничное значение коэффициента трения, при котором начинается размыкание пар трения основной фрикционной группы, f_{\max} — максимальное значение коэф-

коэффициента трения) будет передавать нагрузку только за счет пар трения дополнительной фрикционной группы, нагрузочная характеристика которой, т.е. зависимость вращающего момента от коэффициента трения, представляет собой линейную функцию. Кроме того, при увеличении коэффициента трения в указанном интервале вследствие соответствующего линейного роста величины вращающего момента происходит отжатие замыкающей пружины от пар трения основной фрикционной группы и увеличение силы ее натяжения.

Следовательно, в указанном интервале значений коэффициента трения будет происходить прогрессирующий нелинейный рост предельного вращающего момента.

При использовании в конструкции АФМ первого поколения с дифференцированными парами трения ведущих и ведомых пар с различными средними значениями коэффициента трения в группах трения происходит повышение точности срабатывания муфты [7].

Указанное обстоятельство позволяет предпринять попытку использования данного способа в отношении базового варианта АФМ второго поколения.

Цель работы — изучение влияния неодинакового по величине коэффициента трения в различных фрикционных группах — основной и дополнительной, а также в ведущей и ведомой частях основной фрикционной группы на эксплуатационные характеристики базового варианта АФМ второго поколения с дифференцированными парами трения основной фрикционной группы — нагрузочную способность и точность срабатывания.

Рассмотрим объект исследования — АФМ второго поколения (базовый вариант), принципиальная схема которой показана на рис. 1.

Муфта состоит из двух полумуфт 1 и 2, кинематически связанных одна с другой основной фрикционной группой, включающей диски трения 3 и 4. Диски 3 соединены при помощи шлицевого соединения со ступицей нажимного диска 5, диски 4 аналогичным способом соединены с барабаном полумуфты 2.

Нажимной диск 5 лишен кинематической связи со ступицей полумуфты 1 в окружном и осевом направлениях.

Справа (по рис. 1) от нажимного диска расположен фрикционный диск 6, находящийся в контакте с нажимным диском и связанный

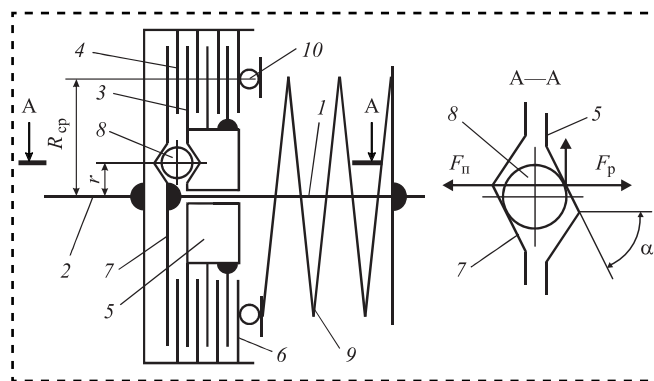


Рис. 1. Принципиальная схема АФМ второго поколения (базовый вариант)

с барабаном полумуфты 2 тем же способом, что и диски 4. Нажимной диск 5 и фрикционный диск 6 составляют дополнительную фрикционную группу.

Число пар трения дополнительной фрикционной группы АФМ принято равным единице [8].

Основная фрикционная группа выполнена по схеме с дифференцированными парами трения типа "ведущая пара — ведомые пары", на что указывает непосредственный фрикционный контакт между левым (по рис. 1) диском трения 4 и упорным диском 7, жестко закрепленным на ступице полумуфты 1.

УУ отрицательной обратной связи муфты выполнено в виде тел качения 8, размещенных в скошенных гнездах нажимного и упорного дисков (рис. 1, сечение А—А).

Силовое замыкание пар трения основной и дополнительной фрикционной групп осуществляется посредством поставленной с предварительным натяжением пружины 9, усилие которой передается через упорный подшипник 10.

Формула для вычисления предельного вращающего момента АФМ имеет следующий вид [1]:

$$T_{\text{пi}} = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f_i \frac{z + 1 - C f_i}{1 + (z - 1) C f_i}, \quad (1)$$

где $F_{\text{п}}$ — сила натяжения замыкающей пружины 9;

$R_{\text{ср}}$ — средний радиус поверхностей трения фрикционных дисков 3—5 и 6 (принят одинаковым для всех пар трения);

z — общее число пар трения основной фрикционной группы;



f_i — текущий коэффициент трения;

C — КУ отрицательной обратной связи,

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

α — угол скоса гнезда УУ под тело качения δ (рис. 1, сечение А—А);

r — радиус окружности, на которой расположены тела качения δ .

Ограничение величины КУ имеет следующий вид:

$$C \leq \frac{1}{f_{\text{max}}}, \quad (2)$$

где f_{max} — максимальное значение коэффициента трения, которое он может принимать в процессе эксплуатации АФМ.

Соотношение (2) можно использовать для определения возможной величины изменения коэффициента трения ведущей и ведомых пар трения основной фрикционной группы в процессе эксплуатации АФМ.

Ограничение установлено с учетом изменения коэффициента трения и достижения им максимального значения для ведомых пар трения основной фрикционной группы и пары трения дополнительной фрикционной группы [1]. Поэтому в отношении ведущей пары трения основной фрикционной группы изменение коэффициента трения в принципе не ограничено. Для остальных пар трения возможны три варианта:

— коэффициент трения между элементами ведомых пар трения основной фрикционной группы изменяется до величины, большей, чем максимальный коэффициент трения ведущей пары основной фрикционной группы, а коэффициент трения пары трения дополнительной фрикционной группы — до величины, меньшей, чем максимальный коэффициент трения ведущей пары основной фрикционной группы;

— коэффициент трения между элементами ведомых пар основной фрикционной группы изменяется до величины, меньшей, чем максимальный коэффициент трения ведущей пары основной фрикционной группы, а коэффициент трения пары трения дополнительной фрикционной группы — до величины, большей, чем максимальный коэффициент трения ведущей пары основной фрикционной группы;

— коэффициент трения между элементами ведомых пар основной фрикционной группы и пары трения дополнительной фрикционной группы изменяется до величины, меньшей, чем

максимальный коэффициент трения ведущей пары основной фрикционной группы.

Очевидно, что при любом из перечисленных вариантов должно выполняться условие, при котором достигается наибольшая точность срабатывания АФМ — при достижении максимального значения коэффициента трения не должно происходить дополнительной осевой деформации замыкающей пружины 9.

Формула (1) записана для базового варианта АФМ второго поколения, все пары трения которой имеют одинаковый коэффициент трения. Для исследования модернизированного варианта АФМ с различными коэффициентами трения фрикционных групп произведем действия, аналогичные тем, которые были выполнены для вывода формулы (1).

Вариант 1. Поскольку исследуются варианты АФМ с различными коэффициентами трения фрикционных групп, суммарный вращающий момент муфты определим как сумму моментов сил трения трех фрикционных групп, состоящих из:

- ведущей пары трения основной фрикционной группы (пара 4—7);
- ведомых пар трения основной фрикционной группы (пары 3—4—5);
- пары трения дополнительной фрикционной группы (пара 5—6).

На основании этого запишем:

$$T_{\text{ni}} = T_{1i} + T_{2i} + T_{3i}, \quad (3)$$

где T_{ni} — полный вращающий момент АФМ;

T_{1i} — момент сил трения пары 4—7;

T_{2i} — момент сил трения пар 3—4—5;

T_{3i} — момент сил трения пары 5—6.

Определим составляющие полного вращающего момента АФМ в правой части равенства (3). Для момента сил трения T_{1i} запишем:

$$T_{1i} = (F_{\text{п}} - F_{\text{pi}}) R_{\text{ср}} f_i, \quad (4)$$

где F_{pi} — распорная (отжимная) сила, возникающая между телами качения δ и стенками гнезд (см. рис. 1, сечение А—А).

Для момента сил трения T_{2i} и первого из указанных вариантов:

$$T_{2i} = z_1 (F_{\text{п}} - F_{\text{pi}}) R_{\text{ср}} f_{i1}, \quad (5)$$

где z_1 — число ведомых пар трения 3—4 основной фрикционной группы; f_{i1} — коэффициент трения в указанных парах трения.

Для момента сил трения T_{3i} и первого варианта:

$$T_{3i} = F_{\pi} R_{cp} f_{i2}, \quad (6)$$

где f_{i2} — коэффициент трения в паре трения 5–6.

Формула (6) отражает, что на пару трения 5–6 распорная сила F_{pi} не действует, если выполняется условие (2).

Распорная сила УУ обратной связи возникает в результате передачи вращающего момента нажимным диском 5. Указанный вращающий момент равен сумме моментов сил трения T_{2i} и T_{3i} , поэтому распорная сила определяется по следующему соотношению:

$$F_{pi} = \frac{T_{2i} + T_{3i}}{r} \operatorname{tg} \alpha. \quad (7)$$

После подстановки в формулу (7) правых частей соотношений (5) и (6) находим:

$$F_{pi} = F_{\pi} C \frac{z_1 f_{i1} + f_{i2}}{1 + z_1 C f_{i1}}. \quad (8)$$

При выводе формулы (8) использовано приведенное выше математическое представление для КУ обратной связи.

Подставляя представление (8) в правые части соотношений (4) и (5) и используя формулу (3), находим:

$$T_{\pi i} = F_{\pi} R_{cp} \frac{f_i + z_1 f_{i1} - f_{i2} (C f_i - 1)}{1 + z_1 C f_{i1}}. \quad (9)$$

Сделаем следующие замены:

$$\begin{aligned} f_{i1} &= m f_i; \\ f_{i2} &= n f_i, \end{aligned}$$

где m и n — коэффициенты, $m \neq 1$, $n \neq 1$. Выражение (9) запишем в следующем виде:

$$T_{\pi i} = F_{\pi} R_{cp} f_i \frac{1 + z_1 m - n (C f_i - 1)}{1 + z_1 C m f_i}. \quad (10)$$

Далее исследуем точность срабатывания АФМ, для чего используем предельные значения коэффициента трения. Согласно поставленному выше условию первого варианта имеем:

$$\begin{aligned} f_{\max 1} &= m f_{\max}; \\ f_{\max 2} &= n f_{\max}, \end{aligned} \quad (11)$$

где $f_{\max 1}$ и $f_{\max 2}$ — максимальный коэффициент трения между ведомыми парами основной фрикционной группы и максимальный коэффициент трения в паре дополнительной фрикционной группы соответственно.

Для сочетаний материалов пар трения, применяемых в предохранительных фрикционных муфтах, в том числе в АФМ, минимальный коэффициент трения изменяется в зависимости от влияния различных факторов гораздо в меньшей степени, чем максимальный коэффициент трения [9]. Для упрощения решения задачи в дальнейшем будем считать, что минимальный коэффициент трения всех пар АФМ одинаков и равен f_{\min} .

Запишем выражение для определения коэффициента точности АФМ [7], для чего используем соотношение (10):

$$K_{\tau} = \frac{f_{\max} [1 + z_1 m - n (C f_{\max} - 1)] (1 + z_1 C f_{\min})}{f_{\min} (2 + z_1 - C f_{\min}) (1 + z_1 C m f_{\max})}. \quad (12)$$

В выражении (12) учтено то обстоятельство, что минимальные коэффициенты трения всех пар АФМ одинаковы, поэтому в данном случае коэффициенты m и n равны единице.

Для того чтобы исследуемый вариант АФМ обладал наибольшей точностью срабатывания, при максимальном коэффициенте трения распорная сила УУ $F_{p,\max}$ должна быть равна силе натяжения пружины 9 [10]. Согласно соотношению (8), распорная сила УУ зависит не только от КУ, но и, в соответствии с представлением коэффициентов трения f_{i1} и f_{i2} , от коэффициентов m и n .

Для максимальных значений коэффициента трения между парами всех фрикционных групп заменим в уравнении (8) параметры соответственно на $f_{\max 1}$ и $f_{\max 2}$, и используем представление (11) в равенстве $F_{p,\max} = F_{\pi}$. Решая это равенство относительно неизвестного C , находим:

$$C = \frac{1}{n f_{\max}}. \quad (13)$$

Из соотношения (13) следует, что предельный КУ обратной связи зависит не только от максимального значения коэффициента трения, но и от величины коэффициента n . С учетом представления (11) это означает, что предельный А КУ обратно пропорционален максимальному



коэффициенту трения в паре 5–6 дополнительной фрикционной группы.

С учетом соотношения (13) выражение (12) принимает следующий вид:

$$K_T = \frac{f_{\max}(nf_{\max} + z_1 f_{\min})}{f_{\min}[(2 + z_1)(nf_{\max} - f_{\min})]}. \quad (14)$$

Установлено, что точность срабатывания АФМ первого поколения увеличивается по мере роста КУ. Данное утверждение справедливо и в отношении базового варианта АФМ второго поколения: увеличение КУ в пределах, ограниченных условием (2), приводит к повышению точности ее срабатывания.

На основании этого в формуле (13) должно быть принято $n < 1$. Это означает, что максимальный коэффициент трения пары 5–6 будет меньше, чем максимальный коэффициент трения пары 4–7, если необходимо получить большее значение C .

График функции (14) приведен на рис. 2 (кривая 1). Исходные данные: $f_{\max} = 0,8$; $z_1 = 2$; $f_{\min} = 0,1$.

График показывает следующее:

— АФМ мало чувствительна, с точки зрения точности срабатывания, к изменению максимального значения коэффициента трения между ведомыми парами трения основной фрикционной группы;

— точность срабатывания исследуемого варианта АФМ второго поколения уменьшается при увеличении коэффициента n . Это означает,

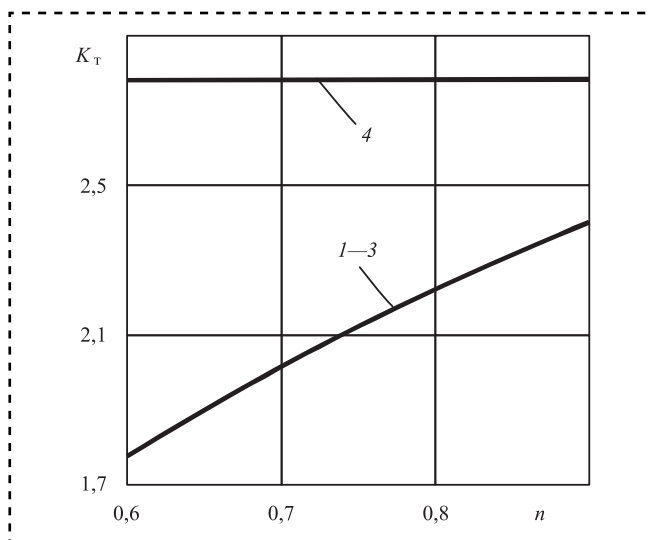


Рис. 2. Зависимости коэффициента точности от коэффициента n для первого варианта АФМ

что максимальный коэффициент трения в паре трения дополнительной фрикционной группы, в отличие от коэффициента m , существенно влияет на точность срабатывания АФМ;

— при всех значениях коэффициента $n < 1$ точность срабатывания исследуемого варианта АФМ выше, чем точность срабатывания базового варианта АФМ второго поколения (см. рис. 2), которая построена по зависимости (12) при $m = n = 1$ и тех же исходных данных, принятых при построении кривой 1.

Для объяснения факта повышения точности срабатывания исследуемой АФМ по сравнению с ее базовым вариантом и влияния коэффициента n на точность срабатывания подставим в правую часть соотношения (8) правую часть выражения (13) и, используя представления (11), получим:

$$F_{p,i} = \frac{F_{\Pi}}{nf_{\max}} \frac{z_1 m f_i + n f_i}{1 + z_1 m f_i / (n f_{\max})}.$$

На основе полученного выражения найдем зависимость распорной силы при минимальном значении коэффициента трения:

$$F_{p,\min} = F_{\Pi} \frac{(z_1 + 1) f_{\min}}{n f_{\max} + z_1 f_{\min}}. \quad (15)$$

При максимальном значении коэффициента трения и выполнении условия (13) распорная сила равна силе натяжения пружины 9. Вращающий момент АФМ в данном случае равен моменту $T_{3\max}$ и, согласно соотношению (6):

$$T_{3\max} = F_{\Pi} R_{cp} n f_{\max}. \quad (16)$$

Распорная сила базового варианта АФМ с учетом соотношения (15) и при $n = 1$:

$$F'_{p,\min} = F_{\Pi} \frac{(z_1 + 1) f_{\min}}{f_{\max} + z_1 f_{\min}}. \quad (17)$$

Сопоставление правых частей соотношений (15) и (17) показывает, что $F_{p,\min} > F'_{p,\min}$, следовательно, вращающий момент исследуемой АФМ при минимальном коэффициенте трения больше, чем у базового варианта АФМ второго поколения.

Согласно соотношению (6), максимальный вращающий момент базового варианта АФМ второго поколения вычислим по формуле:

$$T'_{3\max} = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f_{\max}. \quad (18)$$

Сопоставляя выражения (16) и (18), видим, что при условии $n < 1$ выполняется неравенство

$$T_{3\max} < T'_{3\max}.$$

После подстановки правой части соотношения (15) в выражения (4) и (5), используя формулы (3) и (6), получим:

$$T_{\text{п. min}} = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f_{\text{min}} \frac{(z_1 + 2)nf_{\max} - f_{\text{min}}}{nf_{\max} + z_1 f_{\text{min}}}. \quad (19)$$

Для базового варианта АФМ второго поколения (при $n = 1$) запишем, используя соотношение (19):

$$T'_{\text{п. min}} = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f_{\text{min}} \frac{(z_1 + 2)f_{\max} - f_{\text{min}}}{f_{\max} + z_1 f_{\text{min}}}. \quad (20)$$

Исследуем изменение разностей вращающих моментов $T_{\text{п. min}}$ и $T'_{\text{п. min}}$, $T_{3\max}$ и $T'_{3\max}$, используя для этого соответственно выражения (19) и (20), (16) и (18).

Для разности вращающих моментов $T'_{\text{п. min}} - T_{\text{п. min}}$ запишем:

$$\begin{aligned} T'_{\text{п. min}} - T_{\text{п. min}} &= \\ &= \frac{F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f_{\text{min}}^2 f_{\max} (1 - n) [z_1 (z_1 + 2) + 1]}{(nf_{\max} + z_1 f_{\text{min}})(f_{\max} + z_1 f_{\text{min}})}. \end{aligned} \quad (21)$$

Для разности вращающих моментов $T'_{3\max} - T_{3\max}$ находим:

$$T'_{3\max} - T_{3\max} = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f_{\max} (1 - n). \quad (22)$$

Разность между правыми частями соотношений (21) и (22) равна:

$$\Delta T = F_{\text{п}} R_{\text{ср}} f_{\max} (1 - n) \frac{(nf_{\max} + z_1 f_{\text{min}})(f_{\max} + z_1 f_{\text{min}}) - f_{\text{min}}^2 [1 + z_1 (z_1 + 2)]}{(nf_{\max} + z_1 f_{\text{min}})(f_{\max} + z_1 f_{\text{min}})}. \quad (23)$$

В рассматриваемом случае $n < 1$, поэтому знак разности ΔT (положительный или отрицательный) зависит от знака числителя в соотношении (23). График функции $\Delta T(n)$ без учета постоянных членов $F_{\text{п}}$, $R_{\text{ср}}$ и f_{\max} , построенный на основе соотношения (23), показан на рис. 3 (кривая 1). Исходные данные те же, что и для рис. 2.

График показывает, что функция убывающая, однако, в пределах значений коэффициента n , при-

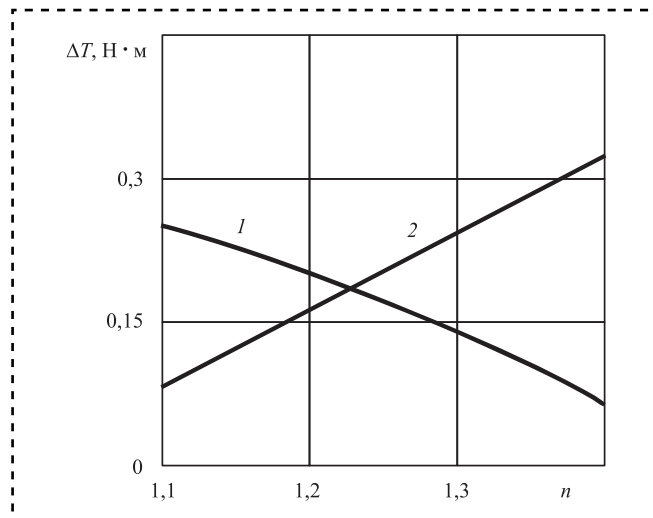


Рис. 3. Зависимости $\Delta T(n)$

нятых при построении графика, положительная. Это свидетельствует о том, что при каждом значении коэффициента n уменьшение вращающего момента $T_{3\max}$ больше, чем уменьшение вращающего момента $T_{\text{п. min}}$. Этим объясняется более высокая точность срабатывания исследуемой АФМ.

Вследствие убывающего характера функции (23) разность вращающих моментов ΔT уменьшается при увеличении коэффициента n , что влияет на коэффициент точности АФМ (см. рис. 2, кривые 1–3).

Вариант 2. В соответствии с поставленным условием $m < 1$, $n < 1$ для исследования точности срабатывания АФМ справедливо соотношение (14), поэтому используем его для построения графика функции при принятых ранее исходных данных (рис. 4).

График показывает следующее:

- с увеличением коэффициента n точность срабатывания исследуемой АФМ повышается, о чем свидетельствует уменьшение $K_{\text{т}}$;

- в целом точность срабатывания АФМ при $n > 1$ выше, чем при $n < 1$ (см. рис. 2, кривые 1–3);

- точность срабатывания исследуемой АФМ при $n > 1$ выше, чем при $n = 1$ (см. рис. 2, кривая 4).

Для объяснения более высокой точности срабатывания исследуемой АФМ по сравнению с базовым вариантом АФМ второго поколения воспользуемся примененным выше приемом.

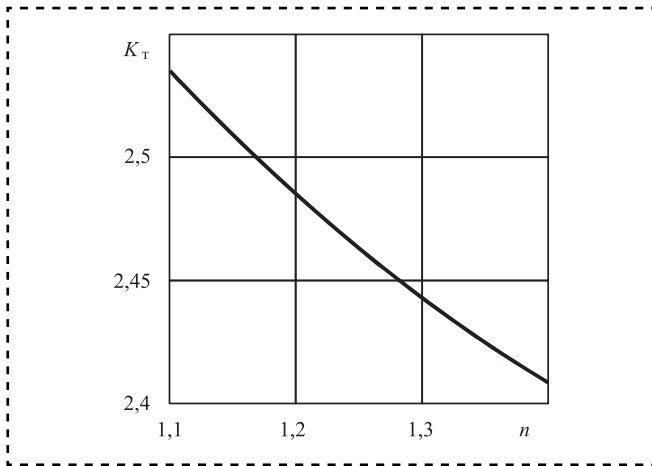


Рис. 4. Зависимость коэффициента точности от коэффициента n для второго варианта АФМ

Учитывая, что $n > 1$, справедливы следующие неравенства:

$$\begin{aligned} T_{п. \min} &> T'_{п. \min}; \\ T_{3 \max} &> T'_{3 \max}. \end{aligned}$$

Таким образом, в рассматриваемом варианте АФМ:

— вращающий момент муфты при минимальном значении коэффициента трения больше, чем вращающий момент базового варианта АФМ;

— вращающий момент муфты при максимальном значении коэффициента трения больше, чем вращающий момент базового варианта АФМ.

Указанные обстоятельства объясняются тем, что в исследуемом варианте АФМ при $n > 1$ значение КУ обратной связи, согласно соотношению (13), меньше, чем при $n < 1$:

$$\begin{aligned} T_{п. \min} &= T'_{п. \min} = \\ &= \frac{F_{п} R_{ср} f_{\min}^2 f_{\max} (n-1) [z_1 (z_1 + 2) + 1]}{(n f_{\max} + z_1 f_{\min}) (f_{\max} + z_1 f_{\min})}, \end{aligned} \quad (24)$$

$$T_{3 \max} = T'_{3 \max} = F_{п} R_{ср} f_{\max} (n-1). \quad (25)$$

Аналогично соотношению (23) запишем, учитывая выражения (24) и (25):

$$\Delta T' = F_{п} R_{ср} f_{\max} (n-1) \frac{(n f_{\max} + z_1 f_{\min}) (f_{\max} + z_1 f_{\min}) - f_{\min}^2 [1 + z_1 (z_1 + 2)]}{(n f_{\max} + z_1 f_{\min}) (f_{\max} + z_1 f_{\min})}. \quad (26)$$

График функции $\Delta T'(n)$, построенный по соотношению (26) (см. рис. 3, кривая 2), показывает следующее:

- функция (26) возрастает по аргументу n ;
- увеличение разности вращающих моментов при возрастании коэффициента n служит объяснением повышения точности срабатывания исследуемой АФМ.

Вариант 3: $n = m < 1$. Величина КУ обратной связи АФМ зависит только от коэффициента n (см. соотношение (13)), поэтому данный вариант идентичен по поставленному условию, а также с точки зрения исследования точности срабатывания АФМ, первому варианту. В соответствии с этим точностные показатели АФМ полностью соответствуют данному варианту ее выполнения, и дополнительное исследование не требуется.

Исследование нагрузочной способности АФМ

Придание отдельным фрикционным группам АФМ второго поколения (базовый вариант) различных трибологических характеристик изменяет ее точностные показатели. Все исследованные варианты АФМ обладают более высокой точностью срабатывания без изменения ее основных параметров, кроме угла давления тел качения УУ обратной связи. Это обусловлено необходимостью ограничения сверху КУ устройства обратной связи.

Кроме точностной характеристики для предохранительных фрикционных муфт, и в частности АФМ, важной характеристикой представляется нагрузочная способность. Исследуем влияние приведенных изменений в АФМ на ее номинальный вращающий момент и сопоставим ее с номинальным вращающим моментом базового варианта АФМ второго поколения.

Используем для этого соотношение (10), в котором коэффициенты трения ведомых пар основной фрикционной группы и пары трения дополнительной фрикционной группы представлены с учетом корректирующих коэффициентов m и n .

Для варианта $m > 1$, $n < 1$ функция (10) является функцией двух переменных (m , n), поэтому построим серию графиков при одной фиксированной переменной для каждого графика с теми же исходными данными, что и для рис. 2—4.

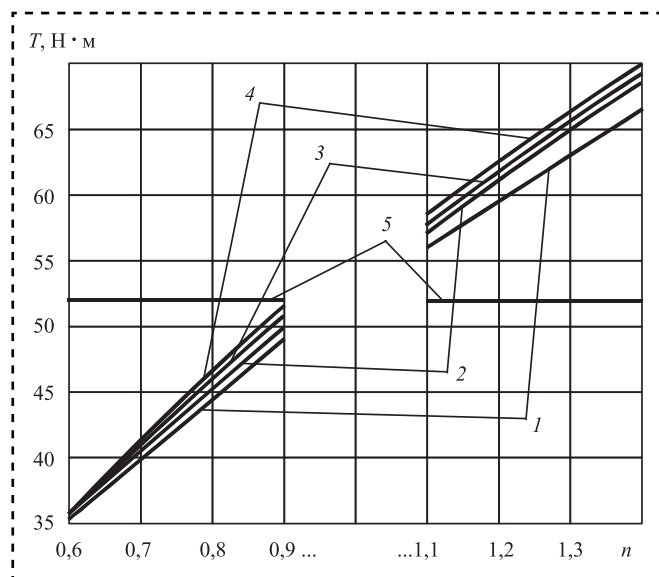


Рис. 5. Зависимости вращающего момента АФМ от коэффициента n

В качестве фиксированных значений примем $m = 1,1; 1,2; 1,3; 1,4$ (рис. 5).

Номинальный вращающий момент АФМ рассчитывали при среднем (расчетном) значении коэффициента трения $f_{cp} = 0,33$ (пары трения "сталь—материал НСФ-1"). Соотношения между значениями средних коэффициентов трения различных фрикционных пар муфты приняты теми же, что и для максимальных значений коэффициентов трения, т.е. определялись коэффициентами m и n . Остальные исходные данные: $F_{п} = 800$ Н, $R_{cp} = 0,1$ м.

Анализ графиков показывает следующее:

- номинальный вращающий момент АФМ увеличивается по мере роста коэффициента n при всех значениях коэффициента m (рис. 5, кривые 1–4);

- номинальный вращающий момент муфты увеличивается по мере роста коэффициента m : незначительно при небольших значениях коэффициента n и несколько больше при значениях коэффициента $n = 1,2...1,4$;

- номинальный вращающий момент исследуемого варианта АФМ меньше, чем номинальный вращающий момент базового варианта АФМ второго поколения (при $m = n = 1$) (рис. 5, кривая 5), при $n < 1$ и больше при $n > 1$;

- на номинальную нагрузочную способность исследуемого варианта АФМ большее значение оказывает коэффициент n , что свидетельствует о большем влиянии на нагрузочную

способность муфты пары трения дополнительной фрикционной группы.

Результаты исследования могут быть использованы при проектировании и расчетах АФМ второго поколения (базовый вариант) для определения оптимальных трибологических характеристик пар трения в целях получения наиболее высокой нагрузочной способности и точности срабатывания.

Выводы

Для увеличения точности срабатывания АФМ второго поколения (базовый вариант) необходимо увеличение КУ обратной связи, что принципиально невозможно из-за перехода муфты в неадаптивный режим работы с положительной обратной связью и резкого снижения точности срабатывания при определенном граничном значении КУ, которое зависит от максимального значения коэффициента трения.

Идея повышения точности срабатывания АФМ второго поколения (базовый вариант) без изменения ее конструкции и габаритных размеров заключается в применении различных сочетаний материалов пар трения, обладающих неодинаковыми трибологическими характеристиками — средним и максимальным коэффициентами трения.

Анализ различных вариантов сочетания значений коэффициентов трения ведущей и ведомых пар трения основной фрикционной группы, а также пары трения дополнительной фрикционной группы показал, что при любом сочетании величин упомянутых коэффициентов трения точность срабатывания АФМ выше, чем точность срабатывания базового варианта муфты.

На предельную величину КУ обратной связи АФМ влияет только максимальное значение коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы.

С увеличением отношения максимальной величины коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы к максимальной величине коэффициента трения между ведущими парами трения основной фрикционной группы уменьшается точность срабатывания АФМ, если указанное отношение меньше единицы, и повышается точность срабатывания АФМ, если это отношение больше единицы.

Точность срабатывания АФМ выше при величине указанного отношения, меньшей единицы.



Увеличение КУ обратной связи в пределах допустимых значений в большей степени, чем максимальная величина коэффициента трения пары трения дополнительной фрикционной группы, влияет на повышение точности срабатывания АФМ второго поколения.

Номинальный вращающий момент АФМ второго поколения с неодинаковыми значениями коэффициента трения в парах трения различных фрикционных групп меньше номинального вращающего момента базового варианта АФМ второго поколения, если величина отношения максимального коэффициента трения в паре трения дополнительной фрикционной группы к максимальной величине коэффициента трения в ведущих парах трения основной фрикционной группы меньше единицы. При указанном отношении максимальных значений коэффициентов трения, большем единицы, номинальный вращающий момент исследуемой АФМ больше, чем номинальный вращающий момент базового варианта АФМ второго поколения.

На нагрузочную способность исследуемой АФМ большее влияние оказывает дополнительная фрикционная группа.

Величина коэффициента трения в ведомых парах трения основной фрикционной группы оказывает незначительное влияние на нагрузочную способность исследуемой АФМ.

Библиографический список

1. **Шишкарёв М.П.** Компоновка базового варианта адаптивной фрикционной муфты второго поколения

// Сборка в машиностроении, приборостроении. 2010. № 7. С. 16—20.

2. **Шишкарёв М.П.** Повышение нагрузочной способности и точности срабатывания адаптивных фрикционных муфт // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2010. № 5. С. 18—24.

3. **Шишкарёв М.П.** Исследование базового варианта адаптивной фрикционной муфты второго поколения // Состояние и перспективы развития сельскохозяйственного машиностроения. VIII Международная научно-практическая конференция в рамках 18-й Международной агропромышленной выставки "Интерагромаш-2015". 2015. С. 162—167.

4. **Шишкарёв М.П.** Оптимизация компоновочного решения базового варианта адаптивной фрикционной муфты второго поколения // Вестник машиностроения. 2006. № 6. С. 7—10.

5. **Шишкарёв М.П.** О функциях адаптивных предохранительных фрикционных муфт // Вестник машиностроения. 2006. № 7. С. 7—8.

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

7. **Шишкарёв М.П.** Условие и возможность реализации высокой точности срабатывания адаптивных фрикционных муфт // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2008. № 3. С. 3—6.

8. **Шишкарёв М.П., Лущик А.А., Угленко А.Ю.** Адаптивные фрикционные муфты второго поколения. Исследование, конструкции и расчет. Ростов н/Д.: Издательский центр ДГТУ, 2013. 236 с.

9. **Шишкарёв М.П.** Анализ переходного периода адаптивных фрикционных контактов в условиях положительного прироста коэффициента трения // Изв. вузов. Машиностроение. 2000. № 3. С. 14—17.

10. **Шишкарёв М.П.** Синтез и анализ адаптивной фрикционной муфты со смешанной структурой обратной связи // Вестник машиностроения. 2004. № 3. С. 3—8.

ЧИТАЙТЕ В СЛЕДУЮЩЕМ НОМЕРЕ:

Шишкарёв М.П. Применение двухконтурной отрицательной обратной связи в адаптивных фрикционных муфтах

Иванов В.Е., Пучков П.В. Исследование технического состояния объектов машиностроения на основе компьютерного моделирования на примере разработки зажимов для устранения неисправностей пожарных рукавов

Поляков П.А. Метод проектирования тормозного механизма дисково-колодочного типа структурно-параметрического синтеза тормозного механизма

Зуев Е.А., Воробьёв А.К., Зуева М.Н. Обеспечение долговечности колонн гидравлических прессов с помощью бандажирования гайки при частичном разрушении резьбы



В.В. Измайлов, д-р техн. наук, **М.В. Новоселова**, канд. техн. наук
(Тверской государственный технический университет)
E-mail: iz2v2@mail.ru

Экспериментальное исследование фрикционных характеристик керамической пары трения

Представлены результаты исследования фрикционных характеристик (коэффициента трения и удельной силы трения) керамической пары трения из оксида алюминия (корунда). Экспериментальное значение статического коэффициента трения лежит в интервале 0,25...0,3. Наблюдали высокую степень корреляции между силой трения и нормальной нагрузкой (коэффициент корреляции не менее 0,98). Удельная сила трения увеличивается с ростом фактического контактного давления, изменяясь в пределах 300...500 МПа. Параметр удельной силы трения, характеризующий адгезионное взаимодействие в контакте, для исследованной керамической пары трения оказался выше, чем для металлических и смешанных металлокерамических пар.

The results of a study of the friction characteristics (coefficient of friction and specific friction force) of a ceramic friction pair made of aluminum oxide (corundum) are presented. The experimental value of the static coefficient of friction lies in the range of 0.25...0.3. There is a high degree of correlation between the friction force and normal load (the correlation coefficient is not less than 0.98). The specific friction force increases with an increase in the real contact pressure, varying within the limits of 300...500 MPa. The parameter of the specific friction force, which characterizes the adhesive interaction in contact, for the investigated ceramic friction pair turned out to be higher than that for metal and mixed metal-ceramic pairs.

Ключевые слова: керамическая пара трения, коэффициент трения, удельная сила трения.

Keywords: ceramic friction pair, coefficient of friction, specific friction force.

Введение

Корундовая керамика широко используется во многих областях техники благодаря сочетанию высоких физических и технических свойств. Как и все керамики, корунд Al_2O_3 характеризуется высокой твердостью и жесткостью, что обеспечивает высокую износостойкость. К преимуществам керамических материалов относятся их химическая инертность и коррозионная стойкость в воздушной и водной среде.

Цель работы — экспериментальное исследование фрикционных характеристик керамической пары трения из оксида алюминия: коэффициента трения и удельной силы трения, и сравнение их с аналогичными характеристиками металлических и смешанных пар трения.

Методика проведения эксперимента и полученные результаты

Для характеристики фрикционных свойств материалов наиболее широко используется коэффициент трения (ГОСТ 27674—88), кото-

рый находится как отношение силы трения $F_{тр}$ к нормальной силе N :

$$f = F_{тр} / N. \quad (1)$$

Определенный таким образом коэффициент трения чаще всего зависит от нормальной нагрузки N .

С физической точки зрения более информативна характеристика фрикционной пары — удельная сила трения:

$$\tau = F_{тр} / A_r, \quad (2)$$

где A_r — фактическая площадь контакта.

К трактовке понятия "коэффициент трения" можно подходить шире, чем это сделано в ГОСТ 27674—88 и выражено формулой (1) [1]. В законах трения Г. Амонтона и Ш. Кулона:

$$F_{тр} = fN, \quad (3)$$

$$F_{тр} = F_0 + fN. \quad (4)$$

В выражениях (3), (4) величина f выступает как коэффициент в линейной зависимости $F_{\text{тр}}(N)$. Поскольку уравнения (1) и (2) эмпирические, то величины F_0 и f должны определяться статистическими методами как параметры линейной регрессии с проверкой их статистической значимости. Определенный таким образом коэффициент трения f не зависит от нормальной нагрузки N .

Экспериментальное определение коэффициента трения и удельной силы трения проводили на микротрибометре по схеме "шар — плоскость" [2]. Исследованная пара трения состоит из индентора со сферической вершиной с радиусом закругления 50 мкм и плоского образца. Материал как индентора, так и плоского образца — корунд (лейкосапфир). Корунд выбран как типичный представитель керамических материалов, широко используемых в различных фрикционных узлах.

Конструкция микротрибометра позволяет использовать малые контактные нагрузки. Эксперименты проводили по двум схемам: при уменьшении нагрузки N от 5 до 0,5 мН и при увеличении N — от 0,5 до 5 мН.

Зависимость коэффициента трения, рассчитанного по формуле (1), от нормальной нагрузки представлена на рис. 1. Коэффициент трения, уменьшаясь с ростом нагрузки при малых ее значениях, стабилизируется в диапазоне 0,26...0,32.

Зависимости силы трения от нормальной нагрузки представлены на рис. 2. Линейные

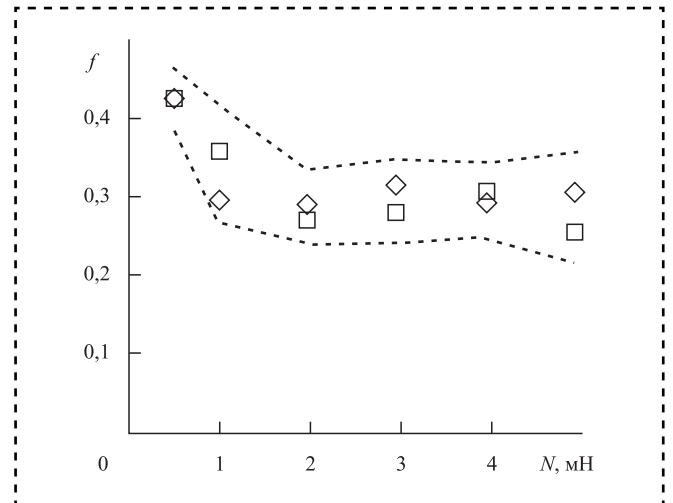


Рис. 1. Коэффициент трения, рассчитанный по формуле (1): \diamond — при уменьшении N ; \square — при увеличении N ; --- — границы доверительного интервала при доверительной вероятности 95 %

зависимости $F_{\text{тр}}(N)$ характеризуются очень высокими значениями коэффициентов корреляции (не менее 0,98).

Величины коэффициентов трения, определенные на основании зависимостей (3) и (4) как коэффициенты линейной регрессии, приведены в табл. 1. Доверительные интервалы определены при доверительной вероятности 95 %. Все значения коэффициентов трения в табл. 1 статистически значимы на уровне $p < 0,01$. Величины F_0 в формуле (4) оказались статистически незначимы и поэтому не приводятся.

Удельная сила трения τ по физическому смыслу является сдвиговой прочностью фрик-

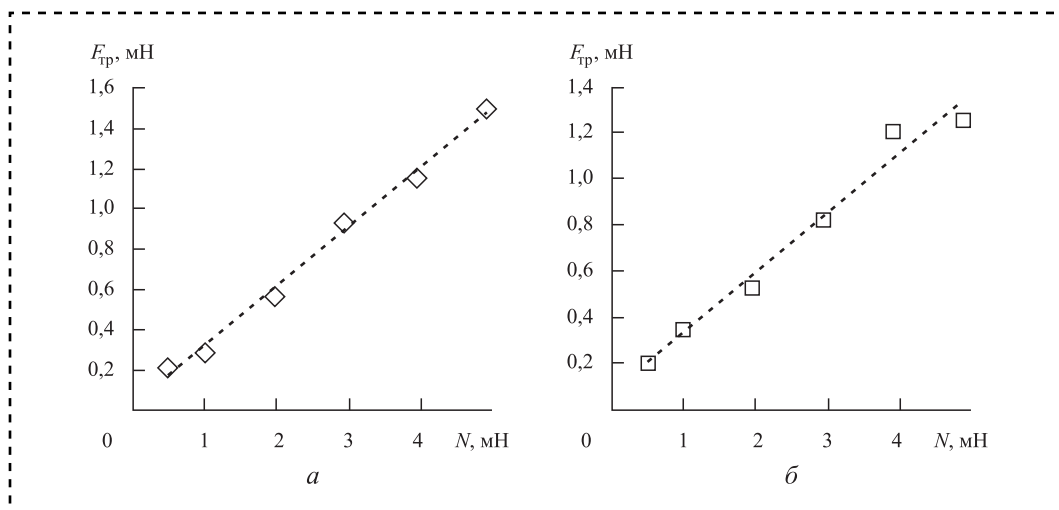


Рис. 2. Зависимость силы трения от нормальной нагрузки: a — при уменьшении N ; b — при увеличении N

Таблица 1

Коэффициент трения как коэффициент линейной регрессии

Изменение нагрузки N	По закону Амонтона (3)	По закону Кулона (4)
Уменьшение	$0,304 \pm 0,013$	$0,297 \pm 0,028$
Увеличение	$0,279 \pm 0,030$	$0,254 \pm 0,056$

ционного контакта (см. формулу (2)). Экспериментально установлено, что в общем случае удельная сила трения может зависеть от фактического контактного давления p_r (т.е. от среднего нормального напряжения в контакте трущихся тел) [3, 4]:

$$\tau = \tau_0 + \beta p_r, \quad (5)$$

где τ_0 и β — параметры удельной силы трения (β — пьезокоэффициент).

При упругом контакте сферического индентора с радиусом кривизны r и плоского образца фактическое давление рассчитывается по формуле [5]

$$p_r = \left(\frac{16NE^{*2}}{9\pi^3 r^2} \right)^{1/3}, \quad (6)$$

где E^* — эквивалентный модуль упругости материалов контактирующих тел, $1/E^* = (1 - \mu_1^2)/E_1 + (1 - \mu_2^2)/E_2$;

E_1, E_2 — модули упругости;

μ_1, μ_2 — коэффициенты Пуассона.

Твердость корундовой керамики порядка 14...20 ГПа, максимальное контактное давле-

ние в описываемых экспериментах не превышало 1,7 ГПа (т.е. на порядок меньше твердости), поэтому предположение об упругом характере контактной деформации вполне обосновано.

Экспериментально определенные зависимости удельной силы трения от нормального давления (см. формулу (5)) приведены на рис. 3, а параметры τ_0 и β — в табл. 2. Параметр τ_0 в случае уменьшения нагрузки оказался статистически не значим, остальные параметры значимы на уровне $p < 0,05$.

Сохраняется высокая степень корреляции силы трения и нормальной нагрузки (в данном случае в виде удельных величин τ и p_r): коэффициент корреляции $R = 0,92$ для случая уменьшения нагрузки и $R = 0,82$ для случая увеличения нагрузки.

Представляет интерес сравнение параметров удельной силы трения для керамических, металлокерамических [6] и металлических [7] пар трения (табл. 3).

Эксперименты показали, что сдвиговая прочность фрикционного контакта керамической пары трения существенно выше, чем в металлокерамической и металлической парах.

Таблица 2

Параметры удельной силы трения

Изменение нагрузки N	τ_0 , МПа	β
Уменьшение	—	$0,23 \pm 0,05$
Увеличение	210 ± 67	$0,14 \pm 0,05$

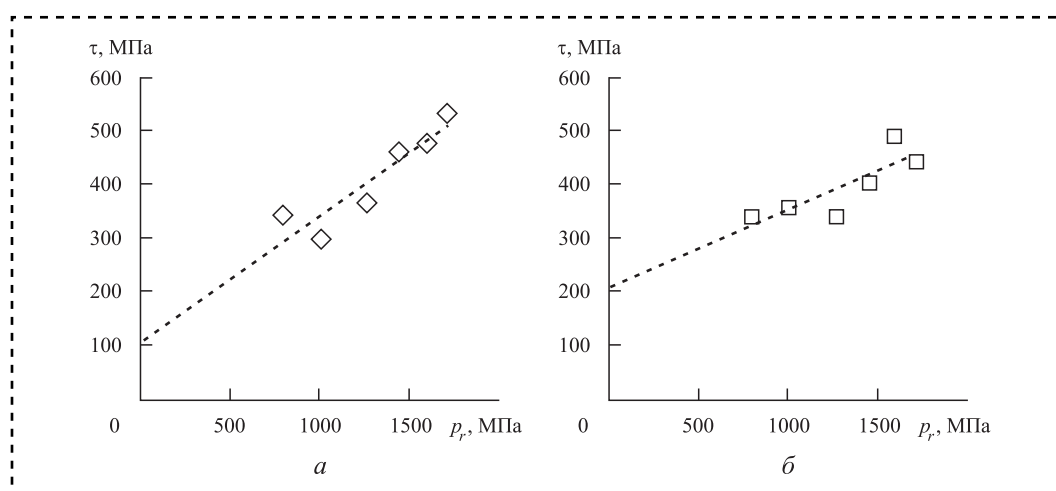


Рис. 3. Зависимость удельной силы трения от фактического контактного давления:
 а — при уменьшении N ; б — при увеличении N



Таблица 3

Значения параметров τ_0 и β

Пара трения	τ_0 , МПа	β
Корунд—корунд	210	0,14...0,23
Корунд — нитрид титана	121	0,13
Корунд — сталь	166	0,005
Корунд — золото	46	0,11
Золото — золото	50	0

Для полноты анализа результатов проведем сравнение удельной силы трения в контакте образцов из корундовой керамики с теоретическими характеристиками сдвиговой прочности τ_c (критическим напряжением сдвига). По различным оценкам для кристаллических тел [8]

$$\tau_c/G \approx (1/6...1/30),$$

где G — модуль сдвига.

Для корундовой керамики $G \approx 150$ ГПа, следовательно $\tau_c \approx 5...25$ ГПа. Экспериментальное значение τ_0 (см. табл. 3) более чем на порядок меньше, что естественно для фрикционного контакта. Одна из причин такого расхождения состоит в том, что при расчете удельной силы трения и фактического контактного давления контактирующие тела считались гладкими, т.е. не учитывалось наличие на их поверхности так называемой субшероховатости (наношероховатости). Если учесть присутствие наношероховатости на поверхности контактирующих тел, то значения физической площади контакта, на которой происходит непосредственное силовое взаимодействие контактирующих тел, оказываются в 20...30 раз меньше расчетных значений площади контакта гладких тел [9]. Это автоматически повышает рассчитанные значения удельной силы трения во столько же раз. Тогда экспериментально определенная для корундовой керамики величина τ_0 становится порядка 4...6 ГПа, что приближается к теоретическому значению прочности кристаллов.

Заключение

Экспериментальное исследование фрикционных характеристик керамической пары трения показало, что коэффициент трения, определенный как отношение силы трения к нормальной нагрузке, зависит от величины последней. Эта зависимость носит убывающий

характер, с ростом нагрузки становясь все менее выраженной, коэффициент трения при этом практически стабилизируется на уровне $f \approx 0,3$.

Значения коэффициента трения, определенные как коэффициенты линейной регрессии силы трения на величину нормальной нагрузки, не зависят от величины последней и находятся в пределах $f \approx 0,25...0,3$. При этом наблюдается высокая степень корреляции между силой трения и нормальной нагрузкой (коэффициент корреляции не менее 0,98).

Удельная сила трения τ увеличивается с ростом фактического контактного давления p_r , изменяясь в пределах 300...500 МПа. Зависимость $\tau(p_r)$ хорошо описывается двучленным выражением $\tau = \tau_0 + \beta p_r$, с коэффициентом корреляции не менее 0,82. Параметр τ_0 , характеризующий адгезионное взаимодействие в контакте, для исследованной керамической пары трения оказался выше, чем для металлических и смешанных металлокерамических пар.

Библиографический список

1. **Измайлов В.В., Новоселова М.В.** Фрикционные характеристики металлических пар трения и законы трения Амонтона и Кулона // Трение и износ. Т. 40. № 5. 2019. С. 473—478.
2. **Пат. 2 150688 РФ**, МПК G 01 N19/02. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова, А.А. Иванова; опубл. 10.06.2000. Бюл. № 16.
3. **Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С.** Основы расчетов на трение и изнашивание. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
4. **Дерягин Б.В.** Что такое трение. М.: изд. АН СССР, 1963. 232 с.
5. **Измайлов В.В., Новоселова М.В.** Контакт твердых тел и его проводимость: монография. Тверь: ТГТУ, 2010. 112 с.
6. **Измайлов В.В., Новоселова М.В., Вильмс М.П.** Исследование трения металлов и неметаллов на микроструктурном уровне // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2011. С. 38—46.
7. **Измайлов В.В., Новоселова М.В.** О влиянии температуры на параметры удельной силы трения металлов // Трение и износ. 2018. Т. 39. № 4. С. 24—28.
8. **Физическое материаловедение: учебник для вузов / под общей ред. Б.А. Калина.** Т. 1. М.: НИЯУ МИФИ, 2012. 764 с.
9. **Измайлов В.В., Новоселова М.В.** Влияние нанотопографии поверхностей на характеристики дискретного контакта твердых тел // Физико-химические аспекты изучения кластеров, наноструктур и наноматериалов: межвуз. сб. науч. тр. / под общ. ред. В.М. Самсонова, Н.Ю. Сдобнякова. Тверь: Твер. гос. ун-т, 2016. Вып. 8. С. 139—144.

Л.Ю. Руднева, канд. техн. наук
(МИРЭА — Российский технологический университет, г. Москва)
E-mail: rudnewal@list.ru

Повышение технического уровня сборки агрегатов путем типизации операций

Рассмотрены вопросы повышения технического уровня сборки агрегатов как типовых представителей высокоточных узлов и устройств системы автоматического управления.

The issues of improving the technical level of assembly of units as typical representatives of precision high-precision units and devices of an automatic control system are considered.

Ключевые слова: автоматизация, сборка, типизация операций.

Keywords: automation, assembly, typification of operations.

Для повышения технического уровня производства высокоточных агрегатов различных типов необходимо комплексно решать вопросы технологичности конструкций изделий, механизации процессов их сборки, применения автоматизированного и механизированного сборочного оборудования, создания типовых и групповых технологических процессов и совершенствования организации производства [1, 2]. Сборочный процесс необходимо совершенствовать последовательно, разрабатывать оптимальные варианты его построения, используя системный подход к решению проблемы. Требуется также рассмотрение вопросов типовых и групповых методов сборки [3].

Цель типизации — установление технологической и организационной общности данной группы сборочных элементов и обеспечение применения наиболее прогрессивных технологических процессов (ТП).

Типизацию процессов сборки агрегатов и приборов командных и исполнительных механизмов проводят на основе методик:

- разработки типовых технологических процессов;
- их внедрения в производственных условиях;
- решения отдельных производственных задач на основе типизации.

Для проведения классификаций агрегатов и приборов необходимо определить предмет классифика-

ции, выбрать основы системы (элементы поверхностей, их сочетания, технологические операции, их переходы, точность, массу и т.д.) и принять направление типизации в зависимости от различных процессов изготовления агрегатов и приборов (сборка, литье, механическая обработка и т.д.) [4].

Для типизации технологических процессов характерны те же методы, что и для конструктивной нормализации.

По комплексности методы типизации технологических процессов подразделяют на три группы: маршрутные, типовые и комплексные.

Типизацию технологических процессов делят на два этапа: классификация сборочных единиц и разработка типовых технологических процессов.

Систему классификации выбирают в соответствии с решаемыми производственными задачами. Например, для механизации и автоматизации сборочного производства больше подходит система классификации на основе типового оборудования (таблица).

Общая для конструкторов изделий и технологов классификация по конструктивному назначению сборочных элементов агрегатов и приборов и общности технологических процессов наиболее оптимальна, так как позволяет комплексно решать поставленные задачи. Такая классификация возможна в пределах подотрасли на основе развитой конструкторской нормализации и унификации при заранее определенной



Матрица типового оборудования

Основные типовые операции сборки	Конструктивные особенности опор агрегатов		
	Шарикоподшипниковые опоры	Гидродинамические опоры	Гидростатические опоры
Промывка	Ультразвуковая установка для промывки и очистки деталей	Промывочная линия деталей и узлов. Установка для струйной промывки деталей и узлов. Установка для промывки замкнутых отверстий	Ультразвуковая ванна
Размагничивание	Индуктивная катушка для размагничивания	Размагничивающая установка	Установка для размагничивания деталей, сборочных единиц и приборов. Катушка размагничивания
Герметизация	Вакуумная установка	Течеискатель типа ПТИ-7	Течеискатель типа ПТИ-7, ПТИ-10. Установка для герметизации
Обезгаживание и заполнение газовой смесью	Установка для обезгаживания и заполнения отверстий. Установка для заполнения, откачки и герметизации	Установка для обезгаживания, газозаполнения и герметизации. Вакуумный шкаф для горячего обезгаживания деталей	Вытяжной шкаф. Вакуумный пост П-1, П-2. Комплект стандартного оборудования для обезгаживания деталей
Заполнение жидкостью	—	Установка для заполнения приборов жидкостью. Установка для заполнения жидкостью приборов с ультразвуком	—
Обеспечение осевых зазоров	—	Установка для проверки зазоров в узлах. Приспособление для обеспечения осевых зазоров	Установка для проверки осевых зазоров в подвесах роторов
Динамическая балансировка	Балансировочный станок СБ-79 (кроме ГДО). Балансировочная машина БМ-3 (БМ-2)	Балансировочный станок СБ-79. Балансировочная машина БМ-3 (БМ-2). Балансировочный станок типа Шенк	Балансировочный станок. Машина для динамической балансировки роторов
Статическая балансировка	Балансировочная машина. Приспособление для проверки статической неуравновешенности	Установка для статической балансировки в жидкости. Балансировочные стенды	Установка для статической балансировки
Контроль параметров	Прибор для снятия механических характеристик. Система измерения момента разбалансировки. Автоматизированная система контроля временных и командных приборов	Прибор для снятия механических характеристик. Автоматизированная система контроля временных и командных приборов	Прибор для снятия механических характеристик. Автоматизированная система контроля временных и командных приборов

номенклатуре изделий. В сборке классификация бывает многоступенчатой и одноступенчатой.

Под типовым технологическим процессом понимают принципиальную схему процесса сборки сборочных единиц, агрегатов и приборов одной классификационной группы, включающую основные элементы процесса: способ установки, последовательность операций, типовое оборудование и оснащение и др.

Типовые технологические процессы разрабатывают в двух вариантах:

- перспективный процесс, составляемый на основе научных достижений и обобщения передового опыта, позволяющий заказать необ-

ходимое оборудование, оснастку и контрольно-испытательную аппаратуру;

- оперативный процесс, непосредственно используемый в цехе, составленный с учетом систематизации и обобщения опыта предприятий.

Развитие производства летательных аппаратов вызывает необходимость совершенствовать автоматические системы управления (АСУ) и исполнительные механизмы.

Имеется конструктивно-технологическая классификация основных чувствительных элементов и агрегатов АСУ по выходным параметрам и технологическим признакам. По конструктивным особенностям различают



опоры агрегатов (АГ): шарикоподшипниковые, гидродинамические, газостатические, электромагнитные и гидростатические. Каждый конкретный тип (см. таблицу) входит в матрицу типизации операции сборки агрегатов.

В качестве исполнительных механизмов рассмотрим рулевые машины и приводы карданных подвесов. Рулевые машины подразделены на электромеханические и гидравлические, приводы — на гидравлические и механические.

В настоящее время разработаны две схемы классификации типовых групповых процессов для различных приборов и агрегатов с характерными признаками соединений.

В схемах приняты четыре классификационные ступени: класс, вид, подвид, тип (класс, вид, подвид, группа).

По этим схемам определены признаки классификации. Так, для сварных соединений — это форма и структура сварного шва, для соединений склеиванием — состав и метод сушки применяемого адгезивного вещества и т.д. [3].

В основу признака классификации АГ заложен принцип обеспечения минимального момента трения в опорах подвеса.

Разработана матрица типизации АГ по применяемому оборудованию (см. таблицу).

В основу типизации операций заложен принцип идентичности применяемого оборудования для всех классов АГ.

Выбраны часто повторяющиеся операции сборки: промывка, размагничивание, герметизация, обезгаживание, заполнение газовой смесью и жидкостью, обеспечение осевых зазоров, динамическая и статическая балансировка, контроль параметров.

На некоторых операциях введено унифицированное оборудование, например балансировочный станок СБ-79 и др.

Однако имеется оборудование, не унифицированное до настоящего времени. Поэтому при выполнении операций сборки используют инструкции, методики, различные методы подсоединения,

подключения АГ к оборудованию с применением ручного труда. Таким образом, имеется большой резерв для механизации ручных работ и повышения технического оснащения сборочных работ.

Основными направлениями повышения технического уровня сборки, как показывают результаты анализа конструкции и практика производства, следует считать:

- повышение уровня технологичности конструкций, особенно по показателю унификации деталей и сборочных единиц;
- стабильность качества деталей и сборочных единиц, поступающих на сборку;
- методики и создание технических средств автоматизации и механизации основных операций сборки.

Дальнейшее повышение технического уровня сборки следует проводить в направлении разработки и внедрения АСУТП, в том числе в процессы промывки, черновой доводки детали, обезгаживания, заполнения изделий газовой смесью и жидкостью, герметизации, размагничивания деталей, статической и динамической балансировки, регулировки и контроля параметров и т.д.

Однако широкому внедрению АСУТП основных операций процессов сборки на базе унифицированного, механизированного и автоматизированного оборудования должна предшествовать унификация агрегатов по конструктивно-технологическим требованиям.

Библиографический список

1. **ГОСТ 14.201—83.** Обеспечение технологичности конструкции изделий. Общие требования. М.: Стандартинформ, 2009.
2. **ГОСТ 14.205—83.** Технологичность конструкции изделий. Термины и определения. М.: Стандартинформ, 2009.
3. **Технология** автоматической сборки / А.Г. Холодкова и др.; под ред. А.Г. Холодковой. М.: Машиностроение, 2010. 560 с.
4. **Дальский А.М.** Справочник технолога-машиностроителя. В 2 т. Т.2 / под ред. А.М. Дальского, А.Г. Косиловой, Р.К. Мешерякова, А.Г. Сулова. М.: Машиностроение, 2001. 912 с.

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: sboraka@mashin.ru, <http://www.mashin.ru>

Телефон редакции журнала: 8 (499) 269-54-98, факс: 8 (499) 269-54-96.

Технический редактор *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*

Сдано в набор 30.09.2021. Подписано в печать 03.11.2021. Формат 60 × 88 1/8.

Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.

Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Авансед солюшнз". Сайт: www.aov.ru

Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.