

МИНОБРНАУКИ РОССИИ
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
«Тверской государственный технический университет»
(ТвГТУ)

ВЕСТНИК
ТВЕРСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

Серия «Технические науки»

Научный рецензируемый журнал
№ 2 (14), 2022

Print ISSN 2658-5030
Online ISSN 2687-0029

Тверь 2022

Учредитель: ФГБОУ ВО «Тверской государственный технический университет»

Главный редактор: Болотов А.Н., д.т.н., профессор ТвГТУ

Заместители главного редактора:

Измайлов В.В., д.т.н., профессор ТвГТУ

Яблонев А.Л., д.т.н., доцент ТвГТУ

Семенов Н.А., д.т.н., профессор ТвГТУ

Ответственный секретарь: Афанасьева Л.Е., к.ф.-м.н., доцент ТвГТУ

Члены редакционной коллегии:

По направлению «Машиностроение и машиноведение»

Гершман И.С., д.т.н., профессор, ВНИИЖТ

Горохов Д.Б., д.т.н., доцент БрГУ

Горячева И.Г., академик РАН, д.ф.-м.н., профессор, ИПМех РАН

Иванов А.С., д.т.н., профессор МГТУ им. Н.Э. Баумана

Козырева Л.В., д.т.н., доцент ТвГТУ

Матлин М.М., д.т.н., профессор, ВолгГТУ

Мигранов М.Ш., д.т.н., профессор МГТУ «СТАНКИН»

Солдатенков И.А., д.ф.-м.н., ведущий научный сотрудник ИПМех РАН

Хопин П.Н., д.т.н., профессор МАИ

Шоркин В.С., д.ф.-м.н., профессор ОГУ имени И.С. Тургенева

По направлению «Транспортное, горное и строительное машиностроение»

Березовский Н.И., д.т.н., профессор БНТУ, Республика Беларусь

Валиев Н.Г., д.т.н., профессор УГГУ

Головин К.А., д.т.н., профессор ТулГУ

Горлов И.В., д.т.н., доцент ТвГТУ

Кантович Л.И., д.т.н., профессор НИТУ «МИСиС»

Керопян А.М., д.т.н., доцент, главный научный сотрудник ООО «МНИПИИТИ»

Кондратьев А.В., д.т.н., профессор ТвГТУ

Рахутин М.Г., д.т.н., доцент НИТУ «МИСиС»

По направлению «Информатика, вычислительная техника и управление»

Бурдо Г.Б., д.т.н., профессор ТвГТУ

Голенков В.В., д.т.н., профессор БГУИР, Республика Беларусь

Мешалкин В.П., академик РАН, д.т.н., РХТУ им. Д.И. Менделеева

Палюх Б.В., д.т.н., профессор ТвГТУ

Шпрехер Д.М., д.т.н., профессор ТулГУ

Язенин А.В., д.ф.-м.н., профессор ТвГУ

Адрес редакции: 170026, Тверь, наб. Афанасия Никитина, д. 22.

E-mail: vestnik_tstu_tekh@mail.ru

Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки» публикует научные статьи и краткие обзоры по разделам «Машиностроение и машиноведение», «Транспортное, горное и строительное машиностроение», «Информатика, вычислительная техника и управление». Журнал выходит 4 раза в год.

Зарегистрирован в Федеральной службе по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций. Регистрационный номер: Эл. № ФС77-74961 от 25 января 2019 г. Индексируется в базе данных Российского индекса научного цитирования (РИНЦ).

Входит в Перечень рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук, по научным специальностям:

2.3.1. Системный анализ, управление и обработка информации

2.3.3. Автоматизация и управление технологическими процессами и производствами

2.5.3. Трение и износ в машинах

2.8.8. Геотехнология, горные машины.

© ФГБОУ ВО «Тверской государственный технический университет», 2022

СОДЕРЖАНИЕ

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

<i>Измайлов В.В., Гусев А.Ф., Новоселова М.В.</i> Применение функции желательности Харрингтона к выбору материалов для скользящего электрического контакта.....	5
<i>Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О.</i> Расчет и оптимизация размеров бесконтактного магнитного механизма поступательного перемещения.....	12
<i>Измеров М.А., Тихомиров В.П.</i> Нормальная и касательная жесткость плоского стыка фрактальных поверхностей	21
<i>Болотов А.Н., Бурдо Г.Б.</i> Магнитные нанодисперсные смазочные масла, стабилизированные полимерами.....	30
<i>Измайлов В.В., Афанасьева Л.Е., Новоселова М.В.</i> О характеристиках изнашивания стальных поверхностей, упрочненных лазерным излучением.....	38

ТРАНСПОРТНОЕ, ГОРНОЕ И СТРОИТЕЛЬНОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ

<i>Кондратьев А.В., Кочканян С.М., Лысенко Т.И.</i> Определение рациональных параметров желобообразной валковой сортировки с подвижными фартуками	47
<i>Зиборова Е.Ю., Мнацаканян В.У., Комиссаров А.А., Севагин С.В., Солодов Д.О.</i> Обоснование материала керамических пластин резинокерамической футеровки приводных барабанов ленточных конвейеров.....	57

ИНФОРМАТИКА, ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА И УПРАВЛЕНИЕ

<i>Болотов А.Н., Бурдо Г.Б.</i> Аналитическое моделирование взаимодействия постоянных магнитов из закритических материалов	69
<i>Полетаева Е.В., Горлов И.В.</i> Оптимизация структуры производственной системы в условиях многономенклатурного машиностроительного производства.....	77
<i>Бурдо Г.Б., Портенко Е.Г., Вашиневская Н.А.</i> Интеллектуальная поддержка принятия решений при диагностике лор-заболеваний.....	83

ХРОНИКА

<i>Копенкина Л.В.</i> Проектирование торфяных машин (к 100-летию ТвГТУ и кафедры технологических машин и оборудования)	91
--	----

CONTENTS

MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE SCIENCE

<i>Izmailov V.V., Gusev A.F., Novoselova M.V.</i> Harrington desirability function application to the selection of materials for sliding electrical contact.....	5
<i>Bolotov A.N., Novikov V.V., Novikova O.O.</i> Calculation of optimal dimensions of contactless magnetic mechanism of translational movement.....	12
<i>Izmerov M.A., Tikhomirov V.P.</i> Normal and tangential stiffness of a flat joint of fractal surfaces.....	21
<i>Bolotov A.N., Burdo G.B.</i> Magnetic nanodispersive lubricant oils stabilized with polymers.....	30
<i>Izmailov V.V., Afanasieva L.E., Novoselova M.V.</i> On wear characteristics of steel surfaces hardened by laser radiation.....	38

TRANSPORT, MINING AND CONSTRUCTION MACHINERY

<i>Kondratyev A.V., Kochkanyan S.M., Lysenko T.I.</i> Determination of rational parameters of gutter-shaped sorting consisting of shafts with movable aprons.....	47
<i>Ziborova E.Yu., Mnatsakanyan V.U., Komissarov A.A., Sevagin S.V., Solodov D.O.</i> Substantiation of the lining plates material for belt conveyors drive drums.....	57

INFORMATICS, COMPUTER FACILITIES AND MANAGEMENT

<i>Bolotov A.N., Burdo G.B.</i> Analytical modeling of the interaction of permanent magnets made of supercritical materials.....	69
<i>Poletaeva E.V., Gorlov I.V.</i> Optimization of the production system structure in a multi-nomenclature machine-building production.....	77
<i>Burdo G.B., Portenko E.G., Vashnevskaya N.A.</i> Intelligent decision support in the diagnosis of ent diseases.....	83

NEWS, EVENTS, MEMORIES

<i>Kopenkina L.V.</i> Design of peat machines (to the 100 anniversaries of TSTU and the Department of Technological Machines and Equipment).....	91
--	----

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

УДК 621.3.04

ПРИМЕНЕНИЕ ФУНКЦИИ ЖЕЛАТЕЛЬНОСТИ ХАРРИНГТОНА К ВЫБОРУ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ СКОЛЬЗЯЩЕГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО КОНТАКТА

В.В. ИЗМАЙЛОВ, д-р техн. наук, А.Ф. ГУСЕВ, канд. техн. наук,
М.В. НОВОСЕЛОВА, канд. техн. наук

Тверской государственный технический университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: iz2v2@mail.ru

© Измайлов В.В., Гусев А.Ф., Новоселова М.В., 2022

Приведены результаты исследования фрикционных и электрических характеристик щеточно-коллекторного узла электродвигателей при температурах до 200 °С. Показана возможность применения обобщенной функции желательности Харрингтона в качестве интегрального показателя качества электрощеточных композиционных материалов. Рассчитана обобщенная функция желательности для электрощеточных материалов на основе меди с учетом основных эксплуатационных характеристик контакта: коэффициента трения, линейной интенсивности изнашивания щетки и коллектора в паре со щеткой из данного материала, переходного падения напряжения. Функция желательности является универсальным безразмерным критерием, не зависящим от размерности входящих в него величин. По наибольшему значению функции желательности выделен образец с оптимальным комплексом эксплуатационных свойств. Наилучшим сочетанием эксплуатационных характеристик обладает материал следующего состава: 40 % – медь; 20 % – графит; 40 % – дисульфид молибдена.

Ключевые слова: щетка, коллектор, трение, изнашивание, электрическое сопротивление, высокие температуры, материалы, функция желательности.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-5-11

ВВЕДЕНИЕ

Повышение надежности и эффективности современного оборудования невозможно без обеспечения соответствующих характеристик различного рода электрических контактов, присутствующих в большинстве технических устройств. При этом нельзя обеспечить требуемые эксплуатационные характеристики электроконтактных соединений без выбора оптимальных материалов контактирующих деталей. Поскольку большинство электроконтактных соединений одновременно являются элементом электрической цепи и фрикционной парой, материалы контактирующих деталей должны обладать сочетанием высоких электрических и фрикционных характеристик, которые должны сохраняться в конкретных (иногда весьма жестких) условиях эксплуатации соединения [1, 2].

Выбор оптимального материала деталей электроконтактного соединения осложняется тем, что в одном материале необходимо обеспечить сочетание противоречивых, порой антагонистических характеристик, когда изменение одного свойства в желаемом направлении приводит к изменению другого свойства в обратном

направлении. Возможности монокомпонентных материалов и традиционных сплавов как материалов электрофрикционных пар практически исчерпаны, поэтому основным направлением электрофрикционного материаловедения является разработка композиционных материалов для конкретных условий эксплуатации изделия. При этом непростой задачей остается выбор оптимального сочетания компонентов такого композиционного материала, обеспечивающего требуемый уровень электрических и фрикционных характеристик. Одним из инструментов для решения этой оптимизационной задачи является так называемая функция желательности, предложенная Е. Харрингтоном (Е. Harrington) [3]. Функция желательности Харрингтона успешно применяется при решении оптимизационных задач в различных научных исследованиях [4–10]. Например, в статье [4] эта функция использована для выбора оптимального материала разрывных электроконтактных соединений.

В настоящей работе на примере выбора материалов для скользящего электрического контакта «щетка – коллектор» показана методика применения функции желательности.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ

Частная функция желательности имеет вид

$$d = \exp[-\exp(-y')], \quad (1)$$

где d – количественная оценка желательности; y' – преобразованные безразмерные значения частных показателей.

Для преобразования абсолютных значений показателей в безразмерные значения по шкале желательности обычно используется линейное преобразование

$$y' = b_0 + b_1 y, \quad (2)$$

где y – абсолютное значение показателя; b_0 и b_1 – коэффициенты. Значения коэффициентов b_0 и b_1 определяются на основании решения системы двух линейных уравнений (2), записанных для двух абсолютных значений соответствующего показателя y согласно рекомендациям работы [3].

Обобщенная функция желательности рассчитывается на основании частных функций d_i

$$D = \sqrt[n]{\prod_{i=1}^n d_i}.$$

Оптимальному сочетанию параметров материала соответствует максимальное значение обобщенной функции желательности.

ОБРАЗЦЫ И УСЛОВИЯ ИСПЫТАНИЙ

В качестве материала электрощеток были выбраны ВТ5 (электрографит + MoS_2); МГМ1 (медь – 40 %, графит – 20 %, MoS_2 – 40 %); МГ16 (графит – 16 %, остальное – медь) и МГ21 (графит – 21 %, остальное – медь). В качестве контртела в паре трения со щеткой из исследуемого материала использовали короткозамкнутый коллектор из кадмиевой бронзы БрКд1 (0,9...1,2 % Cd, остальное – медь). Этот материал обладает хорошей проводимостью (порядка 80 % проводимости меди) и достаточно высокой твердостью и рекомендуется для изготовления коллекторов электродвигателей.

Режимы испытаний:

температура в термокамере 20...200 °С;

плотность тока 0...200 кА/м²;

номинальное давление в контакте «щетка – коллектор» 30...110 кПа;

скорость относительного скольжения в контакте 2,5...22 м/с.

Описание экспериментальной установки и методики эксперимента приведены в статье [11].

РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТОВ И ИХ АНАЛИЗ

Эксперименты показали существенное влияние скорости относительного скольжения на характеристики скользящего контакта «щетка – коллектор». Для примера на рис. 1 представлены зависимости переходного падения напряжения ΔU и коэффициента трения f от скорости относительного скольжения V в паре трения «щетка МГ16 – коллектор БрКд1» при плотности тока через контакт 10 кА/м² и контактном давлении 30 кПа. Аналогичный характер зависимостей $f(V)$ и $\Delta U(V)$ показали другие испытанные контактные пары.

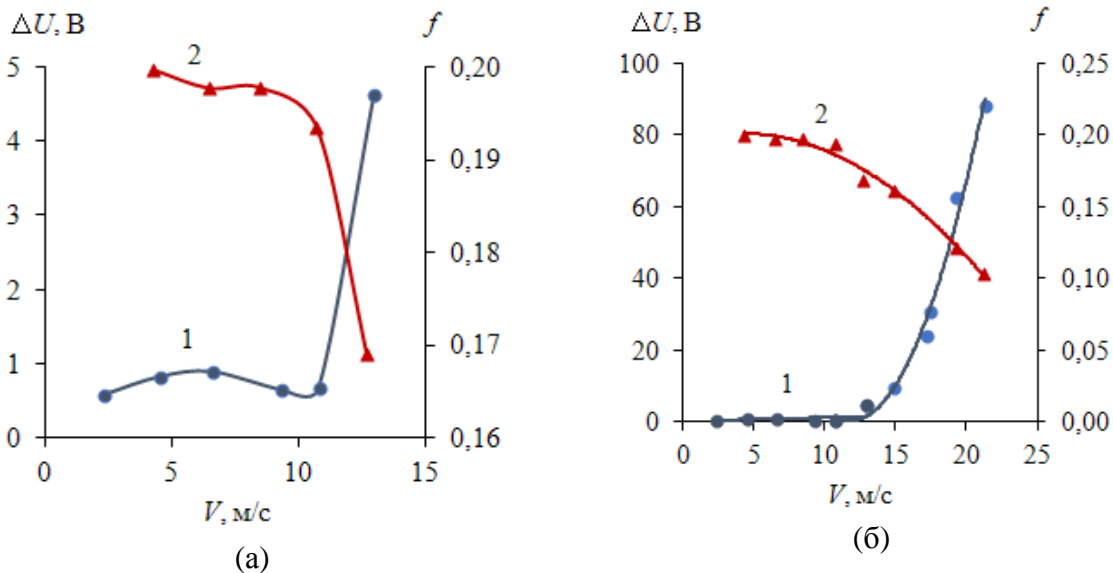


Рис. 1. Зависимость характеристик скользящего контакта от скорости относительного скольжения поверхностей: при малых скоростях (а); во всем исследованном диапазоне скоростей (б); 1 – падение напряжения ΔU ; 2 – коэффициент трения

При малых скоростях скольжения коэффициент трения имеет значение порядка 0,2, что характерно для подобных контактных пар [1, 2, 12]. При скоростях относительного скольжения $V > 10$ м/с наблюдается снижение величины коэффициента трения до значения порядка 0,1 при скорости $V = 22$ м/с.

Линейная интенсивность изнашивания исследованных щеточных материалов имеет значение порядка 10^{-9} , что также сравнимо с интенсивностью изнашивания типичных щеточных материалов [2, 12]. Линейная интенсивность изнашивания коллектора из БрКд1 – порядка 10^{-10} . По износостойкости испытанные электрощеточные материалы относятся к 8–9-м классам, т. е. их износостойкость немного выше средней (наибольшей износостойкости соответствует 12-й класс, наименьшей – 3-й).

Переходное падение напряжения при малых скоростях относительного скольжения $\Delta U < 1$ В, при этом типичный диапазон для наиболее распространенных электрощеточных материалов $0,5 < \Delta U < 2$ В [1]. Однако при скоростях относительного скольжения $V > 10$ м/с переходное падение напряжения резко увеличивается до значений порядка нескольких десятков вольт.

Наиболее вероятная причина такого резкого увеличения переходного падения напряжения – биение коллектора. Несмотря на то, что перед экспериментами коллектор протачивали на специальной оправке в токарном станке, а затем щетки прирабатывали специальным притиром, установленным вместо коллектора, полностью устранить биение коллектора не удалось. При больших скоростях скольжения наблюдается повышенное искрение в контакте, особенно для щеток ВТ5.

Поскольку ни один из испытанных электрощеточных материалов не обладает явно выраженными преимуществами, для выбора оптимального материала решено было использовать функцию желательности.

Частные функции желательности рассчитывались по формуле (1) для четырех показателей y (рис. 2). Значения частной функции желательности принято относить к одному из пяти диапазонов, характеризующих оценку показателей [3]: V – отлично (допустимый и очень хороший уровень); IV – хорошо (допустимый и хороший); III – удовлетворительно (допустимый и достаточный); II – плохо (недопустимый); I – очень плохо (неприемлемый) (рис. 2г).

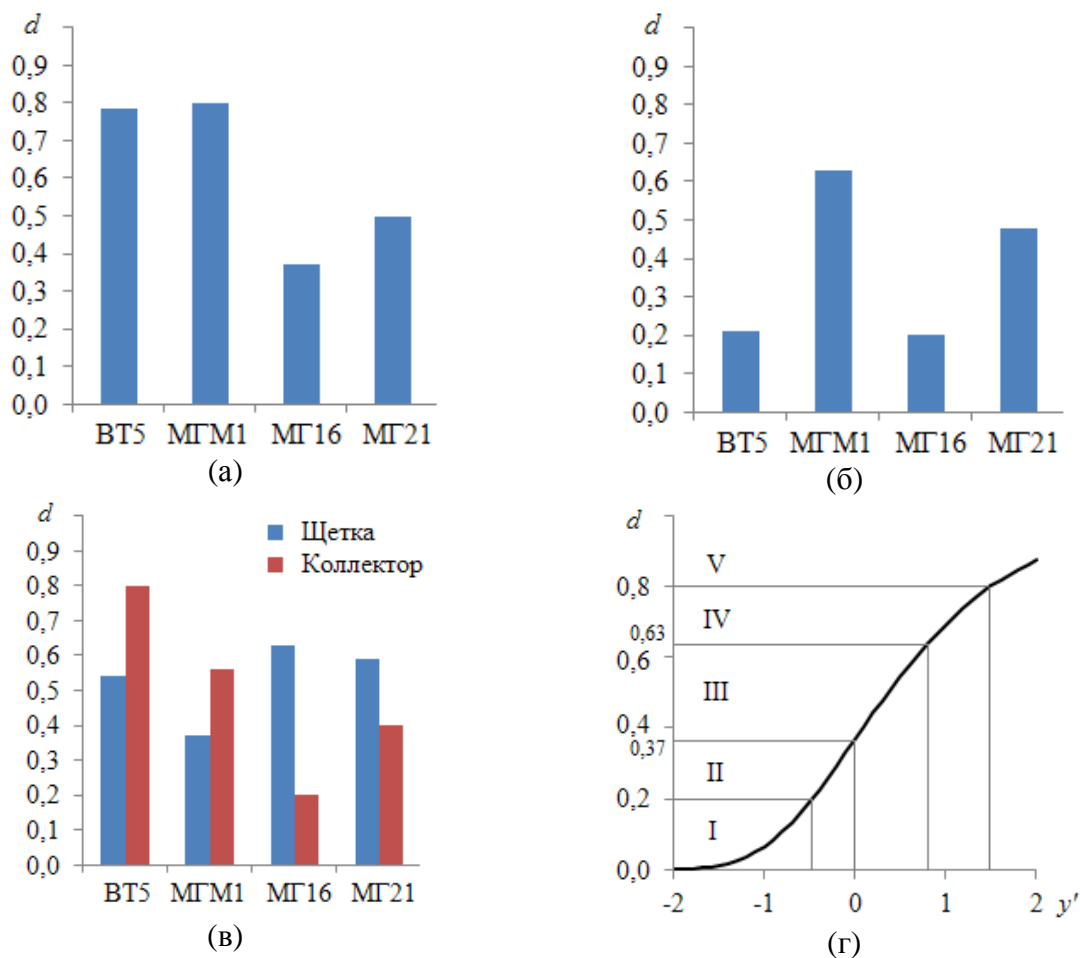


Рис. 2. Значения частной функции желательности: коэффициент трения (а); переходное падение напряжения (б); линейные интенсивности изнашивания (в); границы диапазонов (г)

Наибольшее значение обобщенной функции желательности имеет электрощеточный материал МГМ1, содержащий дисульфид молибдена в качестве твердосмазочного компонента:

Материал щетки	BT5	МГМ1	МГ16	МГ21
Обобщенная функция желательности	0,52	0,57	0,31	0,49

Приведенные значения обобщенных функций желательности свидетельствуют о том, что возможности повышения качества электрощеточного материала для исследованных контактных соединений еще не исчерпаны. Наибольшее значение среди исследованных материалов ($D = 0,57$) далеко от нижней границы диапазона «отлично» ($D = 0,8$). В этом случае анализ частных функций желательности позволяет выбрать показатель (параметр) материала, изменением которого в нужном направлении можно наиболее эффективно повысить значение обобщенной функции желательности.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенные эксперименты, результаты которых представлены в статье, подтвердили необходимость поиска компромиссного варианта при выборе оптимального материала для скользящего электрического контакта «щетка – коллектор». При этом выбор материала коллектора практически ограничен электротехнической медью и ее низколегированными сплавами типа бериллиевой или кадмиевой бронзы и т. п. В то же время применение композиционных материалов на медной основе с введением смазывающих компонентов предоставляет широкий выбор вариантов электрощеточных материалов. Чтобы решить оптимизационную задачу по выбору оптимального электрощеточного материала для конкретных условий эксплуатации, с успехом можно применять так называемую функцию желательности Харрингтона. Пример подобного использования функции желательности приведен в статье. К достоинствам функции желательности в данном контексте относится возможность включения дополнительных показателей (параметров) электрощеточного материала, влияющих на работоспособность щеточно-коллекторного узла. Такими параметрами могут быть, например, удельная электро- и теплопроводность материала, его твердость, при необходимости стоимость.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мышкин Н.К., Кончиц В.В., Браунович М. Электрические контакты. Долгопрудный: Интеллект. 2008. 560 с.
2. Braunovic M., Konchits V.V., Myshkin N.K. Electrical contacts: Fundamentals, Applications and Technology. CRC Press. 2007. 646 p.
3. Ахназарова С.Л., Гордеев Л.С. Использование функции желательности Харрингтона при решении оптимизационных задач химической технологии: учебно-метод. пособие. М.: РХТУ им. Д.И. Менделеева. 2003. 76 с.
4. Измайлов В.В., Новоселова М.В. Интегральная оценка электроконтактных свойств композиционных материалов с использованием функции желательности Харрингтона // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2021. № 4 (12). С. 14–22.
5. Коротков В.М. Оптимизация состава электропроводящей смазочной композиции для эксплуатационного применения в коллекторно-щеточном узле

тягового электрического двигателя // *Computational nanotechnology*. 2019. Т. 6. № 2. С. 16–20.

6. Pal S., Gauri S.K. A desirability functions-based approach for simultaneous optimization of quantitative and ordinal response variables in industrial processes // *International Journal of Engineering, Science and Technology*. 2018. V. 10. № 1. P. 76–87.

7. Опекунов А.Ю., Опекунова М.Г. Интегральная оценка загрязнения ландшафта с использованием функции желательности Харрингтона // *Вестник Санкт-Петербургского университета. Серия 7. Геология. География*. 2014. № 4. С. 101–113.

8. Любушин Н.П., Брикач Г.Е. Использование обобщенной функции желательности Харрингтона в многопараметрических экономических задачах // *Экономический анализ: теория и практика*. 2014. № 18 (370). С. 2–10.

9. Харитонов Е.А., Михайлов О.В. Функция желательности и возможности ее применения для оценки научной деятельности в национальных исследовательских университетах // *Вестник Технологического университета*. 2016. Т. 19. № 14. С. 142–145.

10. Королева С.В. Практические аспекты использования функции желательности в медико-биологическом эксперименте // *Современные проблемы науки и образования*. 2011. № 6. С. 71.

11. Гусев А.Ф., Измайлов В.В., Новоселова М.В. Экспериментальная установка для исследования скользящего контакта «щетка – коллектор» при высоких температурах // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 1 (13). С. 14–21.

12. *Electrical Contacts: Principles and Applications*. Ed. by P.G. Slade. CRC Press. 2014. 1210 p.

Для цитирования: Измайлов В.В., Гусев А.Ф., Новоселова М.В. Применение функции желательности Харрингтона к выбору материалов для скользящего электрического контакта // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 2 (14). С. 5–11.

HARRINGTON DESIRABILITY FUNCTION APPLICATION TO THE SELECTION OF MATERIALS FOR SLIDING ELECTRICAL CONTACT

V.V. IZMAILOV, Dr. Sc., A.F. GUSEV, Cand. Sc.,
M.V. NOVOSELOVA, Cand. Sc.

Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: iz2v2@mail.ru

The results of a study of the frictional and electrical characteristics of the brush-collector unit of electric motors at temperatures up to 200 °C are presented. The possibility of using the generalized Harrington desirability function as an integral indicator of the quality of electrical brush composite materials is shown. The generalized desirability function for copper-based electrical brush materials is calculated, taking into account the main operational characteristics of the contact: the friction coefficient, the linear wear rate of the brush and collector paired with a brush made of a given material, and the transient voltage drop. The desirability function is a universal dimensionless criterion that does not depend on the dimensions of the quantities included in it. According to the highest value of the desirability function, a sample with an optimal set of operational properties was selected. The best

combination of operational characteristics is possessed by a material with a composition of 40 % – copper; 20 % – graphite; 40 % – molybdenum disulfide.

Keywords: brush, collector, friction, wear, electrical resistance, high temperatures, materials, desirability function.

REFERENCES

1. Myshkin N.K., Konchits V.V., Braunovich M. Elektricheskiye kontakty [Electrical contacts]. Dolgoprudnyy: Intellekt. 2008. 560 p.
2. Braunovic M., Konchits V.V., Myshkin N.K. Electrical contacts: Fundamentals, Applications and Technology. CRC Press. 2007. 646 p.
3. Akhnazarova S.L., Gordeev L.S. Ispolzovaniye funktsii zhelatelnosti Kharringtona pri reshenii optimizatsionnykh zadach khimicheskoy tekhnologii: uchebno-metod. posobiye [Using the Harrington desirability function in solving optimization problems of chemical technology. Educational method. Allowance]. Moscow: RKhTU im. DI. Mendeleev. 2003. 76 p.
4. Izmailov V.V., Novoselova M.V. Integral assessment of the electrical contact properties of composite materials using the Harrington desirability function. *Vestnik Tverskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Seriya «Tekhnicheskiye nauki»*. 2021. No. 4 (12), pp. 14–22. (In Russian).
5. Korotkov V.M. Optimization of the composition of an electrically conductive lubricant composition for operational use in a collector-brush assembly of a traction electric motor. *Computational nanotechnology*. 2019. V. 6. No. 2, pp. 16–20. (In Russian).
6. Pal S., Gauri S.K. A desirability functions-based approach for simultaneous optimization of quantitative and ordinal response variables in industrial processes. *International Journal of Engineering, Science and Technology*. 2018. V. 10. No. 1, pp. 76–87.
7. Opekunov A.Yu., Opekunova M.G. Integral assessment of landscape pollution using the Harrington desirability function. *Vestnik Sankt-Peterburgskogo universiteta. Seriya 7. Geologiya. Geografiya*. 2014. No. 4, pp. 101–113. (In Russian).
8. Lyubushin N.P., Brikach G.E. The use of the generalized Harrington desirability function in multiparameter economic problems. *Ekonomicheskii analiz: teoriya i praktika*. 2014. No. 18 (370), pp. 2–10. (In Russian).
9. Kharitonov E.A., Mikhailov O.V. Desirability function and the possibility of its application for assessing scientific activity in national research universities. *Vestnik Tekhnologicheskogo universiteta*. 2016. V. 19. No. 14, pp. 142–145. (In Russian).
10. Koroleva S.V. Practical aspects of using the desirability function in a biomedical experiment. *Sovremennyye problemy nauki i obrazovaniya*. 2011. No. 6. P. 71.
11. Gusev A.F., Izmailov V.V., Novoselova M.V. Experimental setup for studying brush-collector sliding contact at high temperatures. *Vestnik Tverskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Seriya «Tekhnicheskiye nauki»*. 2022. No. 1 (13), pp. 14–21. (In Russian).
12. Electrical Contacts: Principles and Applications. Ed. by P.G. Slade. CRC Press. 2014. 1210 p.

Поступила в редакцию/received: 16.12.2021; после рецензирования/revised: 14.01.2022;
принята/accepted: 24.01.2022

РАСЧЕТ И ОПТИМИЗАЦИЯ РАЗМЕРОВ БЕСКОНТАКТНОГО МАГНИТНОГО МЕХАНИЗМА ПОСТУПАТЕЛЬНОГО ПЕРЕМЕЩЕНИЯ

А.Н. БОЛОТОВ, д-р техн. наук, В.В. НОВИКОВ, канд. техн. наук,
О.О. НОВИКОВА, канд. техн. наук

Тверской государственный технический университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: alnikbltov@rambler.ru

© Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О., 2022

В статье разработана конструкция механизма с учетом требований к эксплуатации в условиях экстремальных давлений, температур, отсутствия энергопотребления и технического обслуживания. Магнитная система представляет собой композицию из постоянных магнитов с чередующейся полярностью из сплавов редкоземельных металлов с кобальтом SmCo_5 . На основе того, что намагниченность магнитов из сплавов редкоземельных металлов можно принять однородной, анизотропной и не зависящей от величины размагничивающего поля, для расчета магнитостатических сил механизма была принята гипотеза Ампера. Теоретический расчет тангенциальной силы взаимодействия магнитов позволил рассчитать оптимальные размеры магнитной системы и получить наибольшее тянущее усилие при минимальных габаритных размерах механизма. Экспериментальный анализ результатов моделирования тангенциальных магнитостатических сил механизма с магнитами из сплава SmCo_5 показал, что расхождение между расчетными и экспериментальными значениями силы не превышало 12 %.

Ключевые слова: бесконтактный магнитный механизм, магнитостатическое взаимодействие, магнитосиловые характеристики, постоянные магниты, магнитная система.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-12-20

ВВЕДЕНИЕ

Бесконтактные магнитные механизмы активно используются в современном высокотехнологичном станкостроении, приборостроении, нефтегазовой промышленности, аэрокосмическом и транспортном машиностроении [1–5]. Особенно успешно они применяются в нестандартных внешних условиях: вакууме, агрессивных и газовых средах [4–9]. Параметры работоспособности магнитных механизмов сохраняются стабильными в достаточно широком диапазоне давлений и температур [1, 6].

При создании аэрокосмической техники магнитные механизмы в качестве компонентов летательных аппаратов практически незаменимы, так как отвечают основным требованиям (высокой надежности, компактности, минимального электропотребления) [10–15]. Одними из самых востребованных механизмов в космической технике являются магнитная пассивная система ориентации и стабилизации объекта и магнитный механизм поступательного перемещения привода блоков аппаратуры. При проектировании бесконтактных магнитных механизмов поступательного перемещения важно получить наибольшее тянущее усилие при минимальных габаритных размерах механизма. Для достижения этого необходимо

разработать методику расчета магнитоэлектродвижущего взаимодействия проектируемой магнитной системы.

В качестве магнитной системы в конструкции механизма поступательного перемещения была выбрана композиция из постоянных магнитов из сплавов редкоземельных металлов с кобальтом SmCo_5 . Марка магнитов определялась из сравнительного анализа магнитосиловых характеристик [15–18] и с учетом технико-экономического обоснования. Магниты SmCo_5 обладают стойкостью к агрессивным средам, радиационному воздействию и способны эффективно работать в широком диапазоне температур.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Назначение моделируемого механизма – бесконтактная передача тягового усилия поступательного перемещения привода блоков аппаратуры аэрокосмического объекта через сплошную перегородку. В соответствии с техническими требованиями механизм размещается в цилиндрическом корпусе 1 (рис. 1), имеющем внутренний диаметр 20 мм. Корпус разделен на две равные части аксиальной немагнитной герметичной перегородкой 2 толщиной не более 2 мм. Механизм поступательного перемещения представляет собой ведущую 3 и ведомую 4 части: ведущая часть перемещается под действием ходового винта, ведомая – за счет сил взаимодействия системы постоянных магнитов с чередующейся полярностью.

Расчетная схема представляет собой два прямоугольных магнита 1 и 2 размерами $a \times b \times c$, расположенных на расстоянии L друг от друга (рис. 2).

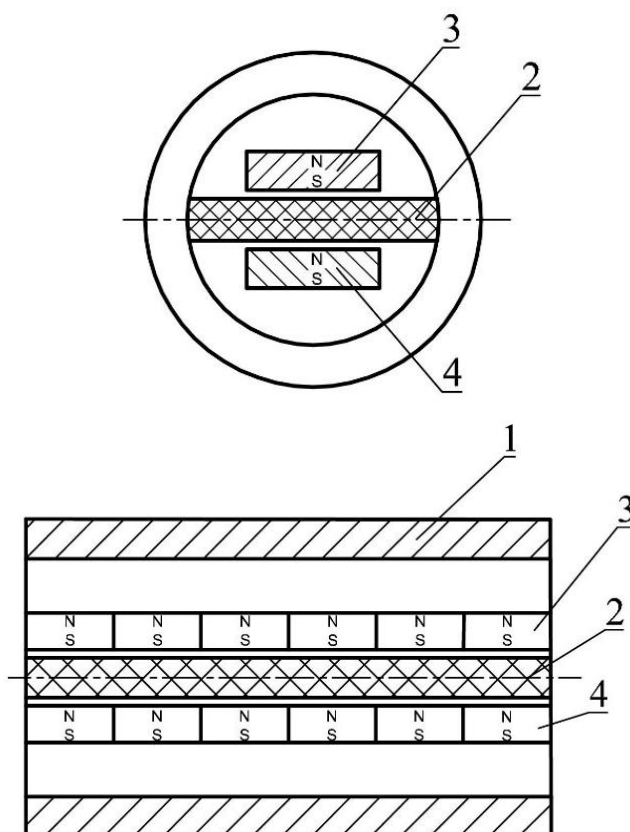


Рис. 1. Схема магнитного механизма поступательного перемещения

Для точного расчета силы взаимодействия магнитов 1 и 2 необходимо определить характер распределения намагниченности по объему магнитов. Постоянные магниты из сплавов редкоземельных металлов РЗМ-Со характеризуются [17, 18] близкой по форме к прямоугольной кривой размагничивания и уникально высокой коэрцитивной силой. Поэтому их намагниченность можно принять однородной, анизотропной и не зависящей от величины размагничивающего поля, создаваемого заряженными магнитами. При учете свойств магнетика РЗМ-Со для расчета намагниченности принята гипотеза Ампера, а постоянные магниты представлены в виде эквивалентных им по размерам соленоидов [15] с однослойными и очень тонкими обмотками, по которым протекают токи с постоянной плотностью I , равной остаточной намагниченности насыщения.

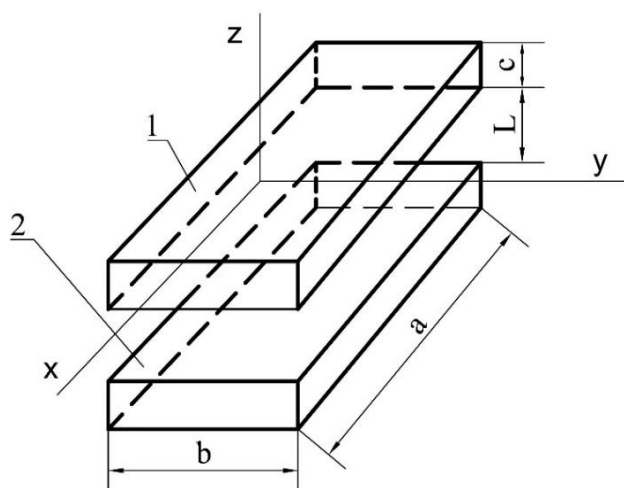


Рис. 2. Расчетная схема расположения магнитов

Цель исследования: расчет и оптимизация размеров магнитного механизма поступательного перемещения, позволяющего получить наибольшее тянущее усилие при минимальной длине механизма.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ МАГНИТОСТАТИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ МАГНИТОВ РЗМ-СО

Согласно закону Ампера, тангенциальную силу взаимодействия магнитов (см. рис. 2) можно рассчитать по формуле

$$F_t = I \oint_{-(L+c)}^{-(L+2c)} B_z dl_z dZ_z, \quad (1)$$

где I – остаточная намагниченность магнитов (линейная плотность тока соленоида); B_z – нормальная составляющая индукции магнитного поля, создаваемого первым соленоидом (магнитом); dl_z – элемент тока второго соленоида; dZ_z – элемент высоты второго соленоида (магнита). Индукцию магнитного поля B_z , входящую в формулу (1), определим из условия о том, что тангенциальная сила обусловлена только взаимодействием токов, текущих по боковым поверхностям магнитов, параллельных плоскости XZ. Учитывая это и произведя интегрирование формулы (1), получим тангенциальную силу взаимодействия магнитов при смещении верхнего магнита на y_z :

$$\begin{aligned}
F_{\tau} = & \left(\frac{\mu_0 I}{4\pi} \right)^2 \int_{-\frac{a}{2}}^{\frac{a}{2}} \int_{-(L+c)}^{-(L+2c)} \left[-\operatorname{arctg} \frac{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)(-b+y_z)}{(z_z+c)\sqrt{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)^2 + (-b+y_z)^2 + (z_z+c)^2}} + \right. \\
& + \operatorname{arctg} \frac{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)(-b+y_z)}{z_z\sqrt{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)^2 + (-b+y_z)^2 + z_z^2}} - \operatorname{arctg} \frac{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)(-b+y_z)}{z_z\sqrt{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)^2 + (-b+y_z)^2 + z_z^2}} - \\
& - \operatorname{arctg} \frac{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)(-b+y_z)}{z\sqrt{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)^2 + (-b+y_z)^2 + z_z^2}} + \operatorname{arctg} \frac{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)(b+y_z)}{z_z\sqrt{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)^2 + (b+y_z)^2 + z_z^2}} + \\
& + \operatorname{arctg} \frac{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)(b+y_z)}{(z_z+c)\sqrt{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)^2 + (b+y_z)^2 + (z_z+c)^2}} - \operatorname{arctg} \frac{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)(b+y_z)}{z_z\sqrt{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)^2 + (b+y_z)^2 + z_z^2}} + \\
& + 2\operatorname{arctg} \frac{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)y_z}{(z_z+c)\sqrt{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)^2 + y_z^2 + (z_z+c)^2}} - 2\operatorname{arctg} \frac{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)y_z}{z_z\sqrt{\left(x_z - \frac{a}{2}\right)^2 + y_z^2 + z_z^2}} - \\
& \left. - 2\operatorname{arctg} \frac{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)y_z}{(z_z+c)\sqrt{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)^2 + y_z^2 + (z_z+c)^2}} + 2\operatorname{arctg} \frac{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)y_z}{z_z\sqrt{\left(x_z + \frac{a}{2}\right)^2 + y_z^2 + z_z^2}} \right] dx_z dz_z. \quad (2)
\end{aligned}$$

Тяговое усилие, передаваемое магнитным механизмом (см. рис. 1), на основе принципа суперпозиции магнитных полей

$$F_{\tau} = \frac{1}{2} \sum_i \sum_k F_{\tau}^{ik}, \quad (3)$$

где $i = 1, 2, 3$ – магниты ведущей части механизма; $k = 1, 2, 3$ – магниты ведомой части механизма. При учете короткодействующего характера магнитных сил для упрощения расчетов рассматривалось взаимодействие каждого магнита только с пятью близлежащими сопряженными магнитами.

Первоначально ширина и высота магнитов выбирались из расчетов вписывания данных магнитов в размеры механизма. В данной конструкции указанные размеры связаны между собой соотношением

$$c = \sqrt{R^2 - \frac{a^2}{4}}, \quad (4)$$

где R – внутренний радиус трубы. Размер a варьировался от 10 до 19 мм с шагом 1 мм. Для каждого значения ширины магнита рассчитывалась суммарная тангенциальная сила взаимодействия между магнитами при изменении длины магнитов от 3 до 12 мм с шагом 1 мм.

При фиксированной ширине выбиралась такая длина магнитов, которая соответствовала максимальной суммарной силе взаимодействия между магнитами. По установленной длине магнитов определялись их необходимое количество и соответствующая заданному усилию длина механизма S .

Во всех расчетах значение $\mu_0 I$ принималось равным $0,7 T$, что характерно для самарий-кобальтовых магнитов. Величина зазора L составляла 2 мм, т. е. была равна максимальной толщине перегородки.

По результатам расчетов графически строилась совокупность зависимостей длины механизма S от длины магнитов при различных значениях их ширины (рис. 3). Для всех полученных кривых характерно значение хорошо выраженного минимума,

по которому и был окончательно установлен размер длины магнитов. Оптимальным оказался магнит с размерами $16 \times 8 \times 6$ мм. При найденных размерах магнитов их объем в механизме будет минимальным, что достаточно существенно, учитывая относительно высокую стоимость магнитов.

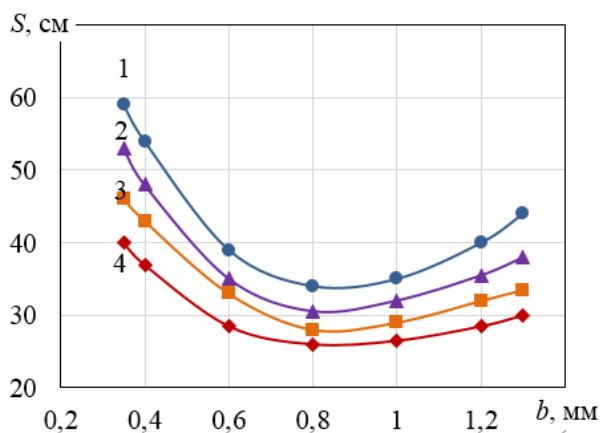


Рис. 3. Зависимость длины механизма от размеров магнита:
 1 – $a = 1$ см; 2 – $a = 1,1$ см; 3 – $a = 1,2$ см; 4 – $a = 1,4$ см

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ МОДЕЛИРОВАНИЯ

Оценка тангенциальных магнитостатических сил производилась на модели магнитного механизма поступательного перемещения. Два прямоугольных магнита из сплава SmCo_5 , имеющие заданные размеры, перемещались относительно друг друга в плоскости XOY по направлению X (аналогично реальному механизму). Непараллельность горизонтальных поверхностей магнитов не превышала $1 \dots 3^\circ$. Также варьировалась величина зазора L между магнитами в направлении оси Z . Величина силы взаимодействия магнитов в зависимости от тангенциального смещения между ними и зазора L фиксировалась двумя тензодатчиками. Результаты правильности проверки теоретической формулы (2) представлены на рис. 4.

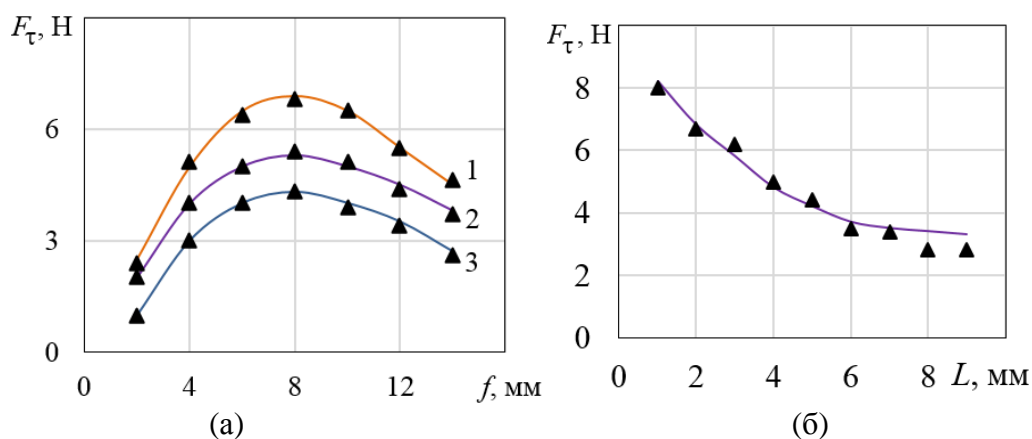


Рис. 4. Зависимость силы взаимодействия магнитов от величины смещения f одного магнита: 1 – $f = 3$ мм; 2 – $f = 4$ мм; 3 – $f = 5$ мм (а); от зазора между ними (б); размеры магнитов – $1,4 \times 2,1 \times 0,9$ см ($a \times b \times c$); ▲ – результаты эксперимента; – (сплошная линия) – расчет по формуле (2)

Расхождение между расчетными и экспериментальными значениями силы не превышало 12 %. Ошибка расчетов тем меньше, чем выше магнитная жесткость и однородность намагниченности магнитов. Экспериментально рассчитанная оптимальная длина магнитного механизма для передачи усилия 200 Н с магнитами из сплава S_mCo_5 ($\mu_0 I = 0,7$ Т) отличалась от теоретической на 8 %.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложена простая и надежная конструкция бесконтактного магнитного механизма поступательного перемещения для аэрокосмического оборудования. Проведенный теоретический расчет магнитостатического взаимодействия магнитов из сплава РЗМ-Со позволил рассчитать оптимальные размеры магнитной системы и получить наибольшее тянущее усилие при минимальных габаритных размерах механизма. Экспериментальный анализ результатов моделирования тангенциальных магнитостатических сил механизма с магнитами из сплава S_mCo_5 показал, что расхождение между расчетными и экспериментальными значениями силы не превышало 12 %.

Инженерное решение магнитного механизма отвечает основным требованиям к космической технике. Его внедрение позволит повысить стабильность, долговечность и безотказность работы космических аппаратов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вейц В.Л., Ганзбург Л.Б., Петров В.М. Бесконтактные магнитные и электромагнитные механизмы. Конструирование и расчет: в 2 кн.. Кн. 1: Статика бесконтактных механизмов. СПб.: СПбГПУ. 2004. 308 с.
2. Miyazaki Y., Mizuno K., Yamashita T. Development of superconducting magnetic bearing for flywheel energy storage system // *Cryogenics*. 2016. V. 80. P. 234–237.
3. Подливаев А.И., Руднев И.А. Магнитное торможение и энергетические потери в бесконтактных подшипниках на основе сверхпроводящих лент // *Журнал технической физики*. 2020. Т. 90. № 4. С. 593–597.
4. Werfel F.N., Floegel-Delor U., Riedel T., Rothfeld R., Wippich D., Goebel B. Encapsulated HTS bearings: Technical and cost considerations // *IEEE transactions on applied superconductivity*. 2005. V. 15. № 2. P. 2306–2311.
5. Werfel F.N., Floegel-Delor U., Riedel T., Rothfeld R., Wippich D., Goebel B. HTS magnetic bearings in prototype application // *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*. 2010. V. 20. № 3. P. 874–879.
6. Beno J., Wuks D.W., Zierer J.J., Hayes R.J. Application of bulk high temperature superconductors (HTS) for flywheels, energy storage systems on lunar poles // *1st International Workshop on Lunar Superconductor Applications*. 2011, Houston, Texas. P. 10.
7. Koshizuka N. The superconducting magnetic bearings and magnetic clutches for flywheel energy storage // *7th International Workshop on Processing and Applications of Superconducting (RE) BCO Large Grain Materials (PASREG 2010)*. Washington, DC. 2010. P. 22.
8. Васин В.А., Ивашов Е.Н., Кузнецов П.С., Степанчиков С.В. Устройства с бесконтактным магнитным взаимодействием для специального технологического оборудования // *Технология машиностроения*. 2011. № 2. С. 47–51.

9. Писаревский Ю.В., Писаревский А.Ю., Фурсов В.Б., Илларионов Ю.А. Оптимизация магнитных систем бесконтактных электродвигателей постоянного тока с гладким якорем // *Электротехнические комплексы и системы управления*. 2014. № 2. С. 18–23.

10. Болотов А.Н., Бурдо Г.Б., Новикова О.О., Новиков В.В. Влияние магнитного поля на поверхностные эффекты при смазке магнитной жидкостью // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2019. № 2 (2). С. 14–22.

11. Коваленко А.П. Магнитные системы управления космическими летательными аппаратами. М.: Машиностроение. 1975. 248 с.

12. Бурдо Г.Б., Болотов А.Н. Расчет магнитожидкостных узлов трения, эксплуатируемых в безвоздушной или газовой среде // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2020. № 2 (6). С. 42–49.

13. Holehouse R.C., Atallah K., Wang J. Design and realization of a linear magnetic gear // *IEEE Transactions on Magnetics*. 2011. V. 47. № 10. P. 4171–4174.

14. Tallerico T.F., Cameron Z.A., Scheidler J.J. Design of a magnetic gear for NASA's vertical lift quadrotor concept vehicle // *2019 AIAA/IEEE Electric Aircraft Technologies Symposium (EATS). IEEE*. 2019. P. 1–21.

15. Альтман А.Б., Герберг А.Н., Гладышев П.А. и др. Постоянные магниты: справочник / под ред. Ю.М. Пятина. М.: Энергия. 1980. 488 с.

16. Wang J.Y., Ghantasala M.K., McLean R.J. Bias sputtering effect on ultra-thin SmCo₅ films exhibiting large perpendicular coercivity // *Thin Solid Films*. 2008. V. 517. № 2. P. 656–660.

17. Pop V., Isnard O., Chicinaş I., Givord D. Magnetic and structural properties of SmCo₅/α-Fe nanocomposites // *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2007. V. 310. № 2. Suppl. Part 3. P. 2489–2490.

18. Ponomareva O.I., Maykov V.G., Puzanova T.Z. Thermal magnetization of SmCo₅ magnets with different levels of coercive force // *The Physics of Metals and Metallography*. 1989. V. 68. № 2. P. 89–96.

Для цитирования: Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О. Расчет и оптимизация размеров бесконтактного магнитного механизма поступательного перемещения // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 2 (14). С. 12–20.

CALCULATION OF OPTIMAL DIMENSIONS OF CONTACTLESS MAGNETIC MECHANISM OF TRANSLATIONAL MOVEMENT

A.N. BOLOTOV, Dr Sc., V.V. NOVIKOV, Cand. Sc.,
O.O. NOVIKOVA, Cand. Sc.

Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: alnikbltov@rambler.ru

The article develops the design of the mechanism taking into account the requirements for operation in conditions of extreme pressures, temperatures, lack of energy consumption and maintenance. The magnetic system is a composition of permanent magnets with

*Вестник Тверского государственного технического университета.
Серия «Технические науки». № 2 (14), 2022*

alternating polarity made of rare earth metal alloys with cobalt SmCo5. Based on the fact that the magnetization of magnets made of rare earth metal alloys can be assumed to be homogeneous, anisotropic and independent of the magnitude of the demagnetizing field, the Ampere hypothesis was adopted to calculate the magnetostatic forces of the mechanism. The theoretical calculation of the tangential force of the interaction of magnets made it possible to calculate the optimal dimensions of the magnetic system and obtain the greatest pulling force with the minimum overall dimensions of the mechanism. Experimental analysis of the simulation results of tangential magnetostatic forces of the mechanism with magnets made of SmCo5 alloy showed that the discrepancy between the calculated and experimental values of the force did not exceed 12 %.

Keywords: contactless magnetic mechanism, magnetostatic interaction, magnetic force characteristics, permanent magnets, magnetic system.

REFERENCES

1. Veits V.L., Ganzburg L.B., Petrov V.M. Beskontaknyye magnitnye i elektromagnitnye mekhanizmy. Konstruirovaniye i raschet: (v 2 kn.). Kn. 1: Statika beskontaknykh mekhanizmov. [Non-contact magnetic and electromagnetic mechanisms. Design and calculation: (in 2 books). Book 1: Statics of non-contact mechanisms]. St. Petersburg: SPbGPU. 2004. 308 p.
2. Miyazaki Y., Mizuno K., Yamashita T. Development of superconducting magnetic bearing for flywheel energy storage system. *Cryogenics*. 2016. V. 80, pp. 234–237.
3. Podlivaev A.I., Rudnev I.A. Magnetic braking and energy losses in non-contact bearings based on superconducting tapes. *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki*. 2020. V. 90. No. 4, pp. 593–597. (In Russian).
4. Werfel F.N., Floegel-Delor U., Riedel T., Rothfeld R., Wippich D., Goebel B. Encapsulated HTS bearings: technical and cost considerations. *IEEE transactions on applied superconductivity*. 2005. V. 15. No. 2, pp. 2306–2311.
5. Werfel F.N., Floegel-Delor U., Riedel T., Rothfeld R., Wippich D., Goebel B. HTS magnetic bearings in prototype application. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*. 2010. V. 20. No. 3, pp. 874–879.
6. Beno J., Wuks D.W., Zierer J.J., Hayes R.J. Application of bulk high temperature superconductors (HTS) for flywheels, energy storage systems on lunar poles. *1st International Workshop on Lunar Superconductor Applications*. 2011, Houston, Texas. P. 10.
7. Koshizuka N. The superconducting magnetic bearings and magnetic clutches for flywheel energy storage. *7th International Workshop on Processing and Applications of Superconducting (RE) BCO Large Grain Materials (PASREG 2010)*. Washington, DC. 2010. P. 22.
8. Vasin V.A., Ivashov E.N., Kuznetsov P.S., Stepanchikov S.V. Devices with non-contact magnetic interaction for special technological equipment. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2011. No. 2, pp. 47–51. (In Russian).
9. Pisarevskii Yu.V., Pisarevskii A.Yu., Fursov V.B., Illarionov Yu.A. Optimization of magnetic systems of non-contact DC electric motors with a smooth armature. *Elektrotekhnicheskiye komplekсы i sistemy upravleniya*. 2014. No. 2, pp. 18–23. (In Russian).

10. Bolotov A.N., Burdo G.B., Novikova O.O., Novikov V.V. Influence of a magnetic field on surface effects during lubrication with a magnetic fluid. *Vestnik Tverskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Seriya «Tekhnicheskiye nauki»*. 2019. No. 2 (2), pp. 14–22. (In Russian).
11. Kovalenko A.P. Magnitnye sistemy upravleniya kosmicheskimi letatelnyimi apparatami [Magnetic control systems for spacecraft]. Moscow: Mashinostroyeniye. 1975. 248 p.
12. Burdo G.B., Bolotov A.N. Calculation of magnetic fluid friction units operated in an airless or gaseous environment. *Vestnik Tverskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Seriya «Tekhnicheskiye nauki»*. 2020. No. 2 (6), pp. 42–49. (In Russian).
13. Holehouse R.C., Atallah K., Wang J. Design and realization of a linear magnetic gear. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2011. V. 47. No. 10, pp. 4171–4174.
14. Tallerico T.F., Cameron Z.A., Scheidler J.J. Design of a magnetic gear for NASA's vertical lift quadrotor concept vehicle. *2019 AIAA/IEEE Electric Aircraft Technologies Symposium (EATS). IEEE*, 2019, pp. 1–21.
15. Altman A.B., Gerberg A.N., Gladyshev P.A. and others. Postoyannye magnity: spravochnik [Permanent magnets: Reference book]. Ed. Yu.M. Pyatin. Moscow: Energiya. 1980. 488 p.
16. Wang J.Y., Ghantasala M.K., McLean R.J. Bias sputtering effect on ultra-thin SmCo₅ films exhibiting large perpendicular coercivity. *Thin Solid Films*. 2008. V. 517. No. 2, pp. 656–660.
17. Pop V., Isnard O., Chicinaş I., Givord D. Magnetic and structural properties of SmCo₅/α-Fe nanocomposites. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2007. V. 310. No. 2. Suppl. Part 3, pp. 2489–2490.
18. Ponomareva O.I., Maykov V.G., Puzanova T.Z. Thermal magnetization of SmCo₅ magnets with different levels of coercive force. *The Physics of Metals and Metallography*. 1989. V. 68. No. 2, pp. 89–96.

Поступила в редакцию/received: 10.01.2022; после рецензирования/revised: 27.01.2022;
принята/accepted: 04.02.2022

НОРМАЛЬНАЯ И КАСАТЕЛЬНАЯ ЖЕСТКОСТЬ ПЛОСКОГО СТЫКА ФРАКТАЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

М.А. ИЗМЕРОВ, канд. техн. наук, В.П. ТИХОМИРОВ, д-р техн. наук

Брянский государственный технический университет
241035, Брянск, б-р 50 лет Октября, 7, e-mail: m.izmerov@yandex.ru

© Измеров М.А., Тихомиров В.П., 2022

В работе предложены фрактальная модель описания шероховатости и модель контактного взаимодействия для инженерных поверхностей. Получены результаты, характеризующие нормальную и тангенциальную жесткости плоского стыка. Проведено сравнение с литературными экспериментальными данными других исследований.

Ключевые слова: шероховатость, параметры шероховатости, жесткость, геометрическое моделирование, математические модели.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-21-29

ВВЕДЕНИЕ

Поведение многих технических систем зависит от качества сопряженных поверхностей, выполняющих те или иные функции. Например, демпфирующая способность и вибрационная активность стыка соединений деталей машин в значительной мере определяются микрогеометрией сопряженных поверхностей. Авторами настоящей статьи использована фрактальная модель поверхности, которая наиболее полно описывает особенности структуры инженерных поверхностей и позволяет обосновать применение множества параметров шероховатости в рамках детерминированных и статистических моделей поверхности. Для поверхностей с малой площадью в ряде случаев волнистостью можно пренебречь.

Отличительной особенностью предлагаемого подхода является поведение деформируемых неровностей. Учитывая особенности фрактальной структуры неровностей, полагаем, что в начале их сжатия гладким штампом происходит пластическое деформирование субмикрощероховатости верхней части выступов вследствие их малых радиусов. При увеличении сжимающей нагрузки и площади контакта формируются условия для реализации упругого состояния выступа. В полученных в работе зависимостях учитывается отличие размерного распределения площадей среза выступов от распределения площадей реальных пятен контакта, находящихся в упругом состоянии.

Цель работы: провести оценку нормальной и касательной жесткости плоского стыка инженерных поверхностей под нагрузкой на уровне шероховатости при моделировании контакта 3D-поверхностей на основе фрактальных представлений о структуре поверхности.

РАДИУС ЗАКРУГЛЕНИЯ ВЕРХНЕЙ ЧАСТИ ВЫСТУПА

Полагаем, что верхняя часть микровыступа неровности шероховатой поверхности в микромиллиметровом диапазоне измерения представляет собой сферу.

Используя уравнение Вейерштрасса – Мандельброта [1, 2] для фрактальных объектов, найдем высоту выступа, имеющего основание l :

$$h = G^{D-1}l^{2-D}, \quad 1 < D < 2, \quad (1)$$

где G – фрактальный параметр шероховатости; D – фрактальная размерность профиля поверхности. Рассмотрим деформацию выступа гладким штампом (рис. 1).

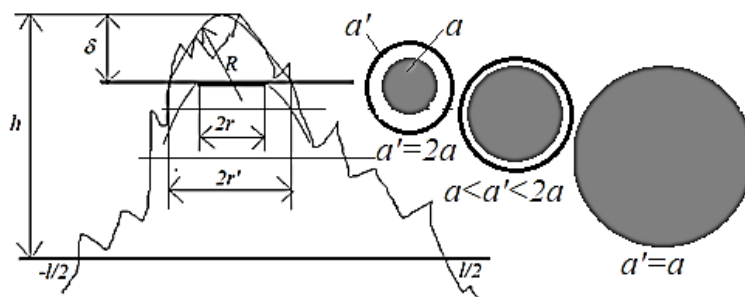


Рис. 1. Соотношение площадей среза микровыступа a' и фактической площади контакта a на разных уровнях деформации

Радиус верхней части выступа определим из выражения

$$R = \frac{(2r')^2}{8\delta}. \quad (2)$$

Площадь основания недеформированной сферы (срез выступа на уровне δ):

$$a' = \pi(r')^2 = 2\pi r^2 = 2a.$$

Тогда можно записать, что

$$(2r')^2 = 4a'/\pi. \quad (3)$$

Учитывая особенности структуры фрактальной кривой, запишем

$$\delta = G^{D-1}(2r')^{2-D}. \quad (4)$$

Подставив выражения (3) и (4) в уравнение (2), получим

$$R = \frac{a^{D/2}}{\pi^{D/2} 2^{(3-D)/2} G^{D-1}}. \quad (5)$$

Предлагаемый подход качественно не противоречит модели Маджумдара – Бхушана, и радиус скругления верхней части выступа неровности, в отличие от модели Гринвуда – Вильямсона [3], не является постоянным.

КРИТИЧЕСКАЯ ПЛОЩАДЬ ПЯТНА КОНТАКТА И КРИТЕРИЙ ПЕРЕХОДА МЕЖДУ ЕГО СОСТОЯНИЯМИ

Маджумдар и Бхушан считают, что «меньшие пятна контакта имеют меньшие радиусы закругления микронеровностей, поэтому более вероятно, что микровыступы подвергнутся пластической деформации» [4, 5]. С целью упрощения задачи полагаем

только два состояния контакта – упругое и пластическое. Соотношение (по Герцу) между нагрузкой F и площадью пятна контакта a имеет вид:

для упругого контакта с учетом того, что $a' = 2a$:

$$F_e^0 = \frac{4}{3} ER^{\frac{1}{2}} \delta^{\frac{3}{2}} = \frac{4Ea^{\frac{3}{2}}}{3\pi^{\frac{3}{2}}R}; \quad \frac{1}{E} = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2},$$

где E_1, E_2, μ_1, μ_2 – коэффициенты Пуассона и модули упругости сопряженных поверхностей;

для пластического контакта:

$$F_p^0 = Ha'; \quad H = \min\{H_1, H_2\},$$

где H – твердость.

Подставив в соотношение для упругого контакта радиус, выражаемый уравнением (5), получим

$$F_e^0 = \frac{E}{3} \frac{a'^{(3-D)/2} 2^{(7-D)/2}}{\pi^{(3-D)/2}} G^{(D-1)}.$$

Тогда критерий перехода определяется на основе равенства $F_e^0 = F_p^0$. Если приравнять нагрузки в упругом и пластическом состояниях контакта, то после преобразования можно выразить критическую величину площади пятна контакта:

$$a_{c1} = \left(\frac{E}{H} \frac{2^{(7-D)/2}}{3\pi^{(3-D)/2}} \right)^{\frac{2}{(D-1)}} G^2. \quad (6)$$

КОНТАКТНАЯ ЖЕСТКОСТЬ ВЫСТУПА

Нормальная контактная жесткость выступа в упругом состоянии определяется выражением

$$k_{Ne} = \frac{dF_e^0}{d\delta}.$$

Выразим нагрузку на выступ, учитывая выражение (2) и соотношение $a' = 2\pi R\delta$, следующим образом:

$$F_e^0 = \frac{4E}{3} \left[\frac{(2\pi)^{D/2}}{8G^{(D-1)}} \right]^{\frac{1}{2-D}} \delta^{\left(\frac{3-D}{2-D}\right)}.$$

Тогда

$$k_{Ne} = \frac{4E}{3} \left(\frac{3-D}{2-D} \right) \left[\frac{(2\pi)^{D/2}}{8G^{(D-1)}} \right]^{\frac{1}{2-D}} \delta^{\left(\frac{1}{2-D}\right)}.$$

С учетом выражения (4) и того, что $a' = \frac{\pi}{4} (2r')^2$, можно записать

$$k_{Ne} = \frac{8}{3\sqrt{\pi}} E \left(\frac{3-D}{2-D} \right) \left[\frac{(2\pi)^{D/2}}{8} \right]^{\frac{1}{2-D}} a'^{(1/2)}. \quad (7)$$

Известно, что между нормальной и тангенциальной контактной жесткостью имеется функциональная зависимость [5, 7, 8], связанная с коэффициентом Пуассона μ , в виде

$$\frac{k_T}{k_N} = \chi \Phi(\mu), \quad (8)$$

где $0,5 \leq \chi \leq 2,0$, а $\Phi(\mu) = (1 - \mu)/(2 - \mu)$.

МНОЖЕСТВЕННЫЙ КОНТАКТ

Размерное распределение площадей среза выступов определяется по формуле, приведенной в [2, 6]:

$$n_t(a') = \frac{D}{2} a'_L^{(D/2)} a'^{[-(\frac{D+2}{2})]},$$

где a' – площадь среза недеформированной неровности (для упругого контакта $a' = 2a$, для пластического $a' = a$); a_L – максимальная площадь среза неровности.

Количество площадей среза, лежащих между a' и $a' + da'$, равно $n(a')da$. Распределение площадей фактических пятен упругого контакта, отличающихся от площадей среза, примем в соответствии с [9] в виде

$$n(a') = \frac{D}{2} a'_L^{(D/2)} \psi^{-(1-D/2)} a'^{[-(\frac{D+2}{2})]}, \quad (9)$$

где $\psi = 6,62D^{-0.84}$.

Нормальная контактная жесткость оценивается выражением

$$\begin{aligned} K_{Ne} &= \int_{a_{c1}}^{a'_L} k_{Ne} n(a') da' = \int_{a_c}^{a'_L} \frac{4}{3\sqrt{2\pi}} E \left(\frac{3-D}{2-D} \right) a'^{(\frac{1}{2})} \frac{D}{2} a'_L^{(\frac{D}{2})} a'^{[-(\frac{D+2}{2})]} da' = \\ &= \frac{8DE}{3\sqrt{2\pi}} \frac{(3-D) \left(a'_L^{\frac{1}{2}} - a_{c1}^{\frac{(1-D)}{2}} a'_L^{\frac{D}{2}} \right)}{(2-D)(1-D)\psi^{(1-\frac{D}{2})}}. \end{aligned} \quad (10)$$

С учетом соотношения между касательной и нормальной жесткостью, приведенной в работе [7], запишем:

$$K_T = \frac{\pi(1-\mu)}{2(2-\mu)} K_N.$$

Представим зависимость нормальной нагрузки на плоский стык от площади максимального пятна контакта. Если максимальная площадь пятна не превышает $a \leq a_c$, то

$$F_p = \int_0^{a_{c1}} H a' \frac{D}{2} a'_{c1}^{(\frac{D}{2})} a'^{[-(\frac{D+2}{2})]} da' = \frac{H D a_{c1}}{(2-D)}, \quad 0 < a \leq a_c.$$

Нагрузка, воспринимаемая упругодеформированными выступами шероховатой поверхности, определяется соотношением

$$\begin{aligned}
 F_e &= \int_{a_{c1}}^{a'_L} \frac{E}{3} a^{\frac{(3-D)}{2}} 2^{\frac{(7-D)}{2}} G^{(D-1)} \frac{D}{2\psi^{(1-\frac{D}{2})}} a_L^{\frac{(D)}{2}} a'^{\left[-\frac{(D+2)}{2}\right]} da' = \\
 &= \frac{E}{3} \frac{2^{\frac{(7-D)}{2}}}{\pi^{\frac{(3-D)}{2}}} G^{(D-1)} \frac{D}{2\psi^{(1-\frac{D}{2})}} a_L^{\frac{(D)}{2}} \int_{a_c}^{a'_L} a'^{\frac{(5-2D)}{2}} da' = \\
 &= \frac{E}{3} \frac{a^{\frac{(3-D)}{2}} 2^{\frac{(6-D)}{2}}}{\pi^{\frac{(3-D)}{2}} (3-2D)} G^{(D-1)} \frac{D}{2\psi^{(1-\frac{D}{2})}} \left(a_L^{\frac{(3-D)}{2}} - a_L^{\frac{(D)}{2}} a_{c1}^{\frac{(3-2D)}{2}} \right), \\
 &D \neq 1,5.
 \end{aligned}
 \tag{11}$$

Приведенная формула справедлива при $a_{c1} \leq a \leq a'_L$, $D < 1,5$.
 Если фрактальная размерность $D > 1,5$, то, следуя [10]:

$$F_e = \frac{2E}{\pi^{3/4} \psi^{1/4}} \sqrt{G} (a'_L)^{3/4} \ln \left[\frac{a'_L}{a_{c1}} \right].$$

РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ

Расчеты были выполнены для шлифованных поверхностей со следующими параметрами: $D = 1,531$; $G = 6,768 \cdot 10^{-6}$ мм; $H = 3\,000$ МПа; $E = 10^5$ МПа. Используя формулу (7), имеем $a_{c1} = 1,552 \cdot 10^{-6}$ мм². Тогда $F_p = 0,015$ Н. На рис. 2 представлена зависимость контактной жесткости от номинального давления. Эта зависимость носит линейный характер, что согласуется с данными, приведенными в статье [11].

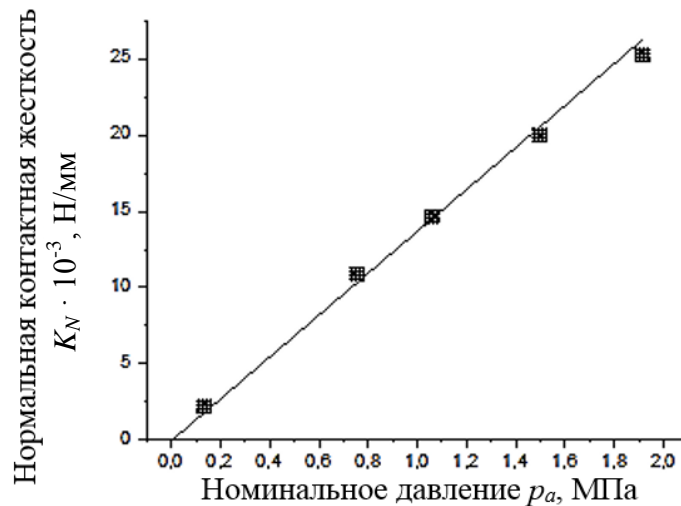


Рис. 2. Зависимость нормальной контактной жесткости от номинального давления

Численная оценка нормальной нагрузки, приложенной к плоскому стыку, показала малую долю вклада пластически деформированных выступов. Численное значение контактной жесткости при давлении $p_a = 1,06$ МПа составило $K_N = 1,461 \cdot 10^4$ Н/мм. С учетом соотношения (8) можно сделать вывод, что

тангенциальная контактная жесткость также носит линейный характер в зависимости от номинального давления.

Используя приведенные в настоящей работе зависимости, найдем аналитическую зависимость между сближением (мкм) и нагрузкой (Н) на фрактальную поверхность, которая характеризуется выражением

$$\delta = 0,29F_e^{0,23}. \quad (12)$$

Связь между площадью максимального пятна контакта и сближением

$$\delta = \left(\frac{a'_L}{\pi}\right)^{1-D/2} 2^{\frac{3-D}{2}} G^{D-1}.$$

Подобная зависимость, основанная на экспериментальных данных для шлифованной поверхности, имеющей высоту сглаживания $R_p = 2,4$ мкм и радиус верхней части выступов 60 мкм, приведена в статье [12]:

$$\delta = 0,20F_e^{0,29}.$$

Сравнение этих зависимостей показывает их близкое соответствие, что позволяет оценить корректность предлагаемого в настоящей работе подхода. На рис. 3 представлена зависимость сближения от номинального давления при различных размерах площадок номинального контакта.

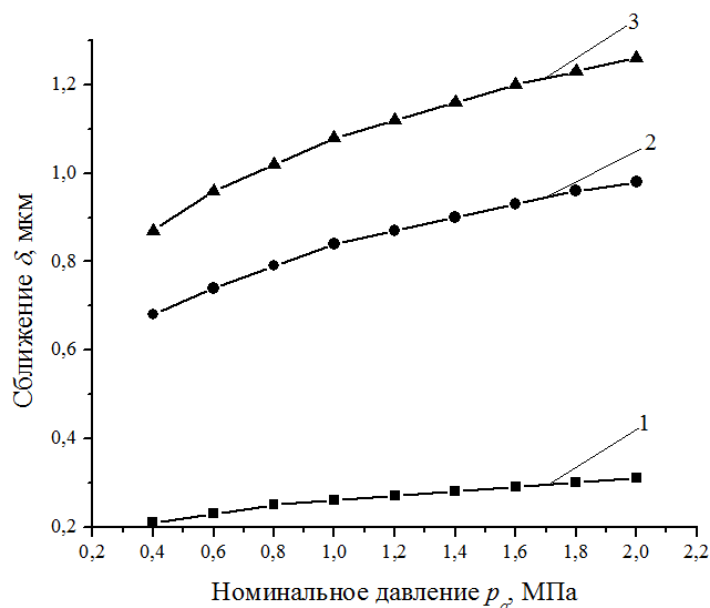


Рис. 3. Зависимость сближения от номинального давления:
1 – номинальная площадь контакта $A_a = 0,64$ мм²; 2 – 100 мм²; 3 – 300 мм²

Предложенная модель контактного взаимодействия является корректной при условии, что по мере роста сжимающей нагрузки имеет место пластическая деформация неровностей, которая с ростом нагрузки переходит в упругую, а затем в пластическую. Критерий второго перехода найдем из выражения [13]:

$$a'_{c2} = 2,4\pi \left[2^{(2-D)} \left(\frac{E}{H} \right)^2 \right]^{\frac{1}{D-1}} G^2.$$

Для представленного выше примера критическая площадь выступа $a'_{c2} = 3,468 \cdot 10^{-4} \text{ мм}^2$ ($a'_{c2} = 223 a_{c1}$).

Номинальное давление, при котором предлагаемая модель является корректной (для данных фрактальных параметров поверхности), не должно превышать $p_a \leq 3,22 \text{ МПа}$. При $a'_L \geq a'_{c2}$ нагрузка, воспринимаемая пластически деформированными выступами (пластически насыщенный (по Н.М. Михину) контакт), определяется выражением

$$F_p = \int_{a'_{c2}}^{a'_L} H a' \frac{D}{2} a'_L \left(\frac{D}{2} \right) a'^{-\left(\frac{D+2}{2}\right)} da' = \frac{HD}{(2-D)} \left(a'_L - a'_L{}^{D/2} a'_{c2}{}^{(1-D/2)} \right).$$

При этом фактическая площадь контакта

$$A_r = F_p / H.$$

ВЫВОДЫ

Основные результаты работы можно представить в виде пунктов:

1. Величина нормальных деформаций контакта (сближение контактирующих поверхностей) нелинейно зависит от величины нормальной (сжимающей) нагрузки в диапазоне рассматриваемых значений (см. формулу (12)).

2. Нормальная контактная жесткость не является постоянной величиной и зависит от структуры сопряженных поверхностей и величины сжимающей силы (см. рис. 2). Тангенциальная жесткость контакта зависит от нормальной жесткости и коэффициента Пуассона.

3. Отношение величин тангенциальной и нормальной контактной жесткости стальных плоских стыков шероховатых поверхностей не зависит от нагрузки и равно 0,647 в рамках приведенной методики расчета. Экспериментальные данные (по В.В. Измайлову) показывают, что это отношение для плоского стыка составляет примерно 0,625...0,909.

4. На величины нормальной и тангенциальной жесткостей плоских стыков шероховатых поверхностей влияет фрактальная форма выступов шероховатости. Обеспечение высоких значений нормальной контактной жесткости способствует, в частности, повышению долговечности болтов фланцевых соединений.

Предложенный подход дает возможность обоснованно выбрать технологический способ обработки контактирующих поверхностей, обеспечивающий требуемые функциональные характеристики сопряжения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Majumdar A., Bhushan B. Role of fractal geometry in roughness characterization and contact mechanics of surfaces // *Journal of Tribology*. 1990. V. 112 (2). P. 205–216.
2. Majumdar A., Bhushan B. Fractal model of elastic-plastic contact between rough surfaces // *Journal of Tribology*. 1991. V. 113(1). P. 1–11.
3. Greenwood J.A., Williamson J.B.P. Contact of nominally flat surfaces // *Proceedings of the royal society of London. Series A. Mathematical and physical sciences*. 1966. V. 295. № 1442. P. 300–319.

4. Mindlin R.D. Compliance of elastic bodies in contact // *Journal of Applied Mechanics*. 1949. V. 71. P. 259–268.
5. Raffa M.L., Lebon F., Vairo G. Normal and tangential stiffnesses of rough surfaces in contact via an imperfect interface model // *International Journal of solids and structures*. 2016. V. 87. P. 245–253.
6. Xu K., Yuan Y., Chen J. The effects of size distribution functions on contact between fractal rough surfaces // *AIP Advances*. 2018. V. 8. № 7. P. 075317.
7. Sherif H.A., Kossa S.S. Relationship between normal and tangential contact stiffness of nominally flat surfaces // *Wear*. 1991. V. 151. P. 49–62.
8. Yoshioka N., Scholz C.H. Elastic properties of contacting surfaces under normal and shear loads: 1. Theory // *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*. 1989. V. 94. № B12. P. 17681–17690.
9. Filippi S., Akay A., Gola M.M. Measurement of tangential contact hysteresis during microslip // *Journal of Tribology*. 2004. V. 126. № 3. P. 482–489.
10. Zhao Y., Yang C., Cai L., Shi W., Hong Y. Stiffness and damping model of bolted joints with uneven surface contact pressure distribution // *Strojniski Vestnik. Journal of Mechanical Engineering*. 2016. V. 62. № 11. P. 665–677.
11. Gong Y., Shen J., Liu W., Chen L. Fractal characteristics of mechanical interface contact parameters // *MATEC Web of Conferences*. – *EDP Sciences*. 2018. V. 175. P. 03009.
12. Измайлов В.В., Левыкин Д.А. Нормальная и касательная жесткости плоского стыка шероховатых поверхностей // *Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования*. 2012. № 5. С. 4–11.
13. Михин Н.М. Внешнее трение твердых тел. М.: Наука. 1977. 221 с.

Для цитирования: Измеров М.А., Тихомиров В.П. Нормальная и касательная жесткость плоского стыка фрактальных поверхностей // Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки». 2022. № 2 (14). С. 21–29.

NORMAL AND TANGENTIAL STIFFNESS OF A FLAT JOINT OF FRACTAL SURFACES

M.A. IZMEROV, Cand. Sc., V.P. TIKHOMIROV, Dr Sc.

Bryansk State Technical University, 7, 50 years of October Blvd., 241035, Bryansk,
Russian Federation, e-mail: m.izmerov@yandex.ru

In paper a fractal roughness description model and a contact interaction model for engineering surfaces are proposed. The results describing the normal and tangential stiffness of a flat joint are obtained. A comparison with the literature experimental data of other studies is made.

Keywords: roughness, roughness parameters, stiffness, geometric modeling, mathematical models.

REFERENCES

1. Majumdar A., Bhushan B. Role of fractal geometry in roughness characterization and contact mechanics of surfaces. *Journal of Tribology*. 1990. V. 112 (2), pp. 205–216.
2. Majumdar A., Bhushan B. Fractal model of elastic-plastic contact between rough surfaces. *Journal of Tribology*. 1991. V. 113 (1), pp. 1–11.
3. Greenwood J.A., Williamson J.B.P. Contact of nominally flat surfaces. *Proceedings of the royal society of London. Series A. Mathematical and physical sciences*. 1966. V. 295. No. 1442, pp. 300–319.
4. Mindlin R.D. Compliance of elastic bodies in contact. *Journal of Applied Mechanics*. 1949. V. 71, pp. 259–268.
5. Raffa M.L., Lebon F., Vairo G. Normal and tangential stiffnesses of rough surfaces in contact via an imperfect interface model. *International Journal of solids and structures*. 2016. V. 87, pp. 245–253.
6. Xu K., Yuan Y., Chen J. The effects of size distribution functions on contact between fractal rough surfaces. *AIP Advances*. 2018. V. 8. No. 7. P. 075317.
7. Sherif H.A., Kossa S.S. Relationship between normal and tangential contact stiffness of nominally flat surfaces. *Wear*. 1991. V. 151, pp. 49–62.
8. Yoshioka N., Scholz C.H. Elastic properties of contacting surfaces under normal and shear loads: 1. Theory. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*. 1989. V. 94. No. B12, pp. 17681–17690.
9. Filippi S., Akay A., Gola M.M. Measurement of tangential contact hysteresis during microslip. *Journal of Tribology*. 2004. V. 126. No. 3, pp. 482–489.
10. Zhao Y., Yang C., Cai L., Shi W., Hong Y. Stiffness and damping model of bolted joints with uneven surface contact pressure distribution. *Strojniski Vestnik. Journal of Mechanical Engineering*. 2016. V. 62. No. 11, pp. 665–677.
11. Gong Y., Shen J., Liu W., Chen L. Fractal characteristics of mechanical interface contact parameters. *MATEC Web of Conferences. – EDP Sciences*. 2018. V. 175. P. 03009.
12. Izmailov V.V., Levykin D.A. Normal and tangential rigidity of a flat joint of rough surfaces. *Mekhanika i fizika protsessov na poverkhnosti i v kontakte tverdykh tel, detaley tekhnologicheskogo i energeticheskogo oborudovaniya*. 2012. No. 5, pp. 4–11.
13. Mikhlin N.M. *Vneshneye treniye tverdykh tel* [External friction of solids]. Moscow: Nauka. 1977. 221 p.

Поступила в редакцию/received: 17.01.2022; после рецензирования/revised: 27.01.2022;
принята/accepted: 04.02.2022

МАГНИТНЫЕ НАНОДИСПЕРСНЫЕ СМАЗОЧНЫЕ МАСЛА, СТАБИЛИЗИРОВАННЫЕ ПОЛИМЕРАМИ

А.Н. БОЛОТОВ, д-р техн. наук, Г.Б. БУРДО, д-р техн. наук

Тверской государственной технической университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: gbtms@yandex.ru

© Болотов А.Н., Бурдо Г.Б., 2022

Рассмотрена технология синтеза магнитных смазочных наномасел на основе диэфиров карбоновых кислот. Отличительная особенность процесса синтеза заключается в создании на дисперсных частицах защитных полимерных оболочек посредством поликонденсации мономера для повышения коллоидной стабильности наномасел в условиях граничного трения. Приведенные экспериментальные данные убедительно показывают, что смазочные свойства магнитных масел можно существенно улучшить введением в их состав присадок и наполнителей. При некоторых режимах трения магнитные масла показывают даже более высокие трибосвойства, чем традиционные немагнитные масла. Созданные магнитные наномасла с высокими антифрикционными и противоизносными свойствами могут использоваться при смазке магнитных подшипников, магнитожидкостных торцевых уплотнений, зубчатых передач с магнитной системой подачи смазки и т. д.

Ключевые слова: магнитное наномасло, трение, износ, магнитный коллоид, полимерные оболочки, вязкость, смазка.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-30-37

ВВЕДЕНИЕ

Одной из разновидностей магнитных наножидкостей являются магнитные смазочные наномасла, которые перспективны для применения в триботехнических системах [1–4]. Схематично технологии синтеза магнитных наножидкостей и наномасел в основном совпадают. Однако более высокие требования к коллоидной стабильности наномасел в условиях фрикционного контакта стимулируют поиск новых подходов к синтезу защитных оболочек на частицах. Одним из важных физико-механических свойств магнитных наномасел является вязкость, от которой зависят многие технические параметры трибоузлов. Так, например, для гидродинамических магнитожидкостных подшипников от значения коэффициента вязкости магнитных масел зависят такие основные характеристики подшипников, как несущая способность, сила внутреннего трения, толщина смазочного слоя, виброустойчивость, тепло-выделение и др. Регулировать вязкость наномасел на этапе получения также можно посредством изменения размеров и структуры сольватных оболочек.

В литературе описаны способы стабилизации коллоидных систем с помощью полимеров [5]. На практике для создания магнитных коллоидов такой подход используется редко из-за низкой намагниченности готового продукта. В связи с этим для получения коллоидно-стабильных наномасел нами предложено защищать магнитные частицы от агломерации полимерными оболочками, синтезированными в ходе получения наномасел [6].

Таким образом, цель работы заключалась в разработке основ технологии синтеза магнитного смазочного наномасла, в котором магнитные частицы защищены от агломерации полимерными оболочками. При этом магнитные наномасла должны обладать высокими антифрикционными и противоизносными свойствами и быть пригодными для смазки магнитных подшипников, магнитожидкостных торцевых уплотнений, зубчатых передач с магнитной системой подачи смазки и т. д.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ СИНТЕЗА НАНОМАСЕЛ

Наиболее распространенным способом получения магнитных наножидкостей на основе магнетита является метод осаждения солей железа (двух- и трехвалентных) с последующей отмывкой и пептизацией [5, 7]. Однако этот способ имеет ряд существенных недостатков. Осажденный магнетит должен тщательно отмываться от солей, а промывка высокодисперсного осадка усложняет технологический процесс. Длительный контакт между частицами, не защищенными адсорбционными оболочками, в процессе удаления солей ведет к образованию конгломератов и ухудшению коллоидной стабильности магнитной наножидкости.

Для получения магнитных масел на основе диэфиров карбоновой кислоты использован метод синтеза в эмульсии. Сущность его заключается в следующем. В эмульсию, образованную диэфиром, ПАВ-стабилизатором (рицинолевой или другой высшей жирной кислотой) и водой, при перемешивании и температуре 70...90 °С вводятся последовательно аммиак (водн.) и раствор солей железа. На поверхности образующихся частиц магнетита адсорбируется ПАВ-стабилизатор и переводит его (магнетит) в органическую фазу [8]. Затем полученный коллоид декантируют и промывают несколькими порциями дистиллированной воды. Захваченная вода удаляется выпариванием при перемешивании. Для удаления крупных агрегатов из магнитных частиц коллоид загружают в центрифугу и выдерживают в поле центробежных сил при 5 600g в течение 2 ч.

Низкие вязкость и испаряемость полученных магнитных коллоидов, сочетающиеся с удовлетворительной агрегативной устойчивостью, позволяют использовать их в высокоскоростных узлах трения. Вместе с тем из-за малой толщины сорбционных оболочек эти наномасла недостаточно устойчивы в сильных магнитных полях.

Для повышения устойчивости магнитных наномасел в магнитных полях было разработано масло, где в качестве стабилизатора используется олигоэфир ОЭ-3 на основе 12-оксистеариновой кислоты или 12-гидрокси-9-цис-октадеценовой кислоты. Олигоэфир на основе гидроксикарбоновых кислот жирного ряда обеспечивает надежную защиту от агрегирования и седиментации магнитных частиц. Известно, что десорбция жирных кислот с поверхности частиц происходит при температуре 100...110 °С. Олигомеры надежно стабилизируют коллоид до температуры около 200 °С, поэтому магнитные наномасла, в которых они содержатся, могут использоваться в тяжело нагруженных узлах трения.

В мировой практике известны способы стабилизации коллоидных систем с помощью полимеров [9]. Коллоидные дисперсии такого типа устойчивы в магнитных и гравитационных полях. Однако они не получили широкого распространения из-за низкой намагниченности коллоида. Причина кроется в том, что для создания защитных оболочек на частицах применяли полимеры с большой молекулярной массой, при этом адсорбция на поверхности частиц из-за больших размеров молекул пространственно затруднена, что приводит к увеличению содержания полимера (олигомера) в свободном состоянии, росту вязкости коллоида и уменьшению объемной доли магнитных частиц.

Разработана технология получения магнитных наномасел путем синтеза полимерных сольватных оболочек непосредственно на магнитных частицах. Преимущество разработанного способа получения магнитного наномасла состоит в том, что синтез стабилизатора (например, ОЭ-3) ведется непосредственно на магнитных частицах, при этом практически исключается стерический фактор, приводящий к затруднениям при образовании защитных оболочек. Кроме того, изменяя концентрацию мономера и время синтеза сольватных оболочек, можно регулировать вязкость магнитного наномасла в широком пределе в зависимости от триботехнического назначения.

Технологическая схема получения магнитного наномасла следующая. В реактор загружается рассчитанная навеска солей железа и растворяется при температуре $\sim 90\text{ }^{\circ}\text{C}$. В эмульгатор загружаются мономер (гидроксикислота жирного ряда), рассчитанный на образование мономолекулярного насыщенного слоя, диоктиловый эфир себациновой кислоты, дистиллированная вода. Эмульсия нагревается до температуры $70\text{...}80\text{ }^{\circ}\text{C}$. Из мерника при перемешивании вводится аммиак. Соли железа вводятся при перемешивании. Синтез коллоида ведется в течение 5 мин. Полученная эмульсия охлаждается до температуры $30\text{...}40\text{ }^{\circ}\text{C}$, водный раствор соли после разделения сливается на водоочистку. Затем магнитный коллоид промывается несколькими порциями воды. Полученный промежуточный коллоид с намагниченностью насыщения $35\text{...}37\text{ кА/м}$ помещают в трехгорлую колбу, снабженную затвором с мешалкой, ловушкой с обратным холодильником и термометром. В реакционную смесь вводят дополнительное количество мономера и проводят окончательную стабилизацию путем синтеза олигоэфира при перемешивании. Вода, выделяемая в ходе реакции поликонденсации гидроксикислоты, конденсируется в холодильнике и собирается в ловушке.

Концентрация олигоэфира зависит от концентрации магнетита и необходимой вязкости масла. При концентрации магнетита 15 % масс. концентрация олигоэфира составляет не менее 10 % масс., в противном случае резко снижается коллоидная устойчивость из-за неполной защиты всей поверхности частиц. При концентрации магнетита 30 % масс. концентрация олигоэфира составляет 40 % масс., при дальнейшем увеличении резко возрастает вязкость, а масло теряет магнитную подвижность. Температура в реакторе повышается до $140\text{...}180\text{ }^{\circ}\text{C}$ (при температуре $140\text{ }^{\circ}\text{C}$ реакция протекает медленно, при температуре $180\text{ }^{\circ}\text{C}$ постепенно образуются пространственно сшитые полимерные структуры).

После окончания синтеза в реактор подаются диоктилсебацинат (ДОС) и присадки. В качестве дисперсионной среды могут быть использованы диоктилсебацинат (ДОС), дибутилсебацинат (ДБС), диоктилфталат (ДОФ), динонилфталат (ДНФ), диоктиладипинат (ДОА) и др.

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА НАНОМАСЕЛ

Исследования смазочных свойств магнитных наножидкостей при высоких контактных давлениях проводились по схеме трения «шар – плоскость» на установке МТШ-М [9]. Для удержания магнитной наножидкости на дорожке трения использовали постоянные магниты. Магнитная наножидкость собиралась и удерживалась неоднородным полем около полюса магнита, а затем намазывалась на плоскую поверхность в области дорожки трения. Для опытов применяли шаровые образцы диаметром 8 мм и цилиндрические контрообразцы. И те и другие были выполнены из стали ШХ-15.

Триботехнические испытания магнитных наножидкостей при средних давлениях на контакте проводились по схеме трения «диск – торец цилиндра» на установке МТП [9]. Дисковые и цилиндрические образцы изготавливались из разных по твердости магнитных и немагнитных материалов. Необходимое для испытаний количество магнитной наножидкости объемом 1...3 см³ наносилось на диск. Под действием магнитного поля цилиндрического магнита наномасло удерживается в виде половинки тора на дорожке трения.

Исследовалась магнитная смазочная наножидкость, полученная на основе диоктилсебагината (ММ-ДОС).

Магнитная наножидкость ММ-ДОС характеризуется вязкостью, лежащей в диапазоне 0,05...1,5 Па·с, точное значение которой зависит от концентрации магнетита и ПАВ-стабилизатора. В связи с этим наножидкость может применяться для смазывания гидродинамических узлов трения, работающих при высоких и низких скоростях скольжения. Магнитное масло имеет намагниченность насыщения 20...30 кА/м, обладает хорошей коллоидной устойчивостью в градиентных магнитных полях и может длительно сохранять структуру и свойства при температуре до 170 °С. Благодаря низкому давлению насыщенных паров наножидкость можно использовать в условиях пониженного давления газовой окружающей среды. В отличие от многих магнитных масел на силоксановой и углеводородной основе, смазочные свойства диэфирных магнитных масел не хуже, чем у чистых дисперсионных сред. Тем не менее даже такой относительно высокий уровень смазочных свойств оказывается недостаточным в современных условиях, поэтому следует найти присадки и наполнители для повышения смазочных свойств в широком диапазоне условий трения скольжения.

Для улучшения смазочных свойств магнитного наномасла ММ-ДОС в его состав вводили следующие присадки: ТКФ – широко распространенную фосфорсодержащую противоизносную присадку на основе трикрезилфосфата; ЗН2ТЭ – противоизносную хлорсодержащую присадку; РК – рицинолевую кислоту, снижающую трение; МКФ-18 – металлоплакирующую присадку, содержащую атомарную медь (может стимулировать избирательный перенос при трении).

Присадки, снижающие трение и износ, эффективны лишь в определенном диапазоне значений параметров трения, таких как скорость скольжения, давление на контакте и температура. Наполнители на основе мелкодисперсных пластичных металлов работоспособны в более широком диапазоне, но имеют весьма низкую коллоидную устойчивость, а также могут значительно увеличить вязкость магнитных масел. С учетом этого был разработан наполнитель на основе мелкодисперсной меди.

В табл. 1 представлены значения коэффициента трения f и интенсивности линейного изнашивания I_h пары трения, полученные при скорости скольжения 0,25 м/с и давлении на контакте 4,24 МПа, окружающая температура – комнатная. Материалы трения указаны в таблице.

В табл. 2 приведены данные, показывающие свойства наномасел (коэффициент трения f и диаметр пятна износа d) при высоких контактных давлениях. Начальное давление на контакте составляло 1,25 ГПа, скорость скольжения была постоянной – 0,32 м/с. Испытания проводились при комнатной температуре. В силу конструктивных особенностей трибометров температура на фрикционном контакте незначительно отличалась от окружающей температуры.

Таблица 1. Триботехнические свойства модифицированных магнитных масел при средних давлениях

Смазочный материал	f	$I_h \cdot 10^9$	Материалы пары трения
ДОС	0,07	1,2	Сталь 20 – бронза ОЦС-4-4-2,5
ДОС + 5 % масс. ЗН2ТЭ	0,12	1,2	То же
ДОС + 5 % масс. РК	0,07	1,5	То же
ДОС + 1 % масс. МКФ-18	0,07	0,5	То же
3 % масс. медного наполнителя	0,08	0,7	То же
ММ-ДОС	0,11	2,7	То же
ММ-ДОС + 10 % масс. ТКФ	0,07	1,3	То же
ММ-ДОС + 1 % масс. МКФ-18	0,1	2,6	То же
ММ-ДОС + 3 % масс. медного наполнителя	0,11	2,1	То же
ТАД-17	0,08	0,4	То же
ДОС	0,02	1,7	Сталь У9А – хромовое покрытие
ММ-ДОС	0,08	0,9	То же
ММ-ДОС +10 % масс. ЗН2ТЭ	0,05	1,8	То же
ММ-ДОС	0,09	0,2	Корунд – корунд

Таблица 2. Триботехнические свойства модифицированных магнитных масел при высоких контактных давлениях

Смазочный материал	d , мм	f
ДОС	0,4	0,17
ММ-ДОС	0,38	0,17
ММ-ДОС +3 % масс. медного наполнителя	0,3	0,1
ТАД-17	0,35	0,15

Результаты исследований при умеренных контактных давлениях (см. табл. 1) подтвердили хорошие смазочные свойства основы магнитного масла – диоктилсебагината. Только присадка МКФ-18 и медный наполнитель несколько улучшили противоизносные свойства диоктилсебагината.

Введение в магнитное масло на основе ДОС присадок также позволило улучшить противоизносные свойства, но все же они оказались хуже, чем у классического трансмиссионного масла ТАД-17. По антифрикционным свойствам магнитные масла несколько уступают традиционным немагнитным. Наиболее существенный эффект получен от применения присадки ТКФ, которую и следует рекомендовать для практического использования. Общим недостатком всех присадок

является то, что их оптимальное для трения содержание должно быть значительным, а это может ухудшить реологические свойства масла.

Металлоплакирующие свойства медного наполнителя при умеренном давлении проявились слабо, наличия регулярной медной пленки на поверхностях трения не наблюдалось. По-видимому, сольватный слой, образованный молекулами поверхностно-активного вещества ЗН2ТЭ на поверхности медных частиц, не позволяет им создавать сильные металлические связи с поверхностью трения и тем самым модифицировать поверхность для изменения фрикционного взаимодействия. Небольшое изменение трения, происходящее после введения в состав магнитного и немагнитного масла медного наполнителя, объясняется влиянием молекул ЗН2ТЭ, которые образуются в результате десорбции с поверхности меди и повторно адсорбируются на трущихся поверхностях.

Ранее нами было показано, что повышенный износ трущихся поверхностей при смазывании магнитным маслом обусловлен слабым абразивным действием магнитных дисперсных частиц и их агрегатов. Из этого можно сделать важный вывод, которым следует руководствоваться при выборе материалов пар трения. Сущность его сводится к тому, что твердость материалов (поверхностей) трения должна по крайней мере в 1,5...1,7 раза превышать твердость материала дисперсного наполнителя. Для дисперсных частиц из магнетита микротвердость поверхностей трения должна превышать 7 ГПа. Справедливость данного утверждения подтверждают данные табл. 1, из которой следует, что скорость изнашивания поверхностей из α -оксида алюминия на порядок ниже, чем из бронзы. Сила трения от материалов контактирующих поверхностей зависит не так существенно, как от состава смазочной среды.

Приведенные в табл. 2 триботехнические данные получены при высоких контактных давлениях, характерных, например, для зубчатых передач. В этих условиях медный дисперсный наполнитель зарекомендовал себя положительно. Не только интенсивность изнашивания, но и сила трения существенно снизилась. Микротвердость поверхностей трения, выполненных из стали ШХ-15, превышает 8 ГПа, поэтому изнашивание объясняется в основном усталостным и адгезионным разрушением поверхностей, находящихся в контакте.

После введения наполнителя триботехнические свойства магнитного масла стали ощутимо превышать свойства трансмиссионного масла ТАД-17.

Наличие в магнитном масле наполнителя приводит к повышению вязкости масла на 20...30 % в зависимости от исходной вязкости (по сути – в основном от содержания магнетита), но при режиме граничного трения это не столь важно. Повышение вязкости масла лишь несколько затрудняет его регенерацию в зоне трения под влиянием магнитостатических сил.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Приведенные экспериментальные данные убедительно показывают, что смазочные свойства магнитных масел можно существенно улучшить введением в их состав присадок и наполнителей. При некоторых режимах трения магнитные масла показывают даже более высокие трибосвойства, чем традиционные немагнитные.

Таким образом, предложена технология получения магнитных масел путем синтеза полимерных сольватных оболочек непосредственно на магнитных частицах. Описанный способ позволяет изменять вязкость синтезированного магнитного наномасла с намагниченностью насыщения 25...35 кА/м в диапазоне 0,06...0,6 Па·с. Наномасла устойчивы в неоднородных магнитных полях с градиентом $\leq 5 \cdot 10^7$ А/м² и в условиях граничного трения.

Разработанные магнитные наномасла, содержащие антифрикционные и противоизносные присадки, могут быть успешно применены для смазки магнитных подшипников, магнитожидкостных торцевых уплотнений, зубчатых передач с магнитной системой подачи смазки и в других подобных устройствах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Болотов А.Н., Новикова О.О., Новиков В.В. Магнитные силоксановые наножидкости, адаптированные для условий граничного трения // *Физико-химические аспекты изучения кластеров, наноструктур и наноматериалов*. 2020. № 12. С. 546–556.
2. Qiu H.Z., Yan H., Zhang P., Liu Q., Tang L. Friction properties of carbonyl iron-based magnetorheological fluid // *Tribology*. 2009. V. 29. № 1. P. 61–67.
3. Uhlmann E., Spur G., Bayat N., Patzwald R. Application of magnetic fluids in tribotechnical systems // *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2002. V. 252. P. 336–340.
4. Chen S.F., Zheng M.H., Wang Z.L., Wang Y.B. Research on anti-wear property of synthetic oil-based polymeric α -olefin nano Fe_3O_4 ferrofluids // *Acta Armamentarii*. 2009. V. 30. № 4. P. 457–460.
5. Неппер Д. Стабилизация коллоидных дисперсий полимерами. М.: Мир. 1986. 487 с.
6. Патент РФ 2016055. *Магнитное масло и способ его получения* / Болотов А.Н., Сазонтов К.К., Хренов В.Л. Заявл. 01.07.1991. Опубл. 15.07.1994. Бюл. № 13.
7. Байбуртский Ф.С. Магнитные жидкости: способы получения и области применения. URL: <http://magneticliquid.narod.ru/autoritv/008.htm> (дата обращения: 03.01.2022).
8. Бибик Е.Е., Грибанов Н.М. Условия перехода магнетита из водной суспензии в углеводород // *Сборник тезисов докладов 5-й Всесоюзной конференции по магнитным жидкостям*. 1985. Т. 1. С. 4–6.
9. Болотов А.Н., Новикова О.О., Новиков В.В. Исследование триботехнических свойств наноструктурных магнитных смазочных масел с различными дисперсионными средами // *Трение и износ*. 2017. Т. 38. № 2. С. 107–113.

Для цитирования: Болотов А.Н., Бурдо Г.Б. Магнитные нанодисперсные смазочные масла, стабилизированные полимерами // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 2 (14). С. 30–37.

MAGNETIC NANODISPERSIVE LUBRICANT OILS STABILIZED WITH POLYMERS

A.N. BOLOTOV, Dr. Sc., G.B. BURDO, Dr. Sc.

Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: gbtms@yandex.ru

The technology of synthesis of magnetic lubricating oils based on carboxylic acid diesters is considered. A distinctive feature of the synthesis process is the creation of protective polymer shells on dispersed particles by means of monomer polycondensation to increase the colloidal stability of nano oils under boundary friction conditions. The experimental data presented convincingly show that the lubricating properties of magnetic oils can be significantly improved by introducing additives and fillers into their composition.

*Вестник Тверского государственного технического университета.
Серия «Технические науки». № 2 (14), 2022*

In some friction modes, magnetic oils show even higher tribo-properties than traditional non-magnetic oils. The created magnetic nano oil with high anti-friction and anti-wear properties can be used to lubricate magnetic bearings, magnetic-liquid mechanical seals, gears with a magnetic lubrication system, etc.

Keywords: magnetic nano oil, friction, wear, magnetic colloid, polymer shells, viscosity, lubrication.

REFERENCES

1. Bolotov A.N., Novikova O.O., Novikov V.V. Magnetic siloxane nanofluids adapted for boundary friction conditions. *Fiziko-himicheskie aspekty izucheniya klasterov, nanostruktur i nanomaterialov*. 2020. No. 12, pp. 546–556. (In Russian).
2. Qiu H.Z., Yan H., Zhang P., Liu Q., Tang L. Friction properties of carbonyl iron-based magnetorheological fluid. *Tribology*. 2009. V. 29. No. 1, pp. 61–67.
3. Uhlmann E., Spur G., Bayat N., Patzwald R. Application of magnetic fluids in tribotechnical systems. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2002. V. 252, pp. 336–340.
4. Chen S.F., Zheng M.H., Wang Z.L., Wang Y.B. Research on anti-wear property of synthetic oil-based polymeric α -olefin nano Fe_3O_4 ferrofluids. *Acta Armamentarii*. 2009. V. 30. No. 4, pp. 457–460.
5. Nepper D. Stabilizaciya kolloidnyh dispersij polimerami [Stabilization of colloidal dispersions by polymers]. Moscow: Mir. 1986. 487 p.
6. Patent RF 2016055 *Magnitnoe maslo i sposob ego polucheniya* [Magnetic oil and method of its production]. Bolotov A.N., Sazontov K.K., Hrenov V.L. Declared 01.07.1991. Published 15.07.1994. Bulletin No. 13.
7. Bajburtskij F.S. Magnitnye zhidkosti: sposoby polucheniya i oblasti primeneniya. URL: <http://mainetiquid.narod.ru/autoritv/008.htm> (date of access: 03.01.2022). (In Russian).
8. Bibik E.E., Griбанov N.M. Conditions for the transition of magnetite from an aqueous suspension to a hydrocarbon. *Collection of abstracts of the 5th All-Union Conference on Magnetic Fluids*. 1985. V. 1, pp 4–6. (In Russian).
9. Bolotov A.N., Novikova O.O., Novikov V.V. Investigation of tribological properties of nanostructured magnetic lubricating oils with various dispersion media. *Trenie i iznos*. 2017. V. 38. No. 2, pp. 107–113. (In Russian).

Поступила в редакцию/received: 12.03.2022; после рецензирования/revised: 22.03.2022;
принята/accepted: 31.03.2022

О ХАРАКТЕРИСТИКАХ ИЗНАШИВАНИЯ СТАЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, УПРОЧНЕННЫХ ЛАЗЕРНЫМ ИЗЛУЧЕНИЕМ

В.В. ИЗМАЙЛОВ, д-р техн. наук, Л.Е. АФАНАСЬЕВА, канд. физ.-мат. наук,
М.В. НОВОСЕЛОВА, канд. техн. наук

Тверской государственной технической университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: iz2v2@mail.ru

© Измайлов В.В., Афанасьева Л.Е., Новоселова М.В., 2022

Представлены результаты исследований характеристик износостойкости стальных образцов, упрочненных лазерной закалкой с помощью непрерывного излучения многоканального (48 лучей) CO₂-лазера, в условиях абразивного изнашивания. Показано, что градиент механических свойств по глубине, являющийся особенностью лазерного воздействия на материал, приводит к увеличению скорости изнашивания в процессе трения. Это обстоятельство необходимо учитывать при экспериментальном определении характеристик износостойкости материалов трущихся пар. Отмечено, что известное уравнение изнашивания Хольма – Арчарда применимо и в случае изнашивания деталей с градиентом твердости по глубине. Получена формула для расчета коэффициента изнашивания в подобных условиях. На основании установленных теоретических зависимостей экспериментально определены характеристики износостойкости образцов сталей марок Р6М5 и 30ХГСА после лазерного поверхностного упрочнения: коэффициент изнашивания и удельная энергия разрушения материала при изнашивании. Показано, что лазерное воздействие снижает коэффициент трения и повышает износостойкость поверхностей образцов из быстрорежущей стали на 20...30 %.

Ключевые слова: лазерная закалка, конструкционная сталь, быстрорежущая сталь, коэффициент изнашивания, удельная энергия разрушения материала при изнашивании.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-38-46

ВВЕДЕНИЕ

Количественные характеристики процессов изнашивания поверхностей деталей машин и механизмов необходимы для прогнозирования долговечности различных технических устройств, обеспечения их надежной и эффективной работы. Теоретическое описание процессов изнашивания затруднено вероятностным характером этих процессов и многообразием механизмов образования частиц износа в процессе контактного взаимодействия поверхностей. Наиболее распространенными, по-видимому, являются абразивный, усталостный и адгезионный механизмы (виды) изнашивания. К этим и некоторым другим видам изнашивания применима так называемая формула Хольма – Арчарда [1–3]:

$$I_V = k \frac{N}{H}, \quad (1)$$

где I_V – объемная интенсивность изнашивания, $I_V = V/L$ (V – объем изношенного материала; L – путь трения); N – нормальная нагрузка на контакт; H – твердость

(микротвердость) поверхностных слоев материала трущихся тел, в которых происходит разрушение в результате фрикционного взаимодействия.

Очевидно, что величина N характеризует внешнее воздействие на фрикционный контакт и зависит в основном от конструкции и назначения узла трения. Микротвердость выступает интегральной характеристикой прочностных свойств материала трущихся деталей и в значительной мере определяет такие важные характеристики контакта, как фактическое контактное давление и, следовательно, фактическая площадь контакта, на которой и происходит непосредственное фрикционное взаимодействие контактирующих поверхностей. Все остальные характерные особенности данного механизма изнашивания находят отражение в величине коэффициента изнашивания k . Например, при абразивном механизме изнашивания величина k зависит от формы и размеров абразивных частиц или шероховатости более твердой поверхности, при усталостном механизме – от параметров усталостной прочности материала, при адгезионном – от энергии когезии и адгезии и кристаллографических параметров материалов [2, 3]. Собственно, коэффициент изнашивания k и характеризует износостойкость того или иного материала [1, 3]. При этом основной способ его определения – экспериментальный.

Как следует из уравнения (1), увеличение микротвердости поверхностных слоев материалов контактирующих деталей повышает их износостойкость. Одним из способов повышения микротвердости поверхностных слоев является лазерное поверхностное упрочнение.

Целью настоящей работы является проведение сравнительного анализа параметров, характеризующих износостойкость стальных поверхностей, упрочненных лазерным излучением при различных энергетических режимах.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ

Из формулы (1) следует расчетная зависимость для определения коэффициента изнашивания по результатам эксперимента:

$$k = \frac{hA_nH}{NL}, \quad (2)$$

где h – глубина изношенного слоя; A_n – номинальная площадь контакта. При этом микротвердость H обычно считается постоянной величиной, не зависящей от глубины индентирования. Последнее не всегда справедливо. Пример зависимости микротвердости от глубины внедрения алмазной пирамиды по методу Виккерса приведен на рис. 1. Представленную зависимость можно аппроксимировать выражением вида

$$H(h) = H_0 e^{-\alpha h}, \quad (3)$$

где $H_0 \approx 37\,200$ МПа; $\alpha \approx -0,52$ мкм⁻¹.

Из уравнений (1) и (3) можно получить выражение для скорости изнашивания в виде

$$\frac{dh}{dt} = \frac{kNv}{A_nH_0} e^{\alpha h}, \quad (4)$$

где v – скорость относительного скольжения трущихся поверхностей. Из уравнения (4) видно, что в процессе изнашивания скорость данного процесса увеличивается по

экспоненте, что связано с уменьшением твердости материала. Поскольку уравнение (4) есть не что иное, как дифференциальное уравнение с разделяющимися переменными, его решением будет зависимость величины линейного износа от времени t или пути трения L , поскольку $L = vt$:

$$h = -\frac{1}{\alpha} \ln \left(1 - \frac{\alpha k N L}{A_n H_0} \right). \quad (5)$$

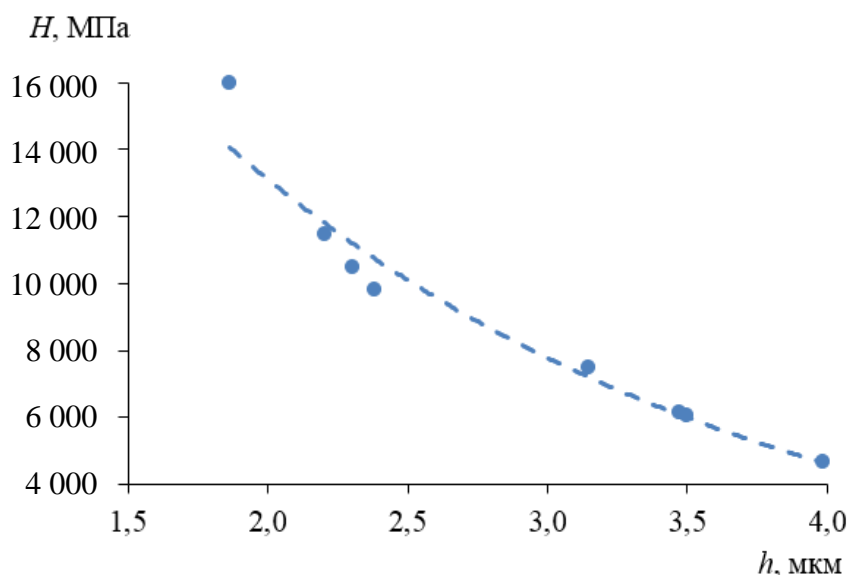


Рис. 1. Зависимость микротвердости стали Р6М5 после лазерной закалки от глубины внедрения индентора

Характерный вид зависимости величины линейного износа h от пути трения L , соответствующий уравнению (5), приведен на рис. 2. При расчетах приняты значения параметров, типичные для описываемых в данной статье экспериментов: $\alpha = 0,52 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$; $k = 1,7 \cdot 10^5$; $A_n = 0,66 \text{ мм}^2$; $H_0 = 37\,000 \text{ МПа}$; $N = 0,5 \text{ Н}$.

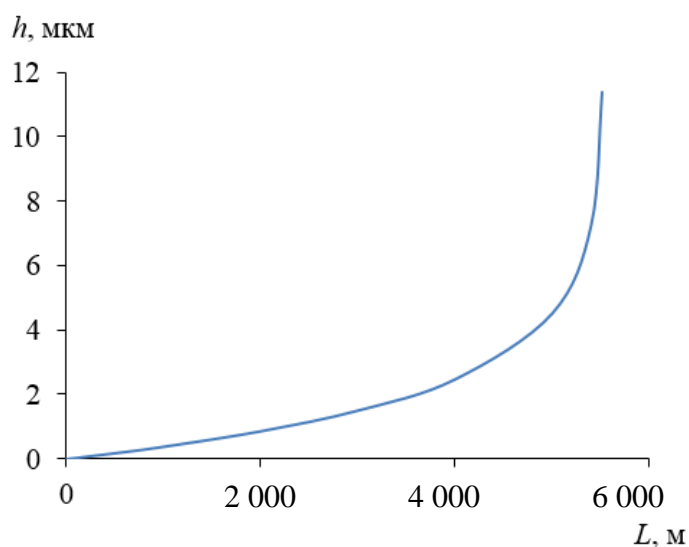


Рис. 2. Пример зависимости величины линейного износа от пути трения

Из уравнения (5) легко получить выражение для расчета коэффициента изнашивания k на основе экспериментальных данных:

$$k = \frac{A_n H_0}{\alpha N L} (1 - e^{-\alpha h}). \quad (6)$$

В случае постоянной по глубине твердости ($\alpha \rightarrow 0$) расчетная формула для величины k приобретает вид, непосредственно вытекающий из уравнения (1):

$$k \approx \frac{A_n h H}{N L}. \quad (7)$$

ОБРАЗЦЫ И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Проведены исследования износостойкости образцов из сталей Р6М5 и 30ХГСА после лазерной закалки с оплавлением поверхности.

Заготовки из конструкционной стали 30ХГСА предварительно подвергали объемной закалке с температурой нагрева 880 °С, охлаждению в масле и отпуску при температуре 200 °С с охлаждением на воздухе. Лазерную закалку выполняли посредством непрерывного излучения многоканального (48 лучей) СО₂-лазера на комплексе модели ЦЛТ-Ю-5 на различных режимах (таблица). Характеристикой энергетического воздействия лазерного излучения служит параметр $w = W/(D \cdot v_{л})$ – плотность энергии лазерного излучения, где W – мощность лазерного излучения; D – диаметр лазерного пучка; $v_{л}$ – скорость движения лазерного луча по обрабатываемой поверхности. Параметр $\tau = D/v_{л}$ характеризует время экспозиции при лазерной закалке.

Параметры лазерной закалки стальных образцов

Марка стали	W , кВт	$v_{л}$, мм/с	D , мм	w , Дж/мм ²	τ , с
30ХГСА	3,2	30	6	17,8	0,20
	2,2	10	6	36,7	0,60
Р6М5	2,4	25	6	16,0	0,24
	2,0	15	6	22,2	0,40
	2,4	15	6	26,7	0,40

Заготовки из быстрорежущей стали марки Р6М5 после объемной закалки и трехкратного отпуска при температуре 560 °С обрабатывались непрерывным лазерным излучением на автоматизированном лазерном комплексе АЛТКУ-3 на различных режимах (см. таблицу).

Анализ макро- и микроструктуры, измерение микротвердости исследованных стальных образцов в зоне упрочнения выполняли по поперечным металлографическим шлифам [4, 5]. Глубина упрочненного слоя образцов составила 0,5...1 мм.

Твердость стальных образцов определяли вдавливанием алмазного индентора в виде пирамиды или конуса. Нагрузка на индентор создавалась гириями (в первом случае массой 150 и 200 г, во втором – 2 и 3 кг). Величину твердости H определяли как отношение нормальной нагрузки на индентор к площади отпечатка [6]. Глубина внедрения инденторов оставляла в первом случае не более 4 мкм (микротвердость), во втором – не более 50 мкм (мезотвердость).

Испытание на изнашивание стальных образцов проводили о закрепленный абразив по схеме «шар – плоскость». В качестве контробразца использовали сферический наконечник с алмазным напылением (размер алмазного зерна – 50...100 мкм). К контакту прикладывали нормальную нагрузку $N = 0,49$ Н. Тангенциальные возвратно-поступательные перемещения контробразца перпендикулярно дорожке лазерного упрочнения осуществлялись электромеханическим приводом с питанием от генератора импульсов с частотой 20 Гц. Образцы подвергались испытанию в течение 5,5...10 ч, путь трения составил 4 750...8 600 м. После испытаний записывали профилограммы канавки изнашивания, по которым определяли ее геометрические размеры для расчета объемной интенсивности изнашивания $I_V = V/L$, где V – объемный износ (объем удаленного материала).

Глубина канавки изнашивания составляла порядка 16...32 мкм, на этом уровне коэффициент α в формуле (3) достаточно мал ($\alpha \approx 0,024$), поэтому коэффициент изнашивания k рассчитывали по формуле (7) с использованием среднего значения мезотвердости.

Кроме коэффициента изнашивания k , в качестве характеристики износостойкости рассчитывали удельную работу разрушения материала при изнашивании:

$$A = f \cdot N \cdot L / V = f \cdot N / I_V,$$

где f – коэффициент трения.

Для определения коэффициента трения f стальных образцов был использован микротрибометр [7]. Измерения проводились по схеме «шар – плоскость», плоский образец был изготовлен из исследуемого материала, сферический контрообразец – из стали ШХ15.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Фрикционные характеристики образцов из быстрорежущей стали Р6М5 представлены на рис. 3 в зависимости от плотности энергии лазерного излучения. Величина коэффициента трения типична для условий граничного трения без специальных методов очистки трущихся поверхностей. Лазерная обработка снижает коэффициент трения примерно на 20...30 % (рис. 3а).

Сравнение графиков рис. 3б и 3г показывает, что удельная работа разрушения материала при изнашивании адекватно характеризует износостойкость материала: чем выше величина удельной работы разрушения, тем меньше объемная интенсивность изнашивания (выше износостойкость). Величина коэффициента изнашивания k

(рис. 3в) для стали Р6М5 несколько ниже типичных значений для инструментальных сталей [1].

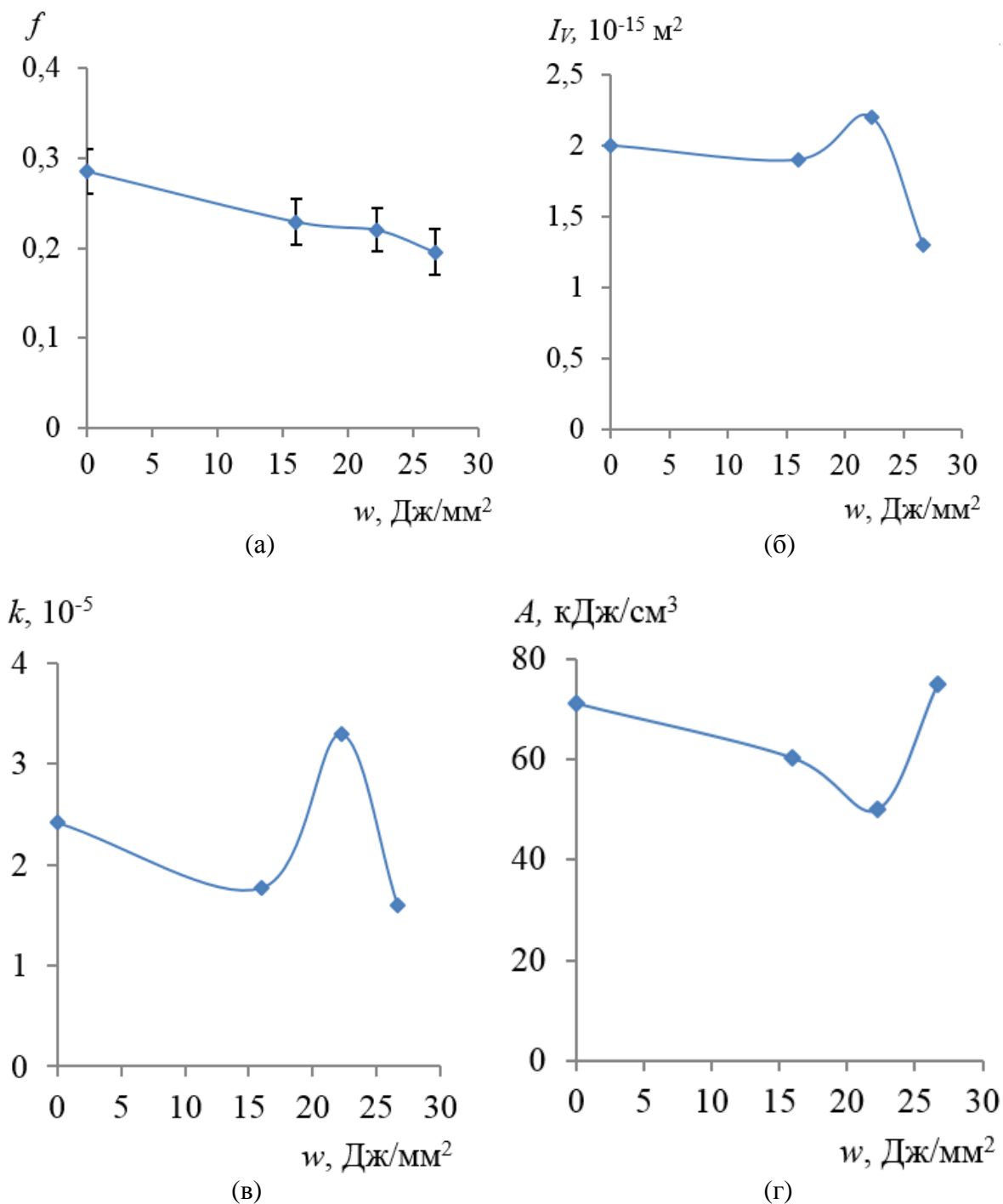


Рис. 3. Характеристики износостойкости образцов из стали Р6М5 в зависимости от плотности энергии лазерного излучения: коэффициент трения (а); объемная интенсивность изнашивания (б); коэффициент изнашивания (в); удельная работа разрушения при изнашивании (г)

Некоторые фрикционные характеристики стали 30ХГСА приведены на рис. 4. Износостойкость стали данной марки несколько меньше, чем инструментальной быстрорежущей стали Р6М5. Лазерное воздействие повышает износостойкость стали данной марки примерно на 20...30 %. Величина коэффициента изнашивания k практически не зависит от плотности энергии лазерного воздействия и несколько выше характерного значения для легированных сталей [1].

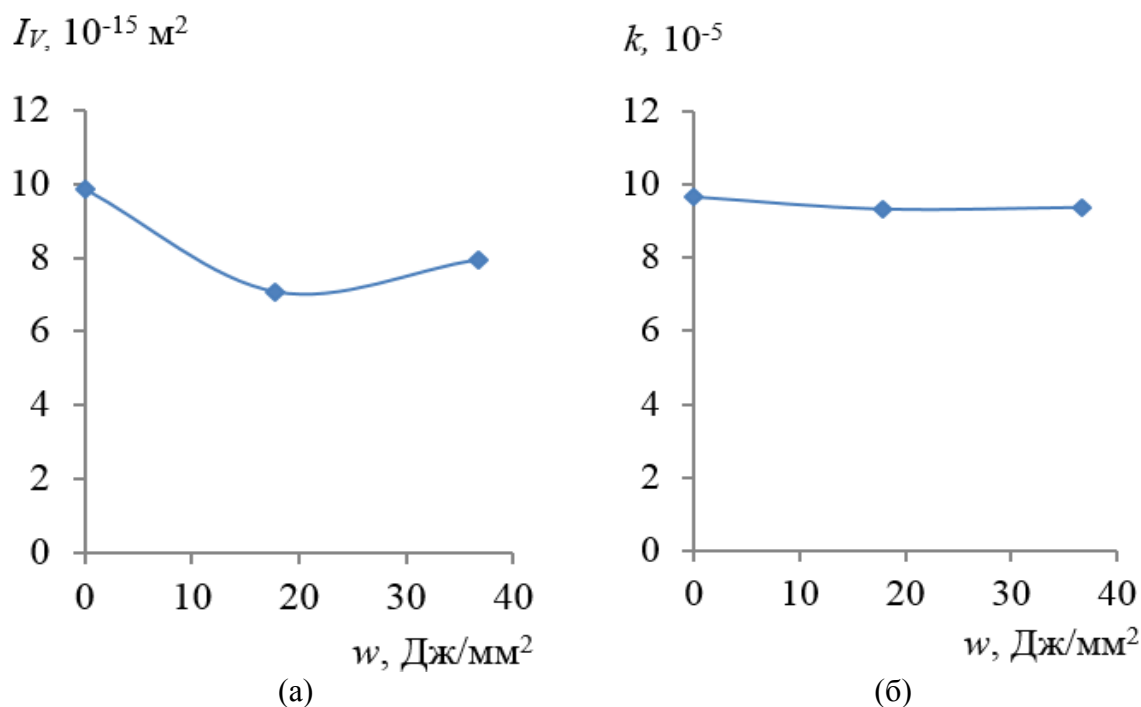


Рис. 4. Характеристики износостойкости образцов из стали 30ХГСА в зависимости от плотности энергии лазерного излучения: объемная интенсивность изнашивания (а); коэффициент изнашивания (б)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Термообработка деталей машин и механизмов широко применяется для получения поверхностей с необходимыми эксплуатационными свойствами, в том числе триботехническими. К числу подобных технологических процессов относится лазерное поверхностное упрочнение. Особенности лазерного воздействия на материал обрабатываемой поверхности часто создают значительный градиент механических свойств по глубине. Как показано в статье, это приводит к увеличению скорости изнашивания в процессе трения. Данное обстоятельство необходимо учитывать при экспериментальном определении характеристик износостойкости материалов трущихся пар. Показано, что известное уравнение изнашивания Хольма – Арчарда применимо и в случае изнашивания деталей с градиентом твердости по глубине. Получена формула для расчета коэффициента изнашивания в подобных условиях.

По имеющимся теоретическим зависимостям экспериментальным путем определены характеристики износостойкости образцов из двух марок сталей после лазерного поверхностного упрочнения: коэффициент изнашивания и удельная энергия разрушения материала при изнашивании. Продемонстрировано, что лазерное

воздействие снижает коэффициент трения и повышает износостойкость поверхностей образцов из быстрорежущей стали на 20...30 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мышкин Н.К., Петроковец М.И. Трение, смазка, износ. М.: Физматлит. 2007. 368 с.
2. Stolarsky T.A. Tribology in Machine Design. Oxford e.a.: Butterworth-Heinemann. 1990. 300 p.
3. Williams J. Engineering Tribology. Cambridge e.a.: Cambridge University Press. 2005. 488 p.
4. Афанасьева Л.Е., Новоселова М.В., Барабонова И.А., Раткевич Г.В. Влияние лазерной закалки на микроструктуру и абразивную износостойкость стали 30ХГСА // *Металлы*. 2020. № 1. С. 54–58.
5. Афанасьева Л.Е. Формирование структуры и свойств быстрорежущей стали при лазерном упрочнении // *Вестник ТвГУ. Серия «Физика»*. 2015. № 1. С. 5–20.
6. ГОСТ Р 8.748-2011 (ISO 14577-1:2002). Металлы и сплавы. Измерение твердости и других характеристик материалов при инструментальном индентировании. Часть 1. Метод испытаний. М.: Стандартинформ. 2013. 24 с.
7. Патент РФ 2150688. *Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала* / Измайлов В.В., Гусев А.Ф., Нестерова И.Н., Иванова А.А.; Заявл. 25.12.1998. Оpubл. 10.06.2000. Бюл. № 16.

Для цитирования: Измайлов В.В., Афанасьева Л.Е., Новоселова М.В. О характеристиках изнашивания стальных поверхностей, упрочненных лазерным излучением // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 2 (14). С. 38–46.

ON WEAR CHARACTERISTICS OF STEEL SURFACES HARDENED BY LASER RADIATION

V.V. IZMAILOV, Dr. Sc., L.E. AFANASIEVA, Cand. Sc.,
M.V. NOVOSELOVA, Cand. Sc.

Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: iz2v2@mail.ru

The results of studies of the characteristics of abrasive wear resistance of steel specimens hardened by laser hardening in the course of continuous radiation from a multichannel CO₂ laser are presented. It is shown that the gradient of mechanical properties in depth, which is the result of laser action on the material, can lead to an increase in the wear rate during friction. This circumstance has to be taken into account in the experimental determination of the wear resistance characteristics of materials in rubbing pairs. It is shown that the well-known Holm – Archard wear equation is also applicable in the case of wear of parts with a hardness gradient in depth. A formula is obtained for calculating the wear coefficient in such conditions. Based on the obtained theoretical dependences, the wear resistance characteristics of specimens made of two grades of steel (R6M5 and 30KhGSA) after laser surface hardening were experimentally determined: the wear coefficient and the specific energy of destruction of the material during wear. It is shown that laser action reduces

the coefficient of friction and increases the wear resistance of specimen surfaces made of high-speed steel by 20...30 %.

Keywords: laser hardening; constructional steel; high speed steel, abrasive wear resistance, wear coefficient.

REFERENCES

1. Myshkin N.K., Petrokovets M.I. *Treniye, smazka, iznos* [Friction, lubrication, wear]. Moscow: Fizmatlit. 2007. 368 p.
2. Stolarsky T.A. *Tribology in Machine Design*. Oxford e.a.: Butterworth-Heineman. 1990. 300 p.
3. Williams J. *Engineering Tribology*. Cambridge e.a.: Cambridge University Press. 2005. 488 p.
4. Afanas'eva L.E., Novoselova M.V., Barabonova I.A., Ratkevich G.V. Influence of laser hardening on the microstructure and abrasive wear resistance of 30KhGSA steel. *Metally*. 2020. No. 1, pp. 54–58. (In Russian).
5. Afanas'eva L.E. Formation of the structure and properties of high-speed steel during laser hardening. *Vestnik TvGU. Seriya «Fizika»*. 2015. No. 1, pp. 5–20. (In Russian).
6. GOST R 8.748-2011 (ISO 14577-1:2002). *Metally i splavy. Izmereniye tverdosti i drugikh kharakteristik materialov pri instrumentalnom indentirovanii. Chast 1. Metod ispytaniy*. [Metals and alloys. Measurement of hardness and other characteristics of materials during instrumental indentation. Part 1. Test method]. Moscow: Standartinform. 2013. 24 p. (In Russian).
7. Patent RF 2150688. *Sposob opredeleniya koeffitsiyenta treniya pokoya poverkhnostnykh sloyev materiala* [Method of determining the coefficient of friction at rest of the surface layers of the material]. Izmailov V.V., Gusev A.F., Nesterova I.N., Ivanova A.A. Declared 25.12.1998. Published 10.06.2000. Bulletin No. 16.

Поступила в редакцию/received: 06.03.2022; после рецензирования/revised: 22.03.2022;
принята/accepted: 31.03.2022

ТРАНСПОРТНОЕ, ГОРНОЕ И СТРОИТЕЛЬНОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.928.26

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЖЕЛОБООБРАЗНОЙ ВАЛКОВОЙ СОРТИРОВКИ С ПОДВИЖНЫМИ ФАРТУКАМИ

А.В. КОНДРАТЬЕВ, д-р техн. наук, С.М. КОЧКАНЯН, канд. техн. наук,
Т.И. ЛЫСЕНКО, ст. преподаватель

Тверской государственный технический университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: avkondr@ya.ru

© Кондратьев А.В., Кочканян С.М., Лысенко Т.И., 2022

Представлены результаты исследований влияния конструктивных, кинематических и технологических параметров на эффективность и время процесса грохочения гравия на валковой желобообразной сортировке с подвижными фартуками. Получены зависимости эффективности и времени процесса просеивания гравия от углов наклона желобообразной поверхности сита, частоты вращения валов с дисками, скорости движения фартуков и шага их расстановки. Выполнено многофакторное планирование эксперимента и определены рациональные параметры желобообразной валковой сортировки, обеспечивающие высокую результативность процесса грохочения каменных материалов.

Ключевые слова: желобообразная валковая сортировка, факторы, подвижные фартуки, продольный и поперечный углы наклона сита, частота вращения валов с дисками, скорость движения фартуков, подача материала, эффективность и время грохочения, гравий.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-47-56

ВВЕДЕНИЕ

Одной из основных операций в технологии добычи и переработки нерудных строительных материалов является разделение каменного материала на классы по крупности. Процессы фракционирования гравия и щебня в основном осуществляются на вибрационных и барабанных сортировках, исследования по модернизации которых продолжаются и по сей день [1–3]. С этой же целью проводятся изыскания по созданию новых конструкций разделительных устройств, в частности валковых грохотов, обеспечивающих более высокую производительность, а также эффективность классификации материала [4, 5].

Одним из вариантов подобных устройств является желобообразная валковая сортировка с подвижными фартуками [6–9]. Исследования были направлены на определение ее рациональных параметров на основе высокой результативности процесса фракционирования каменного материала. В экспериментальных исследованиях решались две задачи:

проведение однофакторных исследований на экспериментальном стенде желобообразной валковой сортировки с целью выявления самых значимых факторов,

оказывающих наиболее существенное влияние на результативность процесса грохочения каменных материалов;

многофакторное планирование экспериментальных исследований по определению рациональных параметров разделительного устройства с подвижными фартуками.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Конструктивная схема экспериментального стенда желобообразной сортировки с подвижными фартуками представлена на рис. 1. Разделительное устройство состоит из ряда параллельных валов 1 с закрепленными на них в шахматном порядке многогранными дисками 2. Валы с дисками образуют желобообразную поверхность сита. Над дисками вдоль валов установлены подвижные фартуки 3. К нижнему валу примыкает боковая вертикальная стенка 4. Нижняя часть стенки выполнена в виде гребенки, зубья которой расположены в промежутках между дисками. Валы установлены с наклоном к горизонту под углом γ в сторону движения материала.

Устройство работает следующим образом. С торца желоба на вращающиеся диски подается исходный материал, который подхватывается подвижными фартуками и транспортируется вдоль валов желобообразной поверхности в сторону выгрузки. Одновременно вращающимися дисками зерна материала постоянно поднимаются вверх и скатываются вниз по стороне желоба, распределяясь по поверхности сита и обеспечивая тем самым беспрепятственное просеивание мелкой фракции между дисками. При этом боковая вертикальная стенка останавливает скатывающийся материал, который транспортируется фартуками в сторону разгрузки. Частицы материала верхнего класса выгружаются с устройства в конце желоба.

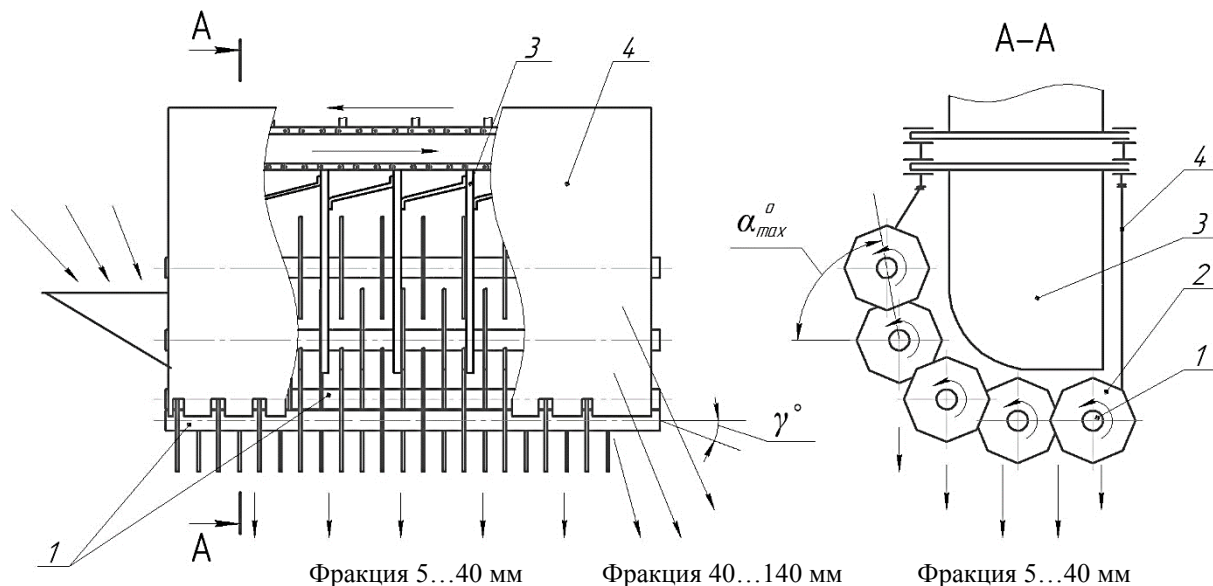


Рис. 1. Схема желобообразной сортировки с подвижными фартуками

Техническая характеристика стендового оборудования:

количество валов 5; длина вала 600 мм; диаметр вала 50 мм; расстояние между осями соседних валов 240 мм; форма дисков восьмигранная; диаметр дисков 340 мм; толщина дисков 8 мм; промежуток между соседними дисками вала 40 мм; ширина просеивающей поверхности 900 мм. Продольный угол наклона желоба (угол наклона

валов) по ходу движения материала $\gamma = 0^\circ \dots -8^\circ$; поперечный угол установки верхнего вала по отношению к предыдущему (наибольшая крутизна поверхности желоба) $\alpha_{\max} = 55^\circ \dots 70^\circ$; шаг расстановки фартуков – 150 и 300 мм; частота вращения валов с дисками $n = 70 \dots 141$ об/мин; скорость движения фартуков $v_f = 0,2 \dots 0,7$ м/с. Исходный материал для просеивания состоял из зерен гравия нижнего класса на 60 % (5...40 мм) и верхнего класса на 40 % (40...140 мм). Подача гравийной смеси q на валковое сито изменялась в интервале 90...630 кг/мин. Материал подавался на грохот с ленточного транспортера со следующими техническими характеристиками: длина ленточного конвейера 1,3 м; ширина ленты 0,2 м; скорость ленты 0,17 м/с.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Вначале изучали влияние углов наклона валкового сита на эффективность процесса грохочения гравия. В табл. 1 отображено влияние поперечного угла наклона стороны желоба на интенсивность просеивания материала. Из представленных данных можно заключить, что самый высокий показатель эффективности ($E = 98,87\%$) получен при $\alpha_{\max} = 60^\circ$. Увеличение времени процесса с ростом α_{\max} объясняется уменьшением распределения материала по ширине желоба, вследствие чего скорость его перемещения по устройству снижается.

Таблица 1. Результативность процесса грохочения

Показатели	Поперечный угол наклона поверхности желоба α_{\max}			
	55°	60°	65°	70°
Эффективность грохочения E , %	97,84	98,87	98,31	97,40
Время грохочения t , с	8,42	9,06	9,11	9,35

Показатели эффективности и время процесса фракционирования в зависимости от продольного угла наклона желоба представлены в табл. 2. Полученные результаты показывают, что с увеличением наклона сита сначала происходит повышение E , а затем снижение. Наибольшее значение эффективности грохочения соответствует углу $\gamma = -6^\circ$. С увеличением наклона сита по ходу выполнения технологического процесса скорость движения материала увеличивается, поэтому время его просеивания сокращается.

Таблица 2. Результативность процесса грохочения

Показатели	Продольный угол наклона поверхности желоба γ				
	0°	-2°	-4°	-6°	-8°
Эффективность грохочения E , %	98,29	98,59	99,08	99,31	97,70
Время грохочения t , с	9,12	8,98	8,82	8,46	7,93

Затем изучали влияние частоты вращения валов с дисками на эффективность процесса грохочения (рис. 2).



Рис. 2. Зависимость эффективности грохочения от частоты вращения дисков

Результаты экспериментальной работы показывают, что с ростом n сначала происходит повышение эффективности грохочения, а затем (после 106 об/мин) снижение. Наилучшие показатели просеиваемости материала при $n = 100...106$ об/мин обусловлены равномерным распределением материала по ширине желоба, когда более крупные зерна, находясь в нижней части желоба, не препятствуют просеиванию мелкой фракции, находящейся в верхней части. При меньших значениях частоты вращения дисков большая доля материала скапливалась в нижней части желоба и крупные зерна, перекрывая отверстия в сите, препятствовали прохождению мелких частиц сквозь сито, что и вызывало снижение эффективности грохочения. С увеличением частоты вращения валов с дисками относительно указанного интервала происходило смещение большего количества материала в зону верхних валов желоба, что также отрицательно сказывалось на эффективности грохочения.

Зависимости эффективности грохочения от скорости движения фартуков и частоты их расстановки представлены на рис. 3. Из графического материала можно наблюдать, что с увеличением v_{ϕ} от 0,22 до 0,46 м/с происходит рост E , а последующее повышение скорости до 0,7 м/с приводит к снижению эффективности грохочения. Таким образом, скорость движения фартуков $v_{\phi} = 0,46$ м/с можно считать наиболее предпочтительной. При этом расстояние между фартуками 150 мм является наилучшим, поскольку эффективность грохочения в среднем была на 2 % выше, если сравнивать с промежутком между фартуками 300 мм во всем диапазоне изменения скоростей движения фартуков.

Представленная на рис. 4 зависимость времени процесса грохочения от скорости v_{ϕ} полностью подтверждает преимущество промежутка между фартуками 150 мм (в сравнении с шагом расстановки фартуков 300 мм), когда время процесса было в среднем на 11 % меньше.

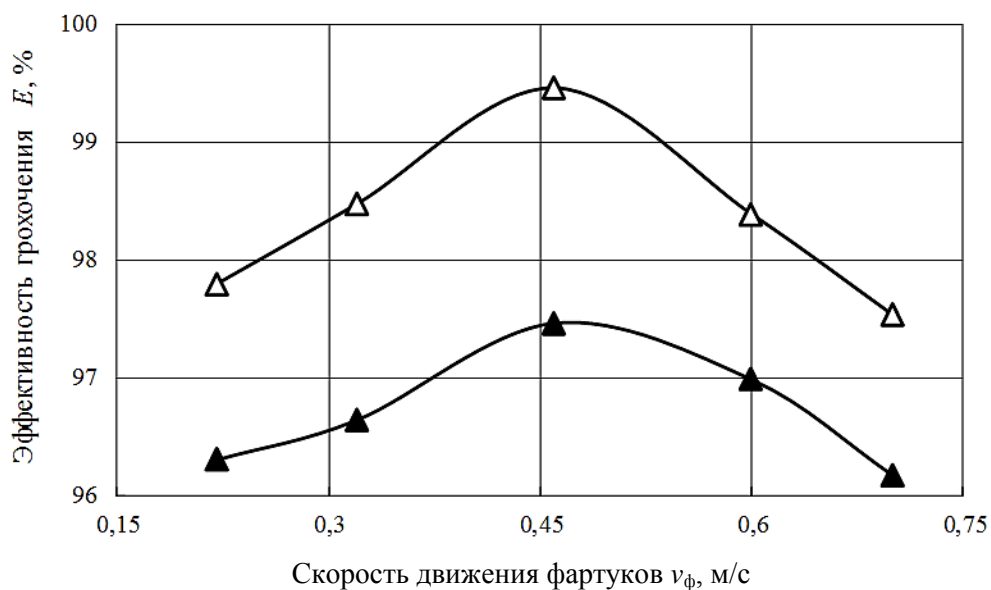


Рис. 3. Зависимость эффективности грохочения от скорости движения фартуков:
 Δ – шаг фартуков 150 мм; \blacktriangle – шаг фартуков 300 мм

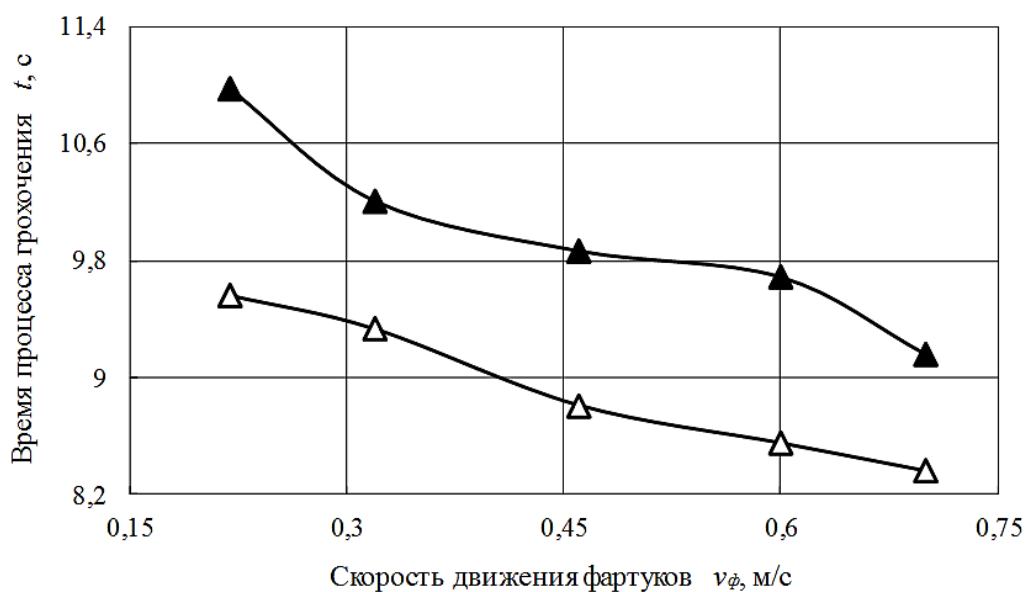


Рис. 4. Зависимость времени грохочения от скорости движения фартуков:
 Δ – шаг фартуков 150 мм; \blacktriangle – шаг фартуков 300 мм

На основе результатов проведенных исследований и при учете ранее выполненных изысканий были выбраны наиболее значимые факторы, максимально влияющие на эффективность грохочения каменных материалов: частота вращения дисков, скорость движения фартуков и подача материала на желобообразную валковую сортировку. Было решено провести трехфакторное планирование эксперимента для определения рациональных параметров желобообразного просеивающего устройства при следующих конструктивных характеристиках устройства: $\alpha_{\max} = 60^\circ$; $\gamma = -6^\circ$; шаг фартуков 150 мм. Были выбраны основные уровни и интервалы варьирования для трех главных факторов (табл. 3).

Таблица 3. Уровни и интервалы варьирования факторов

Факторы	Кодовое обозначение	Интервалы варьирования	Натуральные уровни факторов				
			+1,682	+1	0	-1	-1,682
n – частота вращения дисков, об/мин	X_1	21	141	126,7	105,7	84,7	70,4
v_ϕ – скорость движения фартуков, м/с	X_2	0,15	0,70	0,60	0,45	0,30	0,20
q – подача материала, кг/мин	X_3	160	630	520	360	200	90

В ходе экспериментирования был реализован центральный композиционный ротатабельный план второго порядка для трех факторов, включающий восемь опытов плана полного факторного эксперимента 2^3 , шесть опытов в «звездных точках» и шесть опытов в центре плана.

После проведения и обработки результатов экспериментов получили уравнение регрессии в закодированной форме:

$$Y = 99,75 - 0,363X_1 - 0,123X_2 - 0,899X_3 - 0,745X_1^2 - 0,687X_2^2 - 0,37X_3^2.$$

Перейдя от кодированных факторов к натуральным, получили уравнение следующего вида:

$$E_p = 77,049 + 0,34n + 26,66v_\phi + 0,0044q - 0,0017n^2 - 30,533v_\phi^2 - 0,0000144q^2.$$

При использовании данного уравнения были построены расчетные графические зависимости влияния частоты вращения валов с дисками на эффективность грохочения гравия для всех значений подачи материала при $v_\phi = 0,45$ м/с (рис. 5). Представленные кривые показывают, что диапазон изменения частоты вращения валов с дисками 95...115 об/мин можно считать наиболее рациональным для подач материала 90...360 кг/мин при критерии оптимизации $E > 99$ %.

Кроме того, были получены практически аналогичные расчетные графические зависимости, отображающие влияние скорости движения фартуков на эффективность просеивания гравия при $n = 105$ об/мин (рис. 6). На основании полученных данных можно заключить, что интервал скоростей фартуков 0,35...0,55 м/с является наиболее предпочтительным для $q = 90...360$ кг/мин, когда значения эффективности грохочения составляли более 99 %. Представленные графические зависимости на рис. 5 и 6 показывают, что увеличение подачи гравийной смеси на желобообразную валковую сортировку (с 90 до 200 кг/мин) практически не влияет на показатели эффективности грохочения в интервалах изменения n и v_ϕ (линии 1, 2).

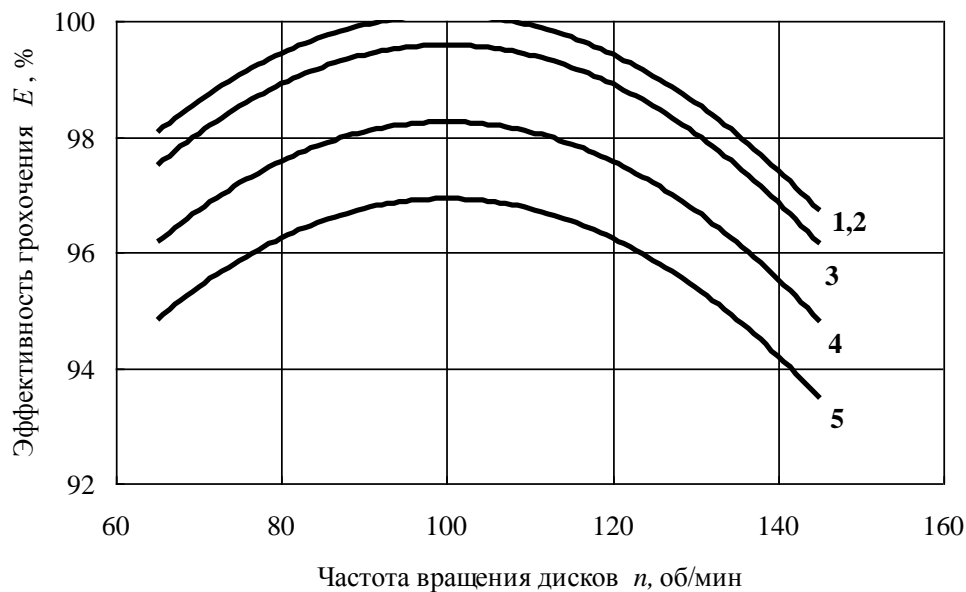


Рис. 5. Влияние n на E при q , кг/мин: 1 – 90; 2 – 200; 3 – 360; 4 – 520; 5 – 630

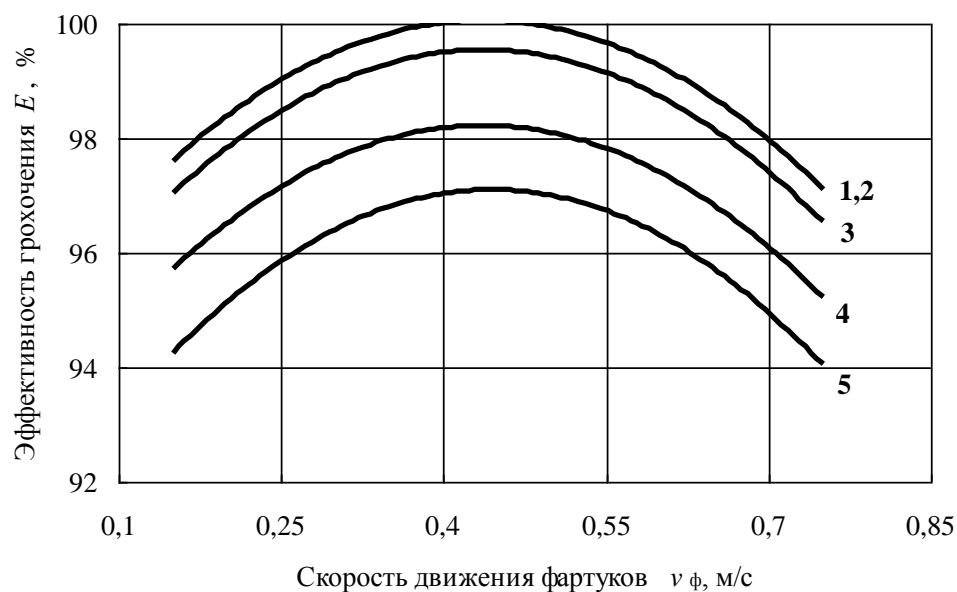


Рис. 6. Влияние v_f на E при q , кг/мин: 1 – 90; 2 – 200; 3 – 360; 4 – 520; 5 – 630

Для рациональных численных значений частоты вращения дисков и скорости движения фартуков построили расчетные зависимости влияния подачи материала на эффективность грохочения гравия (рис. 7).

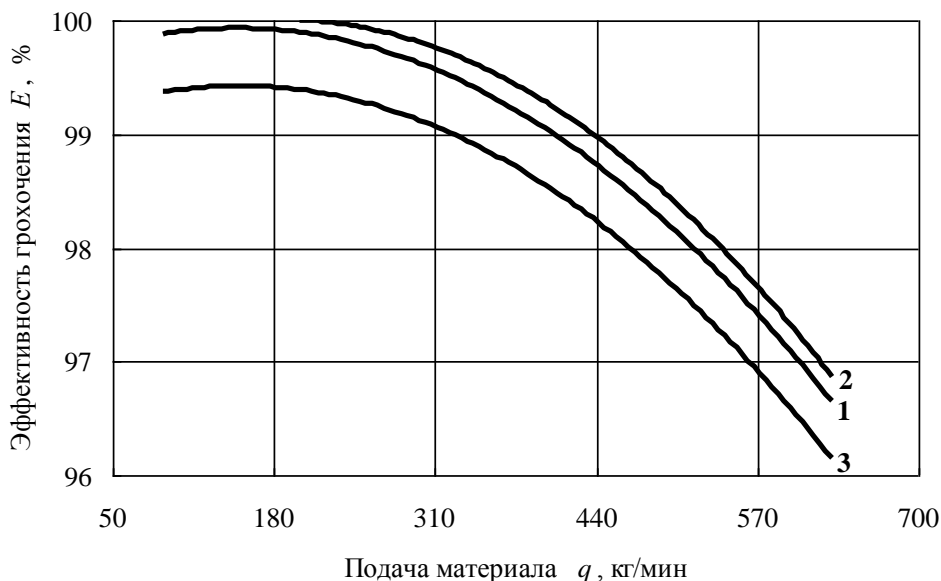


Рис. 7. Влияние подачи q на эффективность E : 1 – $n = 95$ об/мин, $v_{\phi} = 0,35$ м/с; 2 – $n = 105$ об/мин, $v_{\phi} = 0,45$ м/с; 3 – $n = 115$ об/мин, $v_{\phi} = 0,55$ м/с

Анализируя представленные зависимости, можно сделать заключение о целесообразности выбора параметров $n = 105$ об/мин и $v_{\phi} = 0,45$ м/с (кривая 2), исходя из максимальной подачи материала $q = 440$ кг/мин и эффективности грохочения гравия $E \geq 99$ %.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, выполненные экспериментальные исследования позволили достичь поставленной цели по обоснованию рациональных конструктивных, кинематических и технологических параметров, обеспечивающих эффективную работу желобообразной валковой сортировки. Дальнейшее изучение процесса грохочения каменных материалов на желобообразном разделительном устройстве позволит еще больше усовершенствовать его конструкцию и в последующем применять валковую сортировку на дорожно-строительной технике для переработки нерудных строительных материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Огурцов В.А., Алешина А.П., Огурцов Ал.В., Огурцов Ан.В. Кинетика многофракционного грохочения сыпучих материалов // *Сборник материалов IX Всероссийской научно-практической конференции «Надежность и долговечность машин и механизмов»*. Иваново. 2018. С. 182–185.
2. Патент РФ 193461. *Барабанный грохот* / Кондратьев А.В., Майков К.М., Разумов Е.Б., Петров А.А., Казак А.С., Пугин А.М., Хомик Ю.Н., Чагин А.И.; Заявл. 03.09.2019. Опубл. 30.10.2019. Бюл. № 31.
3. Герасимов М.Д., Алиматов Б.А., Каськов С.А., Олехнович А.М. Разработка модели вибрационного грохота с регулируемыми параметрами // *Материалы Международной научно-практической конференции «Энерго-, ресурсосберегающие машины, оборудование и экологически чистые технологии в дорожной и строительной отраслях»*. Белгород. 2018. С. 53–60.

4. Русинкевич В.А., Кочкян С.М., Кондратьев А.В. Результативность грохочения гравия в зависимости от параметров валковой желобообразной сортировки со шнековым интенсификатором // *Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал)*. 2014. № 5. С. 188–192.

5. Кондратьев А.В., Кочкян С.М., Ренкус Т.И., Вересов М.И., Корнеев Е.А. Результаты сравнительных исследований применения активных интенсификаторов на желобообразной валковой сортировке // *Мир транспорта и технологических машин*. 2016. № 3 (54). С. 39–45.

6. Кондратьев А.В., Кочкян С.М., Перхуров А.И., Вересов М.И., Виноградов А.В. Влияние углов наклона желобообразного валкового сита на результативность грохочения // *Строительные и дорожные машины*. 2015. № 4. С. 52–54.

7. Кондратьев А.В., Павлов Ю.Н., Перхуров А.И., Ренкус Т.И. Результаты исследования процесса просеивания гравия на желобообразном валковом грохоте с активным интенсификатором // *Строительные и дорожные машины*. 2015. № 10. С. 58–60.

8. Патент РФ 111464. *Устройство для грохочения сыпучих материалов* / Кондратьев А.В., Кочкян С.М., Перхуров А.И., Русинкевич В.А., Воробьев Н.Е.; Заявл. 02.08.2011. Оpubл. 20.12.2011. Бюл. № 35.

9. Патент РФ 168817. *Устройство для разделения сыпучих материалов* / Кондратьев А.В., Кочкян С.М., Ренкус Т.И., Вересов М.И., Корнеев Е.А.; Заявл. 12.07.2016. Оpubл. 21.02.2017. Бюл. № 6.

Для цитирования: Кондратьев А.В., Кочкян С.М., Лысенко Т.И. Определение рациональных параметров желобообразной валковой сортировки с подвижными фартуками // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 2 (14). С. 47–56.

DETERMINATION OF RATIONAL PARAMETERS OF GUTTER-SHAPED SORTING CONSISTING OF SHAFTS WITH MOVABLE APRONS

A.V. KONDRATYEV, Dr. Sc., S.M. KOCHKANYAN, Cand. Sc.,
T.I. LYSENKO, senior lecturer

Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: avkondr@ya.ru

The results of studies of the influence of structural, kinematic and technological parameters on the efficiency and time of the gravel screening process on the gutter-shaped sorting consisting of shafts with movable aprons are presented. The dependences of the efficiency and time of the gravel sifting process on the angles of inclination of the gutter-shaped surface of the sieve, the rotation frequency of shafts with disks, the speed of movement of aprons and the step of their placement are obtained. Multifactorial planning of the experiment was carried out and rational parameters of the gutter-shaped sorting consisting of shafts were determined, ensuring high efficiency of the screening process of stone materials.

Keywords: gutter-shaped sorting consisting of shafts, factors, movable aprons, longitudinal and transverse angles of inclination of the sieve, frequency of rotation of shafts with disks, apron movement speed, filing of the material, screening efficiency and time, gravel.

REFERENCES

1. Ogurtsov V.A., Aleshina A.P., Ogurtsov A.I., Ogurtsov A.V. Kinetics of multi-fraction screening of bulk materials. *Collection of materials of the IX All-Russian scientific and practical conference «Reliability and durability of machines and mechanisms»*. Ivanovo. 2018, pp. 182–185. (In Russian).
2. Patent RF 193461. *Barabannyi grokhot* [Drum screen]. Kondratiev A.V., Maikov K.M., Razumov E.B., Petrov A.A., Kazak A.S., Pugin A.M., Khomik Yu.N., Chagin A.I. Declared 03.09.2019. Published 30.10.2019. Bulletin No. 31.
3. Gerasimov M.D., Alimatov B.A., Kaskov S.A., Olekhovich A.M. Development of a vibrating screen model with adjustable parameters. *Materials of the International scientific and practical Conference «Energy-, resource-saving machines, equipment and environmentally friendly technologies in the road and construction industries»*. Belgorod. 2018, pp. 53–60. (In Russian).
4. Rusinkevich V.A., Kochkanyan S.M., Kondratiev A.V. Efficiency of gravel screening depending on the parameters of the roll trough-like sorting with a screw intensifier. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten (nauchno-tekhnicheskiy zhurnal)*. 2014. No. 5, pp. 188–192. (In Russian).
5. Kondratiev A.V., Kochkanyan S.M., Renkus T.I., Veresov M.I., Korneev E.A. The results of comparative studies of the use of active intensifiers on a trough-shaped roll sorting *Mir transporta i tekhnologicheskikh mashin*. 2016. No. 3 (54). pp. 39–45. (In Russian).
6. Kondratiev A.V., Kochkanyan S.M., Perkhurov A.I., Veresov M.I., Vinogradov A.V. Influence of tilt angles of a trough-shaped roll sieve on screening efficiency. *Stroitelnyye i dorozhnyye mashiny*. 2015. No. 4, pp. 52–54. (In Russian).
7. Kondratiev A.V., Pavlov Yu.N., Perkhurov A.I., Renkus T.I. The results of the study of the process of screening gravel on a trough-shaped roll screen with an active intensifier. *Stroitelnyye i dorozhnyye mashiny*. 2015. No. 10, pp. 58–60. (In Russian).
8. Patent RF 111464. *Ustroystvo dlya grokhocheniya sypuchikh materialov* [Device for screening bulk materials]. Kondratiev A.V., Kochkanyan S.M., Perkhurov A.I., Rusinkevich V.A., Vorobyov N.E. Declared 02.08.2011. Published 20.12.2011. Bulletin No. 35.
9. Patent RF 168817. *Ustroystvo dlya razdeleniya sypuchikh materialov* [Device for separating bulk materials]. Kondratiev A.V., Kochkanyan S.M., Renkus T.I., Veresov M.I., Korneev E.A. Declared 12.07.2016. Published 21.02.2017. Bulletin No. 6.

Поступила в редакцию/received: 23.12.2021; после рецензирования/revised: 27.12.2021;
принята/accepted: 30.12.2021

ОБОСНОВАНИЕ МАТЕРИАЛА КЕРАМИЧЕСКИХ ПЛАСТИН РЕЗИНОКЕРАМИЧЕСКОЙ ФУТЕРОВКИ ПРИВОДНЫХ БАРАБАНОВ ЛЕНТОЧНЫХ КОНВЕЙЕРОВ

Е.Ю. ЗИБОРОВА¹, инж., В.У. МНАЦАКАНЯН², д-р техн. наук,
А.А. КОМИССАРОВ², канд. техн. наук, С.В. СЕВАГИН², асп.,
Д.О. СОЛОДОВ², студ.

¹ АО НПП «Исток» им. А.И. Шокина,

141190, Московская область, Фрязино, ул. Вокзальная, 2а

² Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»,
119049, Москва, Ленинский проспект, 4а, стр.1, e-mail: artvik@bk.ru

© Зиборова Е.Ю., Мнацакян В.У., Комиссаров А.А.,
Севагин С.В., Солодов Д.О., 2022

Статья посвящена вопросам повышения долговечности резинокерамической футеровки приводных барабанов тяжело нагруженных ленточных конвейеров на основе рационального выбора материала для керамических вставок футеровочного полотна. Анализ характера взаимодействия керамических пластин с конвейерной лентой, а также исследование напряжений, вызываемых в пластине под действием эксплуатационных нагрузок, позволили установить комплекс требований к механическим свойствам алюмооксидной керамики, обеспечивающим надежную работу привода и эффективную эксплуатацию конвейера. Предложены марки алюмооксидной керамики, представлены основные технологические этапы и условия изготовления пластин, которые способствуют получению требуемых механических характеристик и пористости, а также приведены результаты испытаний на изгиб и трещиностойкость образцов из предлагаемых марок материалов.

Ключевые слова: ленточный конвейер, приводной барабан, резинокерамическая футеровка, алюмооксидная керамика, технология получения, структура, свойства, пористость.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-57-68

ВВЕДЕНИЕ

В горнодобывающей отрасли широко используются ленточные конвейеры, обеспечивающие транспортировку насыпных грузов и кусковых природных материалов на достаточно большие расстояния. Основным тяговым органом и транспортирующим звеном таких конвейеров является конвейерная лента. С целью обеспечения высокой эффективности эксплуатации и производительности конвейеров отечественными и зарубежными производителями выпускаются высокопрочные конвейерные ленты двух вариантов – резинотканевые и резинотросовые [1, 2].

Для возможности использования высокопрочных конвейерных лент требуются приводы с высокими тяговыми характеристиками, что особенно актуально для тяжело нагруженных высокопроизводительных конвейеров с большими приводными барабанами, диаметры которых превышают 1 000 мм. Для повышения тягового усилия такие барабаны обтягивают, как правило, одно-, двух-, трехкомпонентными футеровочными полотнами – резиновыми, резинокерамическими или металлорезино-керамическими. В некоторых случаях керамические пластины могут закрепляться непосредственно на обечайке приводного барабана без резиновой подложки [3, 4].

Использование керамической футеровки на приводных барабанах тяжело нагруженных конвейеров позволяет значительно повысить коэффициент сцепления барабана с резиновой обкладкой ленты (до 0,8) и стабилизировать его, практически исключить проскальзывание ленты в экстремальных условиях (условиях повышенной влажности и обводненности). С этой целью для вставок, обеспечивающих надежный фрикционный контакт с лентой, успешно применяются различные марки алюмооксидной керамики. Применение высокофрикционной футеровки позволяет также упростить конструкцию привода и его габариты, что особенно важно для конвейеров, которые используются в подземных условиях [5, 6].

Обладая комплексом достоинств, такими как высокая твердость, коррозионно- и износостойкость, теплостойкость, хорошие фрикционные свойства и другие, керамические материалы характеризуются также низкой трещиностойкостью и усталостной прочностью, что ограничивает их применение в условиях действия знакопеременных и ударных нагрузок. В связи с этим в вопросах обеспечения высокой эксплуатационной надежности и долговечности конвейерных приводов при использовании резинокерамических футеровок важными этапами являются выбор и изготовление для футеровочных пластин рационального керамического материала с требуемым комплексом механических характеристик.

Передача тягового усилия ленте в конвейерах с приводными устройствами барабанного типа может осуществляться трением, трением с зацеплением и только зацеплением. Двухкомпонентные резинокерамические футеровки передают тяговое усилие ленте трением и зацеплением, для чего на поверхности керамических вставок предусматривают выступы различной формы, расположенные, как правило, в шахматном порядке (рис. 1). Таким образом, несущими элементами футеровки являются сами выступы, поскольку они воспринимают основную нагрузку.

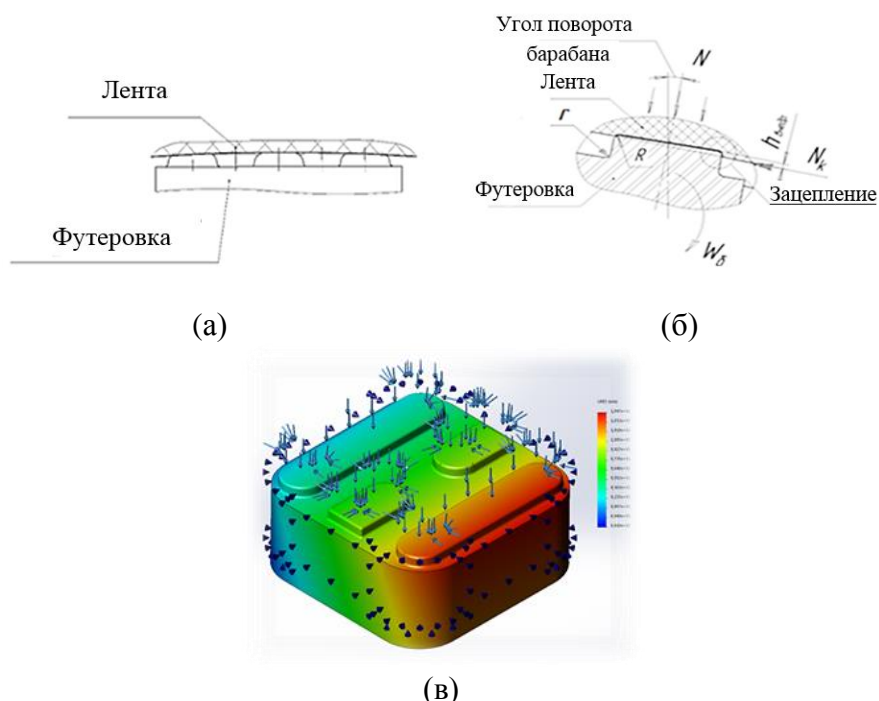


Рис. 1. Схема контакта выступов керамических пластин футеровки с конвейерной лентой: контакт выступов с лентой (а); схема действия сил на пластину (б); напряженное состояние пластины в момент захвата ленты (в)

Из теории ленточных конвейеров известно, что футеровка воспринимает как нормальную нагрузку, так и касательную. Другими словами, она работает на сжатие и изгиб в условиях циклического нагружения. Второй вид напряженного состояния является более сложным и может привести к поломке выступа либо выпадению пластины из тела резиновой подложки, что снижает эффективность передачи тягового усилия ленте. Таким образом, ограничивающим условием работоспособности пластины является должный предел прочности на изгиб керамического материала, характеризующий усталостную прочность, а следовательно, и ресурс футеровки.

Компьютерное моделирование напряженного состояния керамических пластин при воздействии на приводной барабан экстремальных нагрузок (см. рис. 1в) показало, что для надежной работы футеровки без разрушения выступов предел прочности на изгиб керамической пластины должен быть в диапазоне 300...320 МПа. Однако предел прочности алюмооксидной керамики, широко применяемой для фрикционных вставок, не превышает 280 МПа (в первую очередь из-за неоднородной структуры материала и наличия в керамическом теле пористости). В связи с этим возникла необходимость в обосновании материала керамических плиток футеровочного полотна для тяжело нагруженных конвейеров с учетом величины и характера действующих нагрузок.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Усталостная прочность и трещиностойкость керамики во многом обусловлены как ее химическим составом, так и структурой и технологией получения. Таким образом, при решении задач, связанных с обеспечением плотной равномерной зернистой структуры керамических тел, большое внимание уделялось химическому составу и дисперсности исходных порошков.

Для исследования были выбраны порошки алюмооксидной керамики марок ВК-94 и А-995 с добавлением минерализаторов. Порошки представляли собой ультрадисперсную фракцию шарообразной формы – сферолиты, средний размер которых находился в пределах 0,1...5 мкм. Химический и фракционный состав порошков представлен в табл. 1.

Таблица 1. Химический состав исследуемых материалов

Марка керамики	Химический состав, %					Фракционный состав сферолитов, %		
	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MnO	MgO	Cr ₂ O ₃	До 1 мкм	1...5 мкм	5 мкм
ВК-94	94	2,76	2,35	–	0,49	48,0	Ост.	3,0
А-995	99,6	0,03	–	До 0,4	–	52,0	Ост.	3,0

Для получения более равномерной структуры, а также стабилизации и повышения механических свойств керамики в исходные порошки рассматриваемых марок вводили высококачественные органические связки, участвующие в снижении температуры вакуумного уплотнения, в количестве 14 % масс. парафина и 2...3 % масс. пчелиного воска с температурой плавления 52...56 °С и минимальным содержанием примесей. Формование образцов осуществлялось методом горячего шликерного литья под давлением, для чего из латуни была изготовлена специальная оснастка – литейная форма с автоматической срезкой литника (высокой точности исполнения, рис. 2), обеспечивающая шероховатость поверхности полученных образцов *Ra* (0,63 мкм). В форме были предусмотрены пазы глубиной 0,2 мм для выхода воздуха со стороны

литникового канала, матрицы и пуансона. Для керамических тел, полученных шликерным литьем, характерны такие особенности, как вязкая и однородная структура, плотность упаковки частиц.



Рис. 2. Латунная литевая форма для отливки образцов футеровочных пластин на основе алюмооксидной керамики

Матрица и пуансон литейной формы были рассчитаны с учетом объемной и линейной усадки материала в процессе спекания. Усадку, полученную опытным путем, считали для марки ВК-94 равной 13,5 %, а для марки А-995 – 13,2 %. Данные расчеты проверяли путем измерений линейных размеров готовой пластины.

Спекание является самой важной операцией синтеза керамического тела с заданными техническими свойствами. Это обусловлено структурной перестройкой, при которой зерна корунда увеличиваются в размерах, а их центры стремятся к сближению (рис. 3). После кристаллизации и взаимодействия межзеренных границ с минерализатором между частицами остаются пустоты, сообщающиеся закрытые поры [7].

Для надежного воспроизведения плотной однородной микроструктуры с равномерно сшитыми межзеренными границами спекание образцов осуществлялось со строгим поддержанием заданных температурных градиентов.

Спекание керамических материалов марки ВК-94 проводилось в два этапа. На первом осуществлялось удаление технологической связки, на втором – спекание керамического тела до вакуумно-плотного состояния. Для марки А-995 спекание производилось в одну стадию.

Окончательное высокотемпературное спекание всех образцов происходило в туннельной водородной электрической печи в вакууме при температуре свыше 1 600...1 650 °С.



Рис. 3. Спеченные керамические образцы марки ВК-94 (слева) и марки А-995 (справа) с цилиндрическими и эллиптическими выступами

Для исследования основных физико-механических характеристик керамических образцов марок А-995 и ВК-94 были изготовлены специальные шлифы на пресс-заливочном оборудовании BUEHLER SimpliMet 4000 с последующей черновой и отделочной обработкой (рис. 4).



Рис. 4. Образцы для исследования свойств керамических материалов: запрессованные в бакелитовую смолу до шлифования (а); отполированные до получения зеркальной поверхности (б)

В микроструктурных исследованиях применялась растровая электронная микроскопия. Для проведения элементного анализа твердых веществ с помощью электронного микроскопа TESCAN MIRA 3 LMU использовался энергодисперсионный рентгеновский детектор (EDS-детектор). Метод, лежащий в основе детектора, базируется на анализе возбуждаемого электронным пучком рентгеновского излучения, характерного для каждого химического элемента. Исследуя энергетический спектр такого излучения, можно сделать вывод о фазовом составе образцов.

Установление предела прочности на изгиб предлагаемых керамических материалов производилось на разрывной машине INSTRON 3369 согласно ГОСТ Р 57749-2017. Определение трещиностойкости керамических образцов марок ВК-94 и А-995 проводилось методом индентирования.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ

Структурный состав алюмооксидной керамики марки ВК-94 после спекания: кристаллофаза ~ 85 %; стеклофаза ~ 10 %; газовая фаза ~ 5 %. Фазовый состав марки А-995 после спекания: кристаллофаза ~ 94,5 %; стеклофаза ~ 0,5 %; газовая фаза (поры) ~ 5 %.

Для сравнения: широко применяемые для футеровок керамические пластины имеют пористость в пределах 10...12 %, что отрицательно сказывается на их эксплуатационных свойствах.

Кажущуюся плотность, открытую и общую пористость полученных спеченных керамических образцов определяли согласно ГОСТ 2211-2020 путем сравнения массы сухих пластин (m_0) и пропитанных спиртом (m_1), взвешенных в сосуде с деионизированной водой. Результаты испытаний представлены в табл. 2.

Эксперименты показали, что образец на основе алюмооксидной керамики марки А-995 имеет показатель относительной плотности $\rho_{отн}$ меньше, чем образец марки ВК-94. Это может означать, что добавление примесей марганца MnO и оксида хрома CrO₃ в керамический материал марки ВК-94 служит связкой для эффективного сдерживания быстрого роста зерен кристаллов в процессе спекания и повышения вязкости стеклофазы. Спекание керамики марки ВК-94 сопровождается участием

жидкой фазы. Из этого следует, что применение рассматриваемых в работе добавок способствует лучшему смачиванию и ориентации твердых частиц, так как жидкая фаза распределяется по объему системы равномерно. Внедрение описанных элементов в кристаллическую фазу керамики ВК-94 благоприятно влияет на процессы массопереноса в твердой фазе и придает спекаемой системе большую устойчивость против деформации. Влияние такого эффекта на показатели плотности и пористости керамических тел показано в результатах исследования.

Таблица 2. Результаты исследования керамических образцов на кажущуюся плотность и пористость

Марка алюмо-оксидной керамики	m_0 , г	m_2 , г	m_1 , г	$\rho_{\text{каж}}$, г/см ³	$\rho_{\text{отн}}$, %	$P_{\text{об}}$, %	$P_{\text{от}}$, %
А-995	12,342 4	9,021 2	12,344 8	3,72	95,2	4,78 ± 0,1	0,30 ± 0,1
ВК-94	12,214 3	9,038 2	12,216 7	3,84	99,3	0,7 ± 0,1	0,31 ± 0,1

Для испытания на трехточечный изгиб использовали круглые керамические стержни (рис. 5) длиной $L_{\text{об}} = 61,8$ мм и диаметром $d = 7$ мм, а также А-995 длиной $L_{\text{об}} = 50$ мм и диаметром $d = 7$ мм.

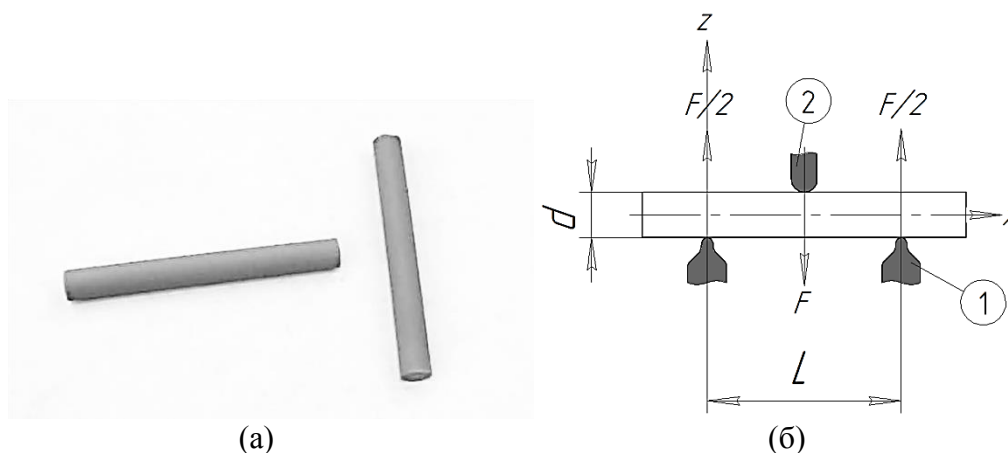


Рис. 5. Изображение стержней из алюмооксидной керамики для испытания на трехточечный изгиб (а) и схема нагружения для испытания керамического стержня на трехточечный изгиб (б):
1 – опоры; 2 – наконечник; L – расстояния между центрами опор;
 d – диаметр керамического образца

Высокоплотные керамические материалы несущественно отличаются друг от друга по прочностным показателям. Средний предел прочности на изгиб образцов рассматриваемых марок лежит в диапазоне 346,2...368,7 МПа, образцы ломаются на две части без сколов и крупной крошки (рис. 6).

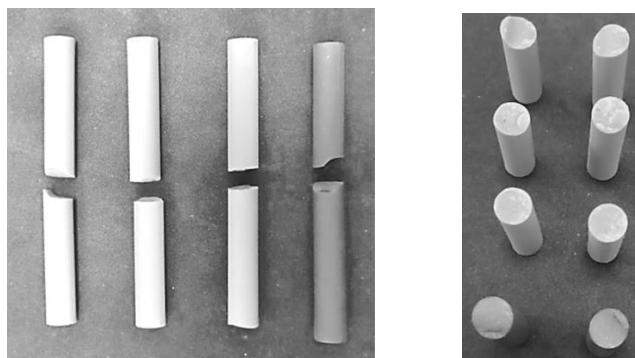


Рис. 6. Изображения разрушенных образцов на основе алюмооксидной керамики

Для выявления характера поведения материала под изгибающей нагрузкой и очагов распространения крупных трещин были сделаны макроснимки изломов керамических образцов (рис. 7).

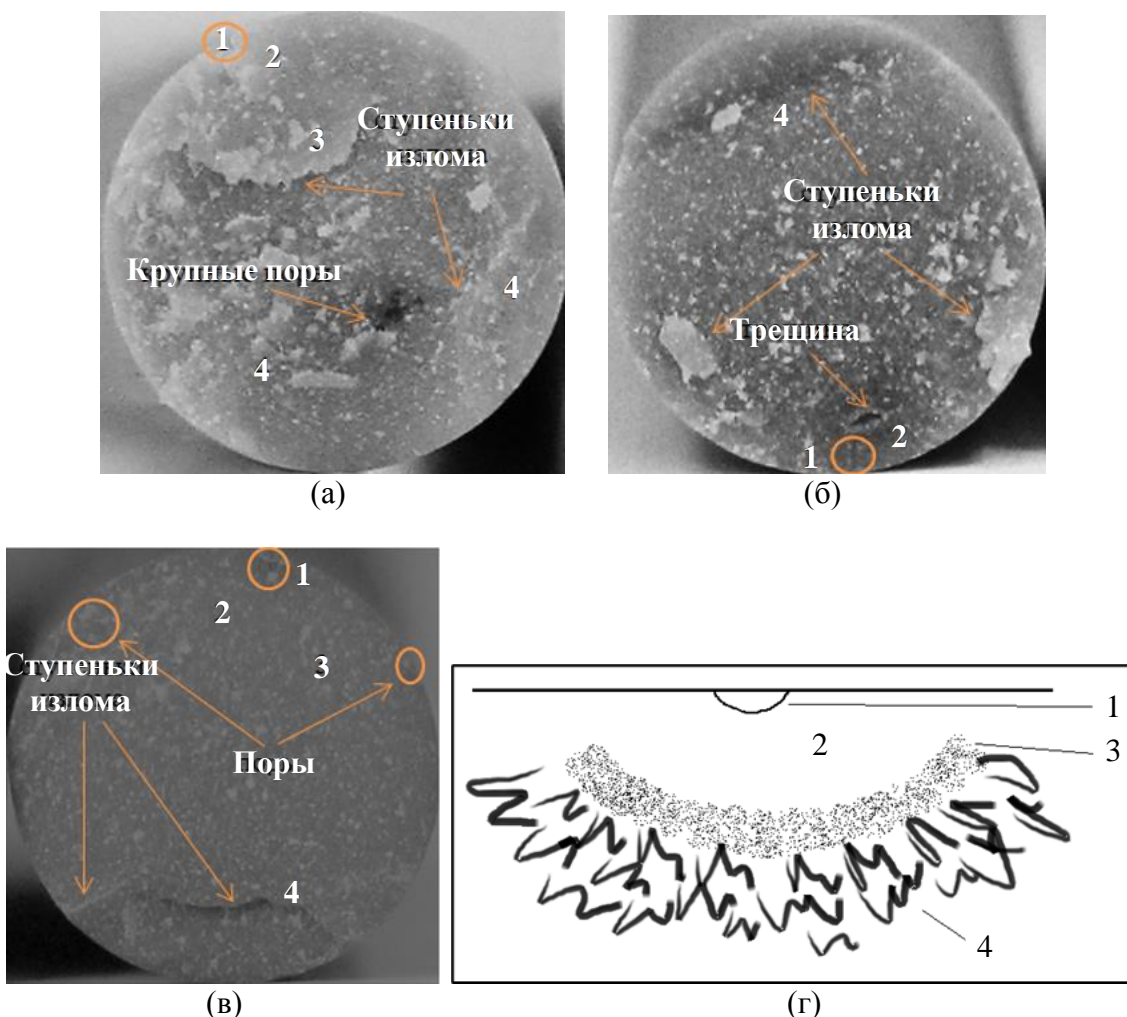


Рис. 7. Макрофотографии изломов серий образцов на основе алюмооксидной керамики марок ВК-94 (а), (б); А-995 (в); схематичное изображение зон излома керамического тела (г); 1 – фокус трещины (очаг зарождения трещины); 2 – «зеркало» излома; 3 – «типог», т. е. более грубая, по сравнению с зонами 2, поверхность; 4 – фасетки ручьистого излома [11]

На поверхности разрушения видна характерная фрагментация деформируемой зоны на множество частей (с распространением крупных магистральных трещин). Подобный тип поведения материалов свидетельствует о разрушении, сопряженном с высокими затратами энергии [6]. В зависимости от размеров кристаллов и пустот трещина на пути своего распространения встречает большее или меньшее число барьеров, на преодоление которых необходимо затратить дополнительную энергию. Барьерами для распространяющейся трещины служат границы зерен, а также закрытые поры. Таким образом, можно сделать вывод о типичном хрупком разрушении исследуемых керамических образцов марок ВК-94 и А-995. При этом очагами зарождения трещин и их распространения являются несколько источников концентрации напряжения: дефекты приповерхностного слоя, места сращивания зерен, сферические закрытые микропоры и открытые макропоры на поверхности, несплошности в кристаллической фазе, неразрушенные гранулы спекшегося материала, локальные укрупненные объемы стеклофазы в керамическом образце марки ВК-94.

Определение трещиностойкости керамических образцов марок ВК-94 и А-995 осуществлялось методом индентирования. Химические связи, формы и размеры структурных образований (фаз) керамики, а также спаянность кристаллов между собой определяют ее прочностные свойства. В керамических материалах всегда присутствуют трещиноподобные дефекты (из-за особенностей технологического процесса получения материалов), которые являются дислокациями напряжений и под нагрузкой инициируют начало хрупкого разрушения керамики [7–9].

Наличие микро- и макротрещин на поверхности, а также опасных пор в готовых керамических изделиях зависит от технологии изготовления последних [10, 11]. В процессе внедрения микроиндентора в керамическое тело наблюдается сдвиговый скользящий процесс. Сдвиговая деформация приводит к движению микродефектов и пересечению их с различными дислокациями (это, например, границы зерен, межзеренное пространство и межфазное пространство зерен, поры), вследствие чего образуются микротрещины. При достижении критического напряжения очаг зарождения микротрещины увеличивается в размерах, и микротрещина перерастает в макротрещину (магистральную трещину).

Исследование трещиностойкости методом индентирования дает возможность оценить характер разрушения керамического материала по траектории распространения трещин, зарождающихся в углах оставшего отпечатка после удаления индентора. Результаты такого рода позволяют количественно оценить эффективность работы керамического тела на основе алюмооксидной керамики марок ВК-94 и А-995 и создают предпосылки для повышения надежности футеровочных керамических пластин.

Трещиностойкость оценивалась по значению коэффициента интенсивности напряжения K_{IC} с помощью формулы [11]:

$$K_{IC} = \frac{0,203 \cdot H_V \cdot a^2}{c^{1/5}}, \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2},$$

где H_V – твердость, ГПа; a – полудиagonal отпечатка индентора, мкм; c – длина сформировавшейся трещины, мкм. Значения K_{IC} для образцов с цилиндрическими выступами обеих марок алюмооксидной керамики представлены на рис. 8. Полученные данные соответствуют значениям, приведенным в различных литературных источниках для плотной керамики [3].

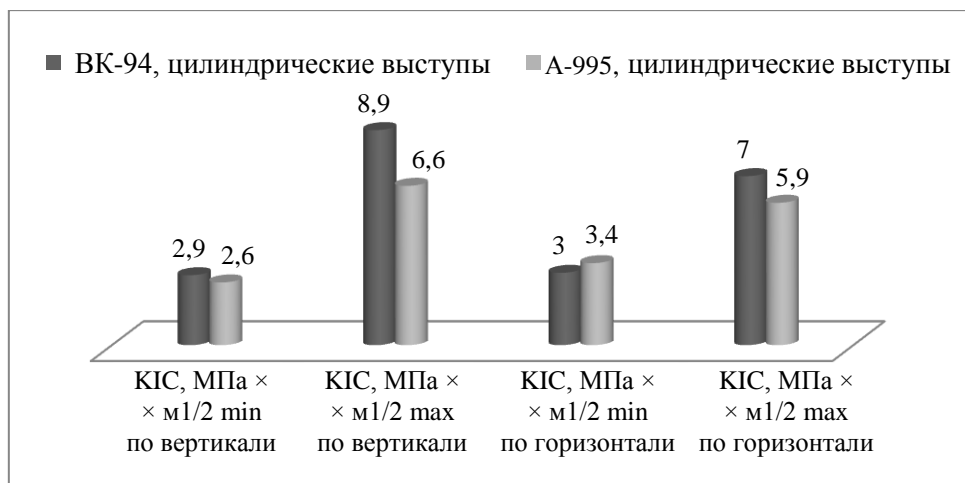


Рис. 8. Значения критических коэффициентов интенсивности напряжений, полученные методом индентирования K_{IC} для образцов с цилиндрическими выступами

Наличие стеклофазы в керамических образцах ВК-94 положительно сказывается на повышении уровня трещиностойкости. При столкновении с ней распространение трещины приобретает затухающий характер.

Анализ испытаний керамических образцов на трещиностойкость позволил охарактеризовать влияние различных дефектов, границ раздела зерен и их размеров, морфологии структурных компонентов керамического материала на движение и траекторию распространения микротрещин. На рис. 9 представлены типичные трещины, образующиеся в процессе нагружения керамического материала четырехгранной алмазной пирамидкой.

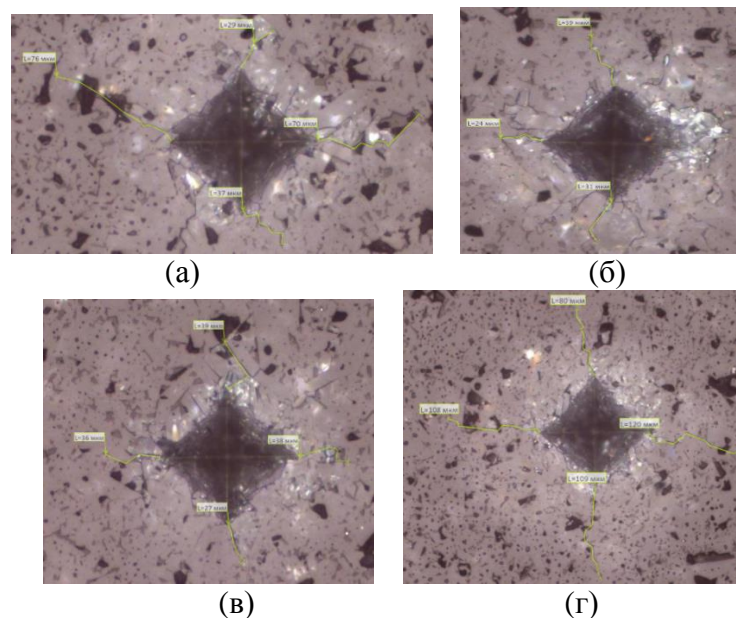


Рис. 9. Траектории распространения трещин при внедрении индентора в керамическое тело марки ВК-94: на рабочей части выступа по краям пластины при нагрузке на индентор 5 кг ($L_{min} = 24$ мкм, $L_{max} = 76$ мкм) (а), (б); на части центрального выступа пластины при нагрузке на индентор 5 кг ($L_{min} = 27$ мкм, $L_{max} = 36$ мкм) (в); на части центрального выступа пластины при нагрузке на индентор 10 кг ($L_{min} = 80$ мкм, $L_{max} = 120$ мкм) (г)

Установленная особенность движения микротрещины в месте контактного нагружения заключается в характере поведения и отклонения траектории микротрещины при встрече с различными структурными элементами, составляющими керамическое тело. На рис. 10 показано, как трещина, образованная в условиях нагружения тела индентором, движется от угла отпечатка вдоль межзеренного пространства. Ее рост прекращается при встрече препятствий в виде структурных составляющих различного типа.

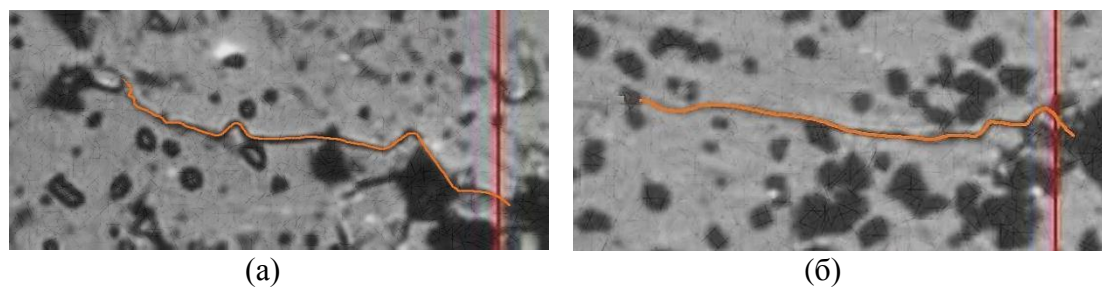


Рис. 10. Траектория движения и отклонения микротрещины в керамическом теле после удаления индентора: марка ВК-94 (а); марка А-995 (б)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. На основе проведенных исследований сформулированы требования к материалам керамических пластин резинокерамических футеровок и выявлены технологии их получения. Установлено, что должный ресурс футеровки приводных барабанов тяжело нагруженных конвейеров можно обеспечить применением керамики с пределом прочности на изгиб не менее 300 МПа.

2. Для изготовления керамических вставок футеровочных полотен предложены марки алюмооксидной керамики ВК-94 и А-995, обладающие комплексом необходимых механических и эксплуатационных свойств, а также спроектирована технологическая оснастка для формования пластин.

3. Для создания плотной структуры керамических тел с высокими механическими свойствами рекомендовано использовать ультрадисперсные исходные сферические порошки с размером частиц в пределах 1...5 мкм и до 1 мкм. Описаны основные технологические особенности получения высокоплотных керамических тел.

4. Определены фазовый состав, пористость и основные характеристики предложенных керамических материалов, влияющих на ресурс футеровки. Среднее значение предела прочности на изгиб предложенной алюмооксидной керамики составляет 346,2...368,7 МПа.

5. Описаны механика развития трещины и ее траектория в зависимости от фазового состава керамики. Так, выявлено, что коэффициент интенсивности напряжений для керамики ВК-94 несколько выше, чем для марки А-995, вероятно, вследствие наличия в структуре керамики стеклофазы. В то же время предел прочности на изгиб у керамики А-995 выше, чем у керамики ВК-94.

ЛИТЕРАТУРА

1. Волков Р.А., Гнутов А.Н., Дьячков В.К., Зенков Р.Л., Пертен Ю.А. Конвейеры: справочник / под общ. ред. Ю.А. Пертена. Л.: Машиностроение. 1984. 367 с.
2. Галкин В.И., Шешко Е.Е. Современные ленты для специальных ленточных конвейеров // *Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал)*. 2016. № S1. С. 382–395.

3. Патент РФ 81949. *Приводной барабан ленточного конвейера* / Соловьев В.Г., Соловьев С.В.; Заявл. 25.07.2008. Оpubл. 10.04.2009. Бюл. № 10.
4. Полуниин В.Т., Гуленко Г.Н. Эксплуатация мощных конвейеров. М.: Недра. 1986. 344 с.
5. Адамчук В.М. Исследование тяговых способностей футерованных различными материалами приводных барабанов ленточных конвейеров // *Труды ВНИИПТМАШ. Конвейеры*. 1961. № 9 (20). 14 с.
6. Галкин В.И., Дмитриев В.Г., Дьяченко В.П., Запенин И.В., Шешко Е.Е. Современная теория ленточных конвейеров горных предприятий: учебное пособие. 2-е изд. М.: Горная книга. 2011. 542 с.
7. Батыгин В.Н., Метелкин И.И., Решетников А.М. Вакуумно-плотная керамика и ее спай с металлами / под ред. Н.Д. Девяткова. М.: Энергия. 1973. 409 с.
8. Хасанов О.Л., Струц В.К., Соколов В.М., Полисадова В.В., Двилис Э.С., Бикбаева З.Г. Методы измерения микротвердости и трещиностойкости наноструктурных керамик: учебное пособие. Томск: Томский политехнический университет. 2011. 101 с.
9. Эванс А.Г., Лэнгдон Т.Г. Конструкционная керамика / пер. с англ. Л.П. Карпиловского, Б.И. Поляка. М.: Металлургия. 1980. 256 с.
10. Ушанова С.Е., Зиборова Е.Ю. Повышение долговечности узлов трения горного оборудования и конвейерного транспорта // *Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал)*. 2020. № S15. С. 3–8.
11. Черкасова Н.Ю. Фазовый состав, структура и свойства композиционных материалов на основе оксида алюминия и диоксида циркония с включениями гексаалюмината стронция. Дисс... канд. техн. наук. Новосибирск. 2019. 181 с.

Для цитирования: Зиборова Е.Ю., Мнацакян В.У., Комиссаров А.А., Севагин С.В., Солодов Д.О. Обоснование материала керамических пластин резинокерамической футеровки приводных барабанов ленточных конвейеров // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 2 (14). С. 57–68.

SUBSTANTIATION OF THE LINING PLATES MATERIAL FOR BELT CONVEYORS DRIVE DRUMS

E.Yu. ZIBOROVA¹, engineer, V.U. MNATSAKANYAN², Dr. Sc.,
A.A. KOMISSAROV², Cand. Sc., S.V. SEVAGIN², postgraduate,
D.O. SOLODOV², student

¹ JSC “RPC “Istok” named after Shokin”, 2a, Vokzalnaya st.,
141190, Moscow region, Fryazino, Russian Federation

² National Research Technological University MISIS, 4a, building 1, Leninsky pr.,
119049, Moscow, Russian Federation, e-mail: artvik@bk.ru

The article is devoted to the issues of increasing the durability of the rubber ceramic lining of the drive drums of heavily loaded conveyor belts based on the rational choice of material for ceramic inserts of the lining cloth. The analysis of the nature of the interaction of ceramic plates with the conveyor belt, as well as the study of stresses caused in the plate under the action of operational loads, allowed us to identify a set of requirements for the mechanical properties of aluminum-oxide ceramics that ensure reliable operation of the drive and efficient operation of the conveyor. The article proposes grades of alumina ceramics,

*Вестник Тверского государственного технического университета.
Серия «Технические науки». № 2 (14), 2022*

presents the main technological stages and conditions for the manufacture of plates that contribute to obtaining the required mechanical characteristics and porosity of ceramics, and also presents the results of bending and crack resistance tests of samples from the proposed grades of materials.

Keywords: belt conveyor, drive drum, rubber ceramic lining, aluminum oxide ceramics, production technology, structure, properties, porosity.

REFERENCES

1. Volkov R.A., Gnutov A.N., Dyachkov V.K., Zenkov R.L., Perten Yu.A. *Konveyery: spravochnik [Conveyors: Handbook]* / under the total. ed. Yu.A. Perten. Leningrad: Mashinostroenie. 1984. 367 p.
2. Galkin V.I., Sheshko E.E. Modern tapes for special belt conveyors. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten (nauchno-tekhnicheskiy zhurnal)*. 2016. No. S1, pp. 382–395. (In Russian).
3. Patent RF 81949. *Privodnoy baraban lentochnogo konveyera [Belt conveyor drive drum]*. Solovyov V.G., Solovyov S.V. Declared 25.07.2008. Published 10.04.2009. Bulletin No. 10.
4. Polunin V.T., Gulenko G.N. *Ekspluatatsiya moshchnykh konveyerov [Operation of powerful conveyors]*. Moscow: Nedra. 1986. 344 p.
5. Adamchuk V.M. Investigation of traction abilities of belt drive drums lined with various materials, conveyors. *Trudy VNIPTMASH. Konveyery*. 1961. No. 9 (20). 14 p. (In Russian).
6. Galkin V.I., Dmitriyev V.G., Dyachenko V.P., Zapenin I.V., Sheshko E.E. *Sovremennaya teoriya lentochnykh konveyerov gornykh predpriyatii: uchebnoye posobiye [Modern theory of belt conveyors of mining enterprises: study guide]*. 2nd ed. Moscow: Gornaya kniga. 2011. 542 p.
7. Batygin V.N., Metelkin I.I., Reshetnikov A.M. *Vakuumno-plotnaya keramika i yeye spai s metallami [Vacuum-tight ceramics and its junctions with metals]* / ed. N.D. Devyatkov. Moscow: Energiya. 1973. 409 p.
8. Khasanov O.L., Strutz V.K., Sokolov V.M., Polisadova V.V., Dvilis E.S., Bikbaeva Z.G. *Metody izmereniya mikrotrvordosti i treshchinostoykosti nanostrukturnykh keramik: uchebnoye posobiye [Methods for measuring microhardness and crack resistance of nanostructured ceramics: textbook]*. Tomsk: Tomskiy politekhnicheskiy universitet. 2011. 101 p.
9. Evans A.G., Langdon T.G. *Konstruktsionnaya keramika [Structural ceramics]* / Tr. from English L.P. Karpilovsky, B.I. Polyak. Moscow: Metallurgiya. 1980. 256 p.
10. Ushanova S.E., Ziborova E.Yu. Increasing the durability of friction units of mining equipment and conveyor transport. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten (nauchno-tekhnicheskiy zhurnal)*. 2020. No. S15, pp. 3–8. (In Russian).
11. Cherkasova N.Yu. Phase composition, structure and properties of composite materials based on aluminum oxide and zirconium dioxide with inclusions of strontium hexaaluminate. Cand. Diss. (Engineering). Novosibirsk. 2019. 181 p. (In Russian).

Поступила в редакцию/received: 10.03.2022; после рецензирования/revised: 25.03.2022;
принята/accepted: 28.03.2022

ИНФОРМАТИКА, ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА И УПРАВЛЕНИЕ

УДК 681.5.011

АНАЛИТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПОСТОЯННЫХ МАГНИТОВ ИЗ ЗАКРИТИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

А.Н. БОЛОТОВ, д-р техн. наук, Г.Б. БУРДО, д-р техн. наук

Тверской государственный технический университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: gbtms@yandex.ru

© Болотов А.Н., Бурдо Г.Б., 2022

Целенаправленное конструирование систем с магнитоинертными подшипниками затруднено отсутствием теоретических методик расчета оптимальных магнитных систем, учитывающих физические особенности свойств высококоэрцитивных магнитов. В работе решена задача расчета силы магнитостатического взаимодействия между двумя постоянными цилиндрическими и кольцевыми магнитами. Рассмотрены материалы магнитов типа Р-Со, Fe-B, которые имеют близкую к прямоугольной кривую размагничивания и достаточно высокие значения коэрцитивной силы. Использована гипотеза Ампера, согласно которой постоянные магниты представлены в виде эквивалентных им соленоидов. Кольцевые магниты эквивалентны системе из двух коаксиальных соленоидов, имеющих противоположное направление тока в обмотках. Получены аналитические выражения для расчета нормальной и тангенциальной сил взаимодействия постоянных магнитов. Модель можно применить для определения критериев подобия магнитных систем подшипников, расчета оптимальных размеров постоянных магнитов, грузоподъемности и жесткости магнитных подшипников.

Ключевые слова: магнитное поле, конструирование, магнитоинертные подшипники, магнитостатическое взаимодействие.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-69-76

ВВЕДЕНИЕ

Магнитоинертным подшипникам уделяют большое внимание, особенно после создания новых высокоэнергоемких магнитов на основе редкоземельных элементов [1–4]. Тем не менее до сих пор их конструирование осуществляется без опоры на теоретические и экспериментальные исследования, в расчете на интуицию, в результате чего такие умозрительные конструкции зачастую почти не пригодны. Для широкого и разнообразного применения подшипников требуются данные по их расчету и функциональным свойствам. Необходимы рекомендации по оптимизации конструкции, геометрических параметров, выбору материалов и т. д.

В первую очередь для практического применения инертных магнитных подшипников важно разработать достаточно точную и в то же время простую методику расчета оптимальной магнитной системы, учитывающей все физические особенности свойств высококоэрцитивных магнитов [5]. Для решения этой задачи в общем виде сначала необходимо рассчитать силу магнитостатического взаимодействия между двумя постоянными магнитами, составляющими часть любого радиального и упорного

подшипника. Зная эту силу, можно определить все магнитосиловые характеристики подшипников: грузоподъемность, жесткость, дестабилизирующие силы.

Цель работы заключалась в получении аналитического выражения, описывающего магнитостатическое взаимодействие осесимметричных магнитов.

РАСЧЕТ МАГНИТОСТАТИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ МАГНИТОВ

Рассчитаем силу магнитостатического взаимодействия двух цилиндрических магнитов, намагниченных вдоль оси (рис. 1).

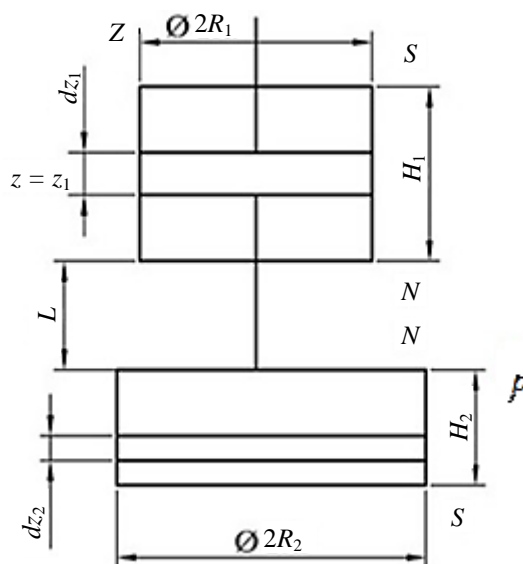


Рис. 1. К определению силы магнитостатического взаимодействия магнитов

Пусть магниты расположены соосно и не имеют вблизи элементов из магнитомягких материалов, изменяющих распределение полей. Чтобы точно рассчитать силу взаимодействия, нужно знать характер распределения намагниченности J по объему магнитов. Намагниченность J зависит от свойств магнитов и воздействующих на него собственного H_e и внешнего H_o размагничивающих полей (в зависимости от направления намагниченности H_o может иметь различный знак).

Известно [5], что рассматриваемые материалы магнитов типа Р-Со, Fe-В имеют близкую к прямоугольной кривую размагничивания (рис. 2) и достаточно высокие значения коэрцитивной силы JH_c и поля kH_c , выше которого происходит постепенное уменьшение намагниченности.

Магнитное состояние магнита характеризуется точкой А на кривой размагничивания, называемой рабочей точкой. Положение рабочей точки зависит от величины размагничивающего поля H_e и внешнего магнитного H_o поля, создаваемого сопряженным магнитом. В большинстве практически значимых конструкций подшипников суммарное размагничивающее поле $H_e \pm H_o$ не достигает поля kH_c , т. е. рабочая точка магнитов остается на горизонтальном участке кривой размагничивания, и исходная остаточная намагниченность Jr не изменяется.

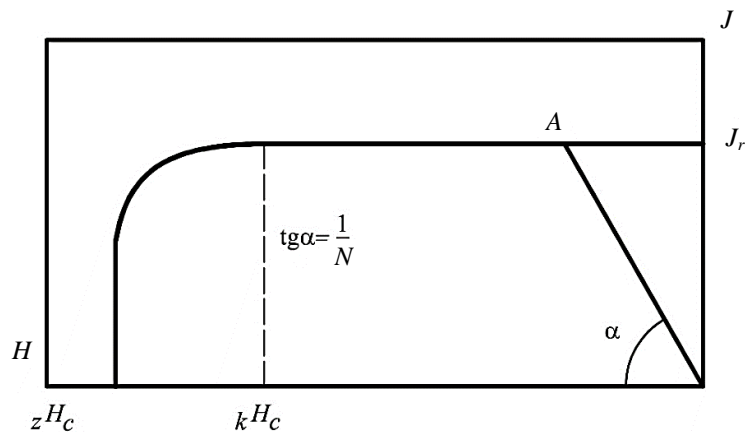


Рис. 2. Характерная кривая размагничивания SmCo магнитов

Если намагниченность магнитов полагать однородной и анизотропной, то основой расчетов удобно считать гипотезу Ампера, согласно которой постоянные магниты можно представить в виде равных им по размерам соленоидов с однослойными и очень тонкими обмотками, по которым протекают токи с постоянной плотностью, равной остаточным намагниченностям магнитов [6–10]. Радиальная сила взаимодействия соленоидов равна нулю. Для нахождения нормальной силы взаимодействия вырежем у каждого из соленоидов по кольцу высотой dz_1 и dz_2 . По этим кольцам протекают токи $i_1 = J_1 dz_1$ и $i_2 = J_2 dz_2$. Допустим, что токи противоположно направлены (случай отталкивания). Согласно закону Ампера, они будут взаимодействовать с силой f_z :

$$f_z = i_1 \oint [d\vec{l} \times \vec{B}_2] = J_1 \oint_L^{L+H_1} [d\vec{l}_1 \times \vec{B}_2] dz_1, \quad (1)$$

где $d\vec{l}_1$ – элемент тока первого кольца; \vec{B}_2 – поле второго кольца.

Очевидно, что сила взаимодействия соленоидов

$$F_z = J_1 \oint_{-H_2}^0 \int_L^{L+H_1} [d\vec{l}_1 \times \vec{B}_2] dz_1 dz_2.$$

Найдем поле, создаваемое вторым кольцом. Для удобства расчеты будем проводить в цилиндрической системе координат. Начало координат поместим в центр верхней торцевой поверхности нижнего соленоида (см. рис. 1). Вектор магнитной индукции находится из соотношения

$$\vec{B} = \text{rot} \vec{A},$$

где \vec{A} – вектор-потенциал магнитного поля.

Вектор-потенциал можно вычислить по формуле

$$\vec{A} = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_V \frac{\vec{\delta} dV}{r},$$

где $\vec{\delta}$ – плотность тока; r – расстояние от центра элемента объема dV до точки, в которой определяется вектор-потенциал.

Так как по условию поперечный размер кольца с током малы в сравнении с длиной кольца и расстоянием до точки, где определяется вектор-потенциал, то

$$\vec{A} = \frac{\mu_0}{4\pi} \oint \frac{i_2 d\vec{l}_2}{r}.$$

Вследствие осевой симметрии соленоида вектор-потенциал будет иметь единственную составляющую A_α :

$$A_\alpha = \frac{\mu_0 i_2}{4\pi} \oint \frac{\cos \alpha dl_2}{r}.$$

Так как

$$r = \sqrt{(z_1 - z_2)^2 + R_2^2 + \rho^2 - 2R_2\rho \cos \alpha}, \quad dl = R_2 d\alpha,$$

то

$$A_\alpha = \frac{\mu_0 i_2 l_2}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{\cos \alpha d\alpha}{\sqrt{(z_1 - z_2)^2 + R_2^2 - 2R_2\rho \cos \alpha}}.$$

Положим: $\alpha = \pi - 2\beta$; $d\alpha = -2d\beta$; $a^2 = \frac{4R_2\rho}{(z_1 - z_2)^2 + (R_2 + \rho)^2}$.

Имеем: $\cos \alpha = -\cos 2\beta = 2\sin^2 \beta - 1$;

$$r = \sqrt{(z_1 - z_2)^2 + R_2^2 + \rho^2 - 4R_2\rho \sin^2 \beta + 2R_2\rho} = \frac{2\sqrt{R_2\rho}}{a} \sqrt{1 - a^2 \sin^2 \beta}.$$

Следовательно:

$$A_\alpha = \frac{\mu_0 i_2}{2\pi} \sqrt{\frac{R_2}{\rho}} a \int_0^{\pi/2} \frac{(2\sin^2 \beta - 1)d\beta}{\sqrt{1 - a^2 \sin^2 \beta}}.$$

Пользуясь тождеством

$$\frac{2\sin^2 \beta}{\sqrt{1 - a^2 \sin^2 \beta}} = \frac{1}{a^2} \left(\frac{2 - a}{\sqrt{1 - a^2 \sin^2 \beta}} - 2\sqrt{1 - a^2 \sin^2 \beta} \right),$$

можно написать, что

$$A_\alpha = \frac{\mu_0 i_2}{2\pi} \sqrt{\frac{R_2}{\rho}} \left[\left(\frac{2}{a} - a \right) E - \frac{2}{a} N \right],$$

где $E = \int_0^{\pi/2} \frac{d\beta}{\sqrt{1 - a^2 \sin^2 \beta}}$ и $N = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - a^2 \sin^2 \beta} d\beta$ представляют собой полные эллиптические интегралы первого и второго рода. Отметим, что число a лежит в пределах $0 < a < 1$. При значении $a = 1$, т. е. на оси контура с током, вектор-потенциал \vec{A} обращается в бесконечность, но, как было указано выше, принятая упрощенная формула для вычисления величины \vec{A} может быть использована только на достаточном расстоянии от проводника.

Вектор магнитной индукции имеет только две составляющие (B_z и B_ρ), которые находятся из выражений:

$$\begin{aligned} B_z &= \text{rot}_z \vec{A}; B_\rho = \text{rot}_\rho \vec{A} \text{ или } B_\rho = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial z} (\rho A_\alpha) + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \alpha} (A_z) = \frac{\partial A_\alpha}{\partial z}; \\ B_z &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \alpha} (A_\alpha) + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} (\rho A_\alpha) = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} (\rho A_\alpha); \\ B_\alpha &= \frac{\partial}{\partial z} (A_\alpha) - \frac{\partial}{\partial \rho} (A_z) = 0. \end{aligned}$$

Можно показать, что

$$\frac{\partial E}{\partial a} = \frac{N}{a(1-a^2)} - \frac{E}{a}; \frac{\partial N}{\partial a} = \frac{N}{a} - \frac{E}{a},$$

а также, что

$$\begin{aligned} \frac{\partial a}{\partial (z_1 - z_2)} &= -\frac{(z_1 - z_2)a^2}{4R_2\rho}; \\ \frac{\partial a}{\partial \rho} &= \frac{a}{2\rho} - \frac{a^2}{4\rho} - \frac{a^3}{4R_2}. \end{aligned}$$

После несложных вычислений составляющие вектора магнитной индукции можно представить в следующем виде:

$$\begin{aligned} B_\rho &= \frac{\mu_0 i_2}{2\pi\rho} \frac{z_1 - z_2}{[(R_2 + \rho)^2 + (z_1 - z_2)^2]^{1/2}} \left[-E + \frac{R_2^2 + \rho^2 + (z_1 - z_2)^2}{(R_2 - \rho)^2 + (z_1 - z_2)^2} N \right]; \\ B_z &= \frac{\mu_0 i_2}{2\pi[(R_2 + \rho)^2 + (z_1 - z_2)^2]^{1/2}} \left[E + \frac{R_2^2 + \rho^2 + (z_1 - z_2)^2}{(R_2 - \rho)^2 + (z_1 - z_2)^2} N \right]. \end{aligned} \quad (2)$$

Учитывая, что $dl_1 = \rho d\phi = R_1 d\phi$, и раскрывая векторное произведение в формуле (1), получим максимальную силу магнитостатического взаимодействия соленоидов (а значит, и магнитов):

$$\begin{aligned} F_z &= J_2 \int_{-H_2}^0 \int_L^{L+H_1} \int_0^{2\pi} R_1 B_\rho d\phi dz_1 dz_2 = \mu_0 J_1 J_2 \int_{-H_2}^0 \int_L^{L+H_1} \frac{(z_1 - z_2)}{[(R_1 + R_2)^2 + (z_1 - z_2)^2]^{1/2}} \times \\ &\times \left[-E + \frac{R_2^2 + R_2^2 + (z_1 + z_2)^2}{(R_1 - R_2)^2 + (z_1 - z_2)^2} N \right] dz_1 dz_2. \end{aligned} \quad (3)$$

Рассмотрим следующий случай: соленоиды расположены не соосно, верхний магнит сдвинут на расстояние s от оси, проходящей через центр второго магнита. Тогда суммарная сила, действующая на каждый магнит, будет иметь две составляющие (F_z и F_ρ):

$$\begin{aligned} F_z &= J_2 \oint_{l_1} \int_{-H_2}^0 \int_L^{L+H_1} B_\rho \sin \gamma dl_1 dz_1 dz_2; \\ F_\rho &= J_2 \oint_{l_2} \int_{H_2}^0 \int_L^{L+H_2} B_z \cos \phi dl_1 dz_1 dz_2. \end{aligned}$$

Полярный радиус ρ , входящий в выражение для вычисления магнитной индукции (dl_1 и $\sin \gamma$), можно выразить следующим образом:

$$\rho^2 = R_1^2 + c^2 - 2R_1c \cos \phi;$$

$$\sin \gamma = \frac{R_1 - c \cos \phi}{\rho}; dl_1 = R_1 d\phi.$$

После подстановки получим:

$$F_z = \frac{\mu_0 J_1 J_2}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{-H_2}^0 \int_L^{L+H_1} \frac{R_1(R_1 - c \cos \phi)(z_1 - z_2)}{\rho^2 [(R_2 + \rho)^2 + (z_1 - z_2)^2]^{1/2}} \times$$

$$\times \left[-E + \frac{R_2^2 + \rho^2 + (z_1 - z_2)^2}{(R_2 - \rho)^2 + (z_1 - z_2)^2} N \right] d\phi dz_1 dz_2; \quad (4)$$

$$F_\rho = \frac{\mu_0 J_1 J_2}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{-H_2}^0 \int_L^{L+H_1} \frac{R_1 \cos \phi}{[(R_2 + \rho)^2 + (z_1 - z_2)^2]^{1/2}} \times$$

$$\times \left[E + \frac{R_2^2 - \rho^2 - (z_1 - z_2)^2}{(R_2 - \rho)^2 + (z_1 - z_2)^2} N \right] d\phi dz_1 dz_2. \quad (5)$$

Формулы (4), (5) позволяют рассчитать несущую способность, жесткость и дестабилизирующие силы подшипников.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Рассмотрено магнитостатическое взаимодействие высококоэрцитивных редкоземельных магнитов с однородной остаточной намагниченностью. На основе метода эквивалентного соленоида получены аналитические выражения (4), (5) для расчета нормальной и тангенциальной сил взаимодействия цилиндрических постоянных магнитов. Аналогичный подход можно использовать для расчета магнитостатического взаимодействия кольцевых магнитов с учетом принципа суперпозиции магнитных полей. Приведенные формулы позволяют рассчитывать не только пассивные магнитные подшипники, но и другие магнитосиловые устройства, например магнитные пружины, амортизаторы, удерживающие приспособления, магнитные уплотнения и др.

ЛИТЕРАТУРА

1. Fillion G., Ruel J., Dubois M.R. Reduced-friction passive magnetic bearing: innovative design and novel characterization technique // *Machines*. 2013. V. 1. № 3. P. 98–115.
2. Falkowski K., Henzel M. High efficiency radial passive magnetic bearing // *Solid State Phenomena*. 2010. V. 164. P. 360–365.
3. Болотов А.Н., Новиков В.В., Павлов В.Г. Магнитожидкостные подшипники скольжения // *Трение и износ*. 2004. Т. 26. № 3. С. 286–289.
4. Yonnet J.P. Passive magnetic bearings with permanent magnets // *IEEE Transactions on magnetics*. 1978. V. 14. № 5. С. 803–805.

5. Тишин А.М. Перспективы применения редкоземельных постоянных магнитов в электроприводах специального назначения. К 100-летию использования постоянных магнитов в технике // *Инноватика и экспертиза: научные труды*. 2017. № 1 (19). С. 175–192.

6. Слесарев Ю.Н., Малышев Б.В., Борисова А.А., Воронцов А.А. Математическое моделирование магнитных полей постоянных магнитов цилиндрической формы и эквивалентных им соленоидов // *Модели, системы, сети в экономике, технике, природе и обществе*. 2016. № 4 (20). С. 150–157.

7. Liang M., Xue K. Calculation of the magnetic field of the finite solenoid with a rectangular cross section // *Phys. Eng.* 2018. V. 28. P. 57–61.

8. Ravaud R., Lemarquand G., Lemarquand V., Depollier C. Discussion about the analytical calculation of the magnetic field created by permanent magnets // *Progress in Electromagnetics Research B*. 2009. V. 11. P. 281–297.

9. Camacho J.M., Sosa V. Alternative method to calculate the magnetic field of permanent magnets with azimuthal symmetry // *Revista mexicana de fisica E*. 2013. V. 59. № 1. P. 8–17.

Для цитирования: Болотов А.Н., Бурдо Г.Б. Аналитическое моделирование взаимодействия постоянных магнитов из закритических материалов // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 2 (14). С. 69–76.

ANALYTICAL MODELING OF THE INTERACTION OF PERMANENT MAGNETS MADE OF SUPERCRITICAL MATERIALS

A.N. BOLOTOV, Dr. Sc., G.B. BURDO, Dr. Sc.

Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: gbtms@yandex.ru

The purposeful design of systems with magnetic-passive bearings is complicated by the lack of theoretical methods for calculating optimal magnetic systems that take into account the physical characteristics of the properties of high-coercive magnets. The paper solves the problem of calculating the force of magnetostatic interaction between two permanent cylindrical and annular magnets. The materials of magnets of the P-Co type, Fe-B, which have a demagnetization curve close to a rectangular one and sufficiently high values of coercive force, are considered. The Ampere hypothesis is used, according to which permanent magnets are represented in the form of solenoids equivalent to them. Ring magnets are equivalent to a system of two coaxial solenoids having the opposite direction of current in the windings. Analytical expressions for calculating the normal and tangential interaction forces of permanent magnets are obtained. The model can be used to determine the similarity criteria of magnetic bearing systems, calculate the optimal dimensions of permanent magnets, load capacity and stiffness of magnetic bearings.

Keywords: magnetic field, design, magnetic-passive bearings, magnetostatic interaction.

REFERENCES

1. Fllion G., Ruel J., Dubois M.R. Reduced-friction passive magnetic bearing: innovative design and novel characterization technique. *Machines*. 2013. V. 1. No. 3, pp. 98–115.
2. Falkowski K., Henzel M. High efficiency radial passive magnetic bearing. *Solid State Phenomena*. 2010. V. 164, pp. 360–365.
3. Bolotov A.N., Novikov V.V., Pavlov V.G. Magnetic fluid plain bearings. *Treniye i iznos*. 2004. V. 26. No. 3, pp. 286–289. (In Russian).
4. Yonnet J.P. Passive magnetic bearings with permanent magnets. *IEEE Transactions on magnetics*. 1978. V. 14. No. 5, pp. 803–805.
5. Tishin A.M. Prospects for the use of rare-earth permanent magnets in special-purpose electric drives. To the 100th anniversary of the use of permanent magnets in technology. *Innovatika i ekspertiza: nauchnyye trudy*. 2017. No. 1 (19), pp. 175–192. (In Russian).
6. Slesarev Yu.N., Malyshev B.V., Borisova A.A., Vorontsov A.A. Mathematical modeling of magnetic fields of permanent cylindrical magnets and equivalent solenoids. *Modeli, sistemy, seti v ekonomike, tekhnike, prirode i obshchestve*. 2016. No. 4 (20), pp. 150–157. (In Russian).
7. Liang M., Xue K. Calculation of the magnetic field of the finite solenoid with a rectangular cross section. *Phys. Eng.* 2018. V. 28, pp. 57–61.
8. Ravaud R., Lemarquand G., Lemarquand V., Depollier C. Discussion about the analytical calculation of the magnetic field created by permanent magnets. *Progress in Electromagnetics Research B*. 2009. V. 11, pp. 281–297.
9. Camacho J.M., Sosa V. Alternative method to calculate the magnetic field of permanent magnets with azimuthal symmetry. *Revista mexicana de fisica E*. 2013. V. 59. No. 1, pp. 8–17.

Поступила в редакцию/received: 23.01.2022; после рецензирования/revised: 28.01.2022;
принята/accepted: 04.02.2022

ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ ПРОИЗВОДСТВЕННОЙ СИСТЕМЫ В УСЛОВИЯХ МНОГОНОМЕНКЛАТУРНОГО МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Е.В. ПОЛЕТАЕВА, канд. техн. наук, И.В. ГОРЛОВ, д-р техн. наук

Тверской государственной технической университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: epolet2010@mail.ru

© Полетаева Е.В., Горлов И.В., 2022

В условиях мелкосерийного машиностроительного производства частая смена номенклатуры выпускаемых изделий диктует необходимость ускорения технологического проектирования и повышения его качества за счет оптимизации инженерных решений с использованием автоматизированных систем технологической подготовки производства. В статье рассмотрена одна из важных задач оптимизации структуры производственной системы, основой которой является станочная система. Представлены модели, описывающие производственную систему на разных этапах проектирования. Разработан оптимизационный алгоритм, позволяющий объединить несколько моделей в одну систему. Этот алгоритм может применяться в современных прогрессивных технологиях. Приведен пример построения моделей структуры производственной станочной системы для обработки корпусных деталей при групповой организации машиностроительного производства.

Ключевые слова: автоматизация проектирования, технологическая подготовка производства, многономенклатурное производство, моделирование, оптимизация, структура производственной системы.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-77-82

ВВЕДЕНИЕ

Эффективность современного машиностроительного производства непосредственно связана с применением прогрессивных форм организации всех процессов и их автоматизацией. В условиях мелкосерийного производства прогрессивными в настоящий момент являются типовая, групповая и модульная технологии [1–3]. Все три типа организации производства, определяющие содержание технологической подготовки производства, относятся к унифицированным технологическим процессам [4]. Типовой технологический процесс разрабатывается для изготовления деталей с общими конструктивными и технологическими признаками. Групповой отличается от типового в основном организацией производственного процесса. Модульный принцип предполагает проектирование технологического процесса обработки конструкторско-технологических модулей, сочетающих типовые элементарные поверхности, и включает в структуру типовые и групповые технологии. Унификация и типизация предусматривают классификацию деталей, элементов деталей, сходных по форме, размерам, точностным и прочностным характеристикам, качеству поверхностей. Обязательным также является описание сочетаний поверхностей, характеризуемых единством баз, станочного оборудования, последовательности операций, установов и переходов. Структуру производства в первую очередь определяет станочное оборудование. При многономенклатурном производстве это, как правило, станки с числовым программным управлением, позволяющие значительно сократить время,

затрачиваемое на переналадку, сконцентрировать несколько операций без перемены базирования детали. Выбор станочного оборудования зависит как от структуры обрабатываемых деталей, так и от возможностей производства.

ПОСТРОЕНИЕ МОДЕЛЕЙ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОИЗВОДСТВЕННОЙ СИСТЕМЫ

Производственные машиностроительные системы являются системами большими и сложными, поэтому для формализации и оптимизации элементов такой системы используются разные модели в зависимости от цели исследования. Задача оптимизации структуры производственной системы сводится к выбору, интерпретации и модификации существующих моделей в предметной области машиностроения.

Рассмотрим основные этапы построения моделей деталей и производственной системы на примере группы корпусных деталей [5]. Корпусные детали представляют собой базовые детали машин, предназначенные для установки в них присоединяемых деталей и сборочных единиц. Для группы, состоящей из шести деталей типа *корпус*, построим обобщенную деталь (N), в состав которой будут входить все поверхности деталей группы (рис. 1).

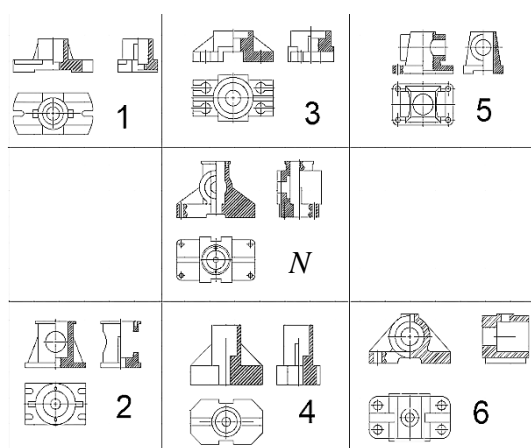


Рис. 1. Группа из шести деталей и обобщенная деталь N

Используя аппарат структурного моделирования, опишем обобщенную деталь вектором составляющих ее поверхностей, упорядоченных в соответствии с последовательностью их обработки: F_1 – нижняя плоскость корпуса; F_2 – верхняя плоскость корпуса; F_3, F_4 – боковые плоскости корпуса; F_5, F_6 – передняя и задняя плоскости корпуса; F_7, F_8 – плоскости торцов цилиндра; $F_9–F_{11}$ – пазы; $F_{12}–F_{16}$ – отверстия в корпусе; F_{17} – внешняя поверхность фланца; F_{18} – отверстие с резьбой в торце фланца [6]. Соответственно, каждая деталь группы моделируется вектором $F_1–F_{18}$. Так формируется булева матрица деталей группы (рис. 2). Здесь \bullet означает, что элемент F_j принадлежит i -й детали ($j = 1…18, i = 1…6$).

№ детали	F_1	F_2	F_3	F_4	F_5	F_6	F_7	F_8	F_9	F_{10}	F_{11}	F_{12}	F_{13}	F_{14}	F_{15}	F_{16}	F_{17}	F_{18}
1	•	•	•	•					•			•	•	•			•	
2	•	•	•	•	•	•			•			•	•	•	•		•	•
3	•	•	•	•	•	•	•	•	•			•	•	•			•	
4	•	•	•	•	•	•					•		•	•			•	
5	•	•	•	•	•	•	•	•	•			•	•		•			
6	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•		•	•		•	•	•	

Рис. 2. Матрица состава элементов деталей группы

Вектор $F1-F18$ можно использовать при построении матрицы станочного оборудования (рис. 3). Здесь \bullet означает, что элемент F_j может быть получен в результате обработки на соответствующем станке ($j = 1 \dots 18$).

Станок/контур	$F1$	$F2$	$F3$	$F4$	$F5$	$F6$	$F7$	$F8$	$F9$	$F10$	$F11$	$F12$	$F13$	$F14$	$F15$	$F16$	$F17$	$F18$
6P10	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•						
2P614									•	•	•	•	•	•	•	•	•	•
2A622F4	•	•	•	•	•	•	•	•			•	•	•	•	•	•	•	•
2620	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•		
Skoda W100	•	•	•	•	•	•	•	•	•		•	•	•	•	•	•		
DMU 50 ecoline	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•

Рис. 3. Матрица станочного оборудования

Матрица станочного оборудования описывает двудольный граф, в котором множество вершин состоит из двух подмножеств (множества элементов обобщенной детали и множества станков), а ребра – возможность получения элемента детали на соответствующем станке (рис. 4) [7].

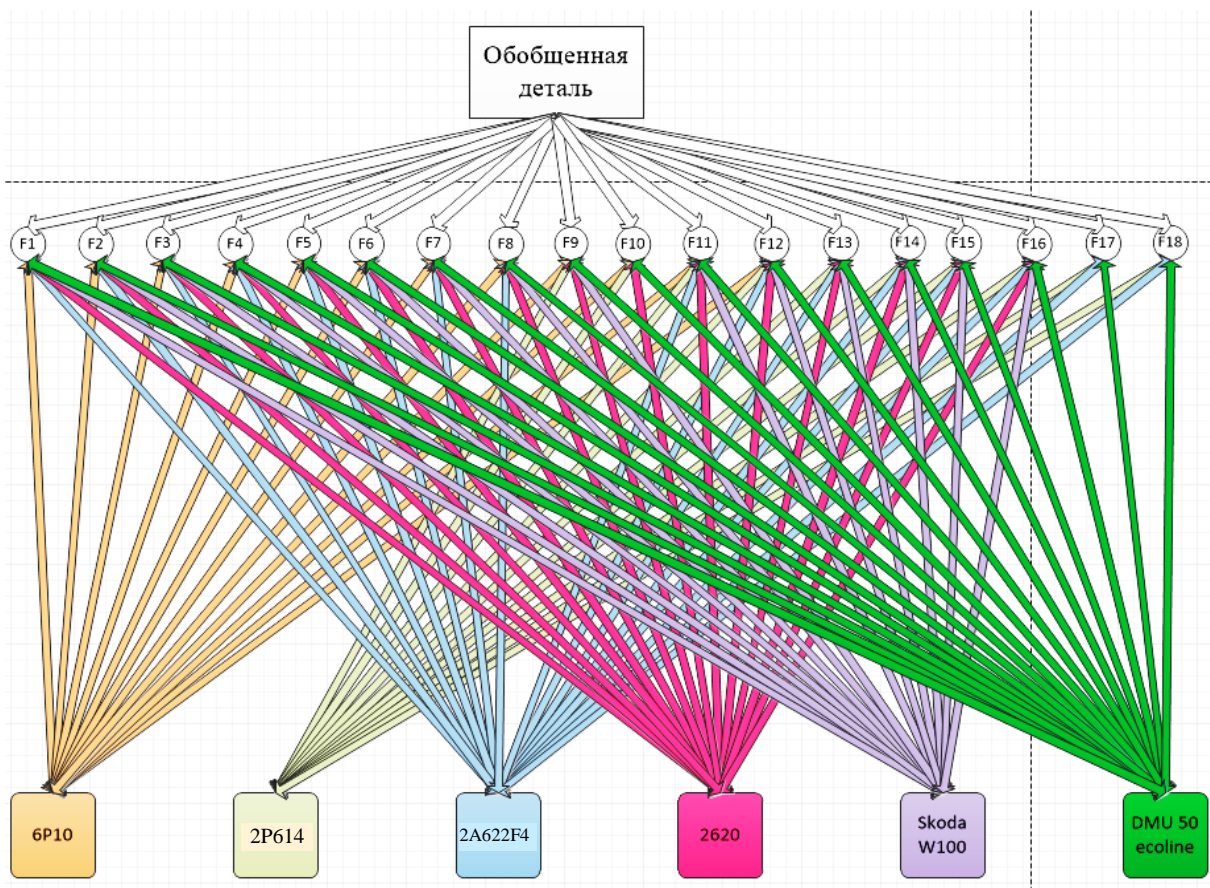


Рис. 4. Двудольный граф, описывающий связь станков и элементов обобщенной детали группы

Чтобы решить задачу минимизации станочного оборудования, необходимо иметь все возможные варианты обработки обобщенной детали, используя приведенный выше двудольный граф [8]. Нужно построить взвешенный орграф с истоком s , стоком t

и вершинами O_{ij} для каждого элемента детали F_j и каждого станка C_i , на котором можно обработать этот элемент (рис. 5). Все дуги вида $O_{ij} \rightarrow O_{ij+1}$ нагрузим нулем, остальные – единицей.

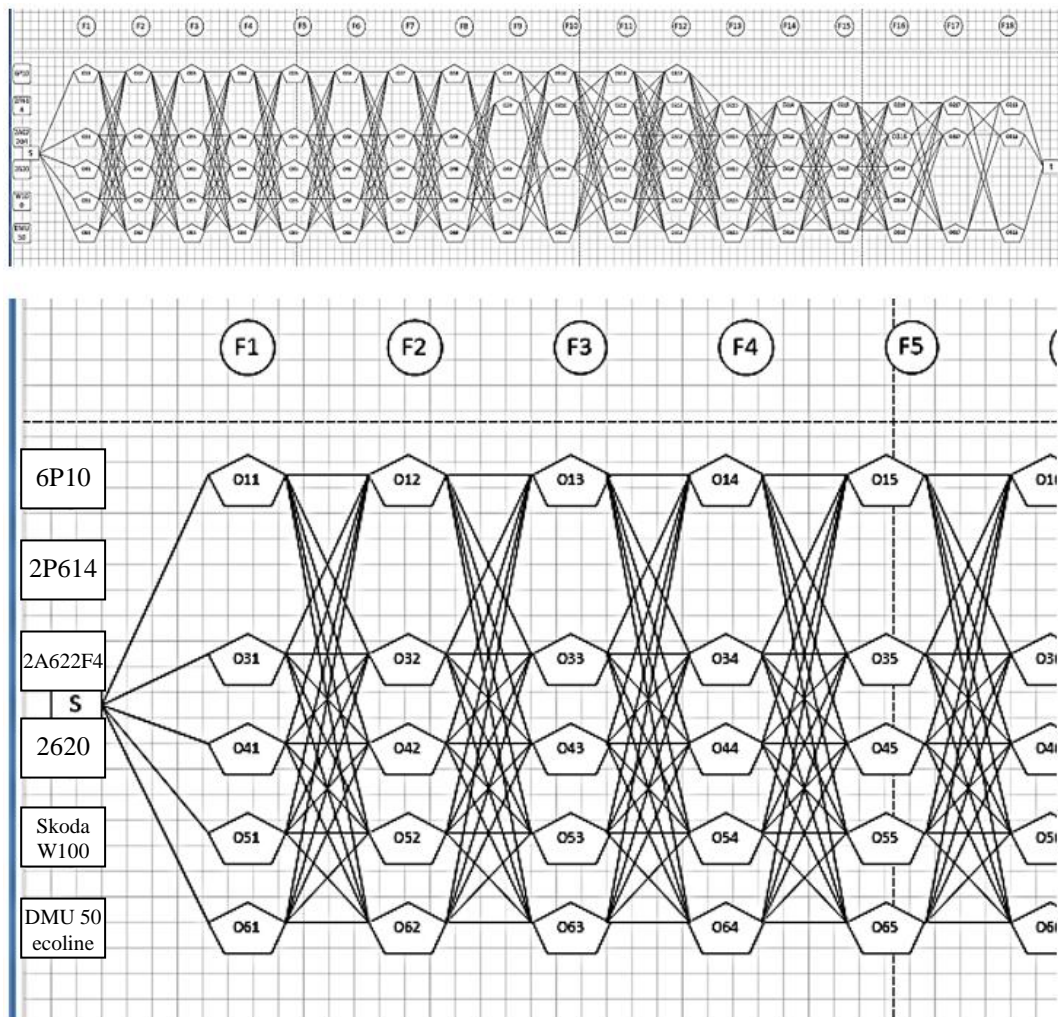


Рис. 5. Формирование маршрутов обработки обобщенной детали для поиска кратчайшего пути в графе

Произвольный путь из истока s в сток t на построенном графе имеет следующие свойства: промежуточные вершины графа определяют разбиение последовательности обработки элементов обобщенной детали на операции, причем при любом варианте существует некоторый путь из s в t ; множество вершин, соответствующее участку пути с нулевой длиной, определяет одну операцию; дуга с единичной длиной определяет смену станка. Таким образом, задача минимизации количества единиц станочного оборудования для обработки группы деталей сводится к определению кратчайшего пути в графе. В качестве оценочной функции при оптимизации структуры станочной системы может быть выбрано суммарное время или стоимость получения деталей. Для этого вершины графа O_{ij} заменим двумя вершинами, соединенными дугой $U_{ij} \rightarrow V_{ij}$, нагруженной временем (стоимостью) обработки элемента детали F_j на соответствующем станке C_i . Все дуги $V_{ij} \rightarrow U_{k,j+1}$ нагружены временем (стоимостью) транспортирования от станка i -го к k -му, а все дуги вида $s \rightarrow U_{i1}$, $V_{i1} \rightarrow t$, $V_{ij} U_{i+1}$ – нулем. Тогда, решив задачу нахождения минимального пути в графе из s в t , можно

определить оптимальную структуру станочной системы для обработки группы деталей с максимальной производительностью (минимальной стоимостью).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Вне зависимости от того, для какого типа организации производственного процесса (типового, группового или модульного) производится оптимизационный выбор станочного оборудования, решение задачи оптимизации структуры производственной системы в условиях многономенклатурного производства может осуществляться по одному и тому же алгоритму. Такой алгоритм должен включать следующие шаги: разбиение всех деталей номенклатуры выпускаемых изделий на группы; выявление всех возможных вариантов обработки элементов деталей группы на станках производственной системы; построение структурных моделей станочных систем и (при выборе оценочной функции, соответствующей цели исследования) определение оптимального маршрута обработки (оптимальной структуры станочной системы). Таким образом, весь процесс проектирования разделяется на несколько этапов, на каждом из них используются разные модели, которые должны быть алгоритмически объединены. Такой метод позволяет эффективно решать основные задачи при автоматизации технологического проектирования в машиностроении.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ковалевский С.В., Онищук С.Г., Борисенко Ю.Б. Технология обработки типовых деталей и сборки машин. Краматорск: ДГМА. 2015. 119 с.
2. Шабашов А.А. Проектирование машиностроительного производства: учебное пособие. Екатеринбург: Уральский ун-т. 2016. 75 с.
3. Мартыненко О.В. Применение модульного принципа в конструкторско-технологической подготовке производства // *Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований*. 2016. № 12-4. С. 605–608.
4. Горлов И.В., Полетаева Е.В., Калинин Н.А. Групповая технология как основа автоматизации широкономенклатурного производства // *Вестник Тверского государственного технического университета*. 2016. № 1 (29). С. 59–65.
5. Sayama H. Introduction to the modeling and analysis of complex systems. Open SUNY Textbooks. 2015. 498 p.
6. Павлов В.В. CALS-технологии в машиностроении (математические модели). М.: ИЦ МГТУ СТАНКИН. 2002. 238 с.
7. Омельченко А.В. Теория графов. М.: МЦНМО. 2018. 415 с.
8. Тимковский Ю.Г. Дискретная математика в мире станков и деталей: введение в математическое моделирование задач дискретного производства. М.: Наука. 1992. 144 с.

Для цитирования: Полетаева Е.В., Горлов И.В. Оптимизация структуры производственной системы в условиях многономенклатурного машиностроительного производства // *Вестник Тверского государственного технического университета*. Серия «Технические науки». 2022. № 2 (14). С. 77–82.

OPTIMIZATION OF THE PRODUCTION SYSTEM STRUCTURE IN A MULTI-NOMENCLATURE MACHINE-BUILDING PRODUCTION

E.V. POLETAEVA, Cand. Sc., I.V. GORLOV, Dr. Sc.

Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: epolet2010@mail.ru

In the conditions of small-scale machine-building production, the frequent change in the nomenclature of manufactured products dictates the need to accelerate technological design and improve its quality by optimizing engineering solutions using computer-aided design tools. The article deals with one of the important tasks of optimizing the structure of a production system, the basis of which is a machine tool system. Models describing the production system at different stages of design are presented. An optimization algorithm allowing to combine several models into one system which can be used for modern progressive technologies is developed. An example of model building when optimizing the structure of production machine tool system for machining of case parts at the group organization of machine building production is given.

Keywords: design automation, technological preparation of production, multi-nomenclature production, modeling, optimization, structure of production system.

REFERENCES

1. Kovalevsky S.V., Onishchuk S.G., Borisenko Yu.B. Tekhnologiya obrabotki tipovykh detaley i sborki mashin [Processing technology of standard parts and machine assembly]. Kramatorsk: DGMA. 2015. 119 p.
2. Shabashov A.A. Proyektirovaniye mashinostroitel'nogo proizvodstva [Designing machine-building production]. Ekaterinburg: Uralskiy un-t. 2016. 75 p.
3. Martynenko O.V. Application of the modular principle in the design and technological preparation of production. *Mezhdunarodnyy zhurnal prikladnyh i fundamentalnyh issledovaniy*. 2016. No. 12-4, pp. 605–608. (In Russian).
4. Gorlov I.V. Poletaeva E.V., Kalinin N.A. Group technology as the basis for the automation of wide-range production. *Vestnik Tverskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*. 2016. No. 1 (29), pp. 59–65. (In Russian).
5. Sayama H. Introduction to the modeling and analysis of complex systems. Open SUNY Textbooks. 2015. 498 p.
6. Pavlov V.V. CALS-tekhnologii v mashinostroyenii (matematicheskiye modeli) [CALs technologies in mechanical engineering (mathematical models)]. Moscow: MGTU STANKIN. 2002. 238 p.
7. Omelchenko A.V. Teoriya grafov [Graph theory]. Moscow: MTsNMO. 2018. 415 p.
8. Timkovsky Yu.G. Diskretnaya matematika v mire stankov i detaley: vvedeniye v matematicheskoye modelirovaniye zadach diskretnogo proizvodstva [Discrete Mathematics in the World of Machine Tools and Parts: An Introduction to Mathematical Modeling of Discrete Manufacturing Problems]. Moscow: Nauka. 1992. 144 p.

Поступила в редакцию/received: 03.01.2022; после рецензирования/revised: 12.01.2022;
принята/accepted: 14.01.2022

ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ ПОДДЕРЖКА ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ ПРИ ДИАГНОСТИКЕ ЛОР-ЗАБОЛЕВАНИЙ

Г.Б. БУРДО¹, д-р техн. наук, Е.Г. ПОРТЕНКО², д-р мед. наук,
Н.А. ВАШНЕВСКАЯ², канд. мед. наук

¹Тверской государственной технической университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: gbtms@yandex.ru

²Тверской государственной медицинский университет,
170100, Тверь, ул. Советская, д. 4

© Бурдо Г.Б., Портенко Е.Г., Вашневская Н.А., 2022

В статье рассматривается один из подходов к созданию интеллектуальных экспертных систем поддержки принятия решений при диагностике хронических заболеваний глотки. Подход основан на обобщении опыта диагностики заболеваний. Были выявлены группы параметров, учитываемых при диагностике лор-заболеваний указанного типа. Каждой группе параметров, как и каждому из них, экспертами были присвоены веса, позволяющие оценивать ожидание подтверждения предполагаемого прогноза. На основании этих данных путем разработки продукционных моделей знаний и реализации методики нечетких множеств были получены алгоритмы, позволяющие оценить степень уверенности в правильности постановки диагноза.

Ключевые слова: поддержка принятия решений, нечеткие множества, искусственный интеллект, продукционные модели, диагностика, лор-заболевания.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-83-90

ВВЕДЕНИЕ

На современном этапе развития медицины врачи и ученые уделяют большое внимание проблеме диагностики хронической патологии глотки. По данным медицинской литературы, более 70 % случаев воспалительных заболеваний лор-органов вызвано различной вирусной инфекцией [1], в частности герпетической.

Диагностика хронического фаринготонзиллита, ассоциированного с герпетической инфекцией, достаточна сложна. Не вдаваясь в медицинские рассуждения и тонкости (которые не являются темой настоящей работы), можно утверждать, что проблема диагностики заключается в том, что ни один из известных способов обследования (инструментальные средства, анализы и т.д.) не дает полной уверенности в наличии герпетической инфекции именно лор-органов [1, 2]. Следовательно, для диагностики указанного заболевания весьма важным становится опыт практикующего врача, принимающего решение о диагнозе. В связи с этим разработка методики принятия окончательного взвешенного решения на основе экспертной системы, синтезирующей естественный и искусственный интеллекты, кажется нам вполне актуальной.

Таким образом, целью настоящего исследования стала разработка интеллектуальной системы поддержки принятия решений на примере диагностики заболеваний глотки, вызванных герпетической инфекцией.

Указанный подход был реализован путем разработки моделей экспертной системы, обобщающей опыт практикующих врачей.

УСТАНОВЛЕНИЕ ВЕСОВ ДИАГНОСТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ

Как мы уже отметили, модели поддержки принятия решений в рамках настоящей работы разрабатывались на примере диагностики хронического фаринготонзиллита на фоне герпетической инфекции ротоглотки.

Модели поддержки принятия решений создавались в определенной последовательности.

На первом этапе врачами-экспертами были определены четыре основные группы параметров (данных), имеющих наиболее существенное значение для постановки диагноза [2, 3]:

- 1) жалобы и ощущения больного;
- 2) лор-статус больного;
- 3) полимеразная цепная реакция (ПЦР-диагностика) соскоба слизистой задней стенки глотки и небных миндалин на наличие ДНК вируса;
- 4) анализ крови на авидность IgG к обнаруженному вирусу.

На основе оценок врачами-экспертами важности групп параметров для постановки диагноза (именно важности, а не достоверности) всем этим группам были присвоены веса P_i от 0 до 1 (табл. 1).

Таблица 1. Важность групп параметров для постановки диагноза

Группы параметров	Вес важности группы параметров, P_i
Жалобы и ощущения больного	0,75
Лор-статус больного	0,85
ПЦР-диагностика соскоба слизистой задней стенки глотки и небных миндалин на наличие ДНК вируса	1,0
Анализ крови на авидность IgG к обнаруженному вирусу	1,0

На втором этапе определили коэффициенты, позволяющие охарактеризовать степень уверенности врачей в диагнозе на основании того или иного параметра. С этой целью проводилась детализация каждого параметра, приведенного в табл. 1.

Группа параметров 1. Были выявлены основные жалобы, характерные для пациентов рассматриваемой группы, а каждому из параметров (видов жалоб) был присвоен вес S_j^1 , характеризующий его значимость в общей структуре жалоб (табл. 2). Суммарное значение весов равнялось 1.

Группа параметров 2. Опросом врачей-экспертов были установлены параметры лор-статуса, влияющие на постановку диагноза, и определены их веса (табл. 3). Суммарное значение весов равнялось 1.

Группа параметров 3. Параметр «ПЦР-диагностика соскоба слизистой задней стенки глотки и небных миндалин на наличие ДНК вируса» имеет бинарное значение: 1) $S_j^3 = S_j^3 = 1$, если обнаружена ДНК вируса; 2) $S_j^3 = 0$, если она не обнаружена (табл. 4).

Группа параметров 4. В основу структуры параметров был положен индекс авидности (ИА) IgG к обнаруженному вирусу [1–3]. На основе экспертных оценок (табл. 5) были получены значения весов ИА.

Таблица 2. Веса жалоб

Структура параметров в жалобах пациента	Вес параметра (жалобы), $S_j^i = S_j^1$
Боль в горле при глотании («пустой глоток»)	0,25
Ощущение постороннего тела в горле	0,1
Неловкость в горле	0,1
Ощущение крупинок на языке (гнилостных пробок из лакун небных миндалин)	0,2
Нерезкие болевые ощущения в области региональных лимфатических узлов, их увеличение	0,2
Слабость	0,05
Боли в сердце	0,05
Затрудненное носовое дыхание	0,05

Таблица 3. Веса параметров лор-статуса

Структура параметров лор-статуса	Вес параметра лор-статуса, $S_j^i = S_j^2$
Гиперемия слизистой оболочки глотки	0,2
Широкие лакуны небных миндалин	0,1
Сращение небных миндалин с дужками	0,1
Гнойные пробки в лакунах небных миндалин	0,2
Симптом Гизе	0,2
Симптом Зака	0,2

Таблица 4. Веса параметров ПЦР-диагностики

Структура параметров ПЦР-диагностики	Вес параметра ПЦР-диагностики, $S_j^i = S_j^3$
Обнаружена ДНК вируса	1,0
Не обнаружена ДНК вируса	0

Таблица 5. Веса параметров авидности

Значение ИА	Вес параметра авидности, $S_j^i = S_j^4$
< 45 %	0,5
45...55 %	0,8
> 55 %	1,0

Введем коэффициент K_i , характеризующий степень влияния группы параметров i на подтверждение диагноза:

$$K_i = P_i \cdot (\Sigma S_j^i),$$

где i – номер группы параметров, $i = \overline{1,4}$; j – номер параметра (в первой группе параметров их 8, во второй – 6, в третьей – 2, в четвертой – 3).

Как можно видеть, в результате выполнения диагностики мы получим четыре значения коэффициента K_i , каждое из которых характеризует степень влияния своей группы параметров на подтверждение предполагаемого диагноза. Значение коэффициентов находится в интервале от 0 (нет влияния) до 1 (сильное влияние).

МОДЕЛЬ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СТЕПЕНИ ПОДТВЕРЖДЕННОСТИ ДИАГНОЗА НА ОСНОВЕ НЕЧЕТКИХ МНОЖЕСТВ

Модель, позволяющая оценить степень подтвержденности диагноза на основе четырех наблюдаемых групп параметров диагностики, была сформирована на основе продукционных баз знаний с использованием теории нечетких множеств [4–7, 9].

Форма выражений в продукционной базе знаний имеет следующий вид:

ЕСЛИ степень влияния первой группы параметров A_1 **И ЕСЛИ** степень влияния второй группы параметров A_2 **И ЕСЛИ** степень влияния третьей группы параметров A_3 **И ЕСЛИ** степень влияния четвертой группы параметров A_4 **ТО** степень подтвержденности диагноза равна B_i .

В данном выражении A_i и B_i являются лингвистическими переменными.

Лингвистическая переменная A_i имеет три терма: низкая степень влияния, средняя и высокая. График функции принадлежности $\mu(A_i)$ показан на рис. 1.

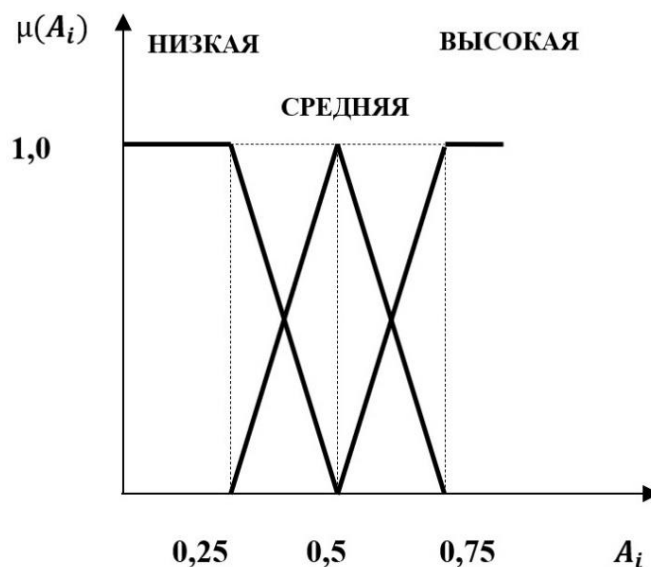


Рис. 1. Функция принадлежности лингвистической переменной A_i

Лингвистическая переменная B_i имеет пять термов (применительно к степени подтвержденности диагноза): весьма низкая, низкая, сомнительная, высокая, весьма высокая.

График функции принадлежности $\mu(B_i)$ показан на рис. 2.

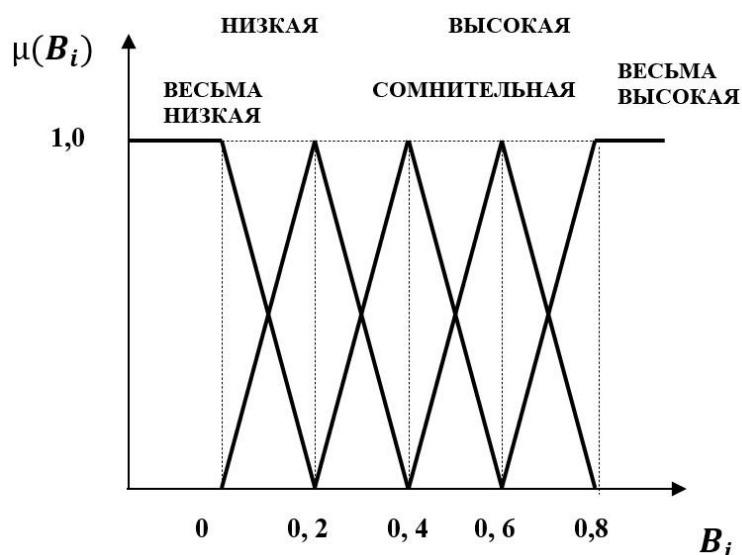


Рис. 2. Функция принадлежности лингвистической переменной V_i

Была построена продукционная база знаний. Для ее формирования привлекались врачи-эксперты.

Приведем примеры нескольких правил из базы знаний.

ЕСЛИ степень влияния первой группы параметров *НИЗКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния второй группы параметров *НИЗКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния третьей группы параметров *НИЗКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния четвертой группы параметров *НИЗКАЯ* **ТО** степень подтвержденности диагноза равна *ВЕСЬМА НИЗКАЯ*.

ЕСЛИ степень влияния первой группы параметров *НИЗКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния второй группы параметров *НИЗКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния третьей группы параметров *ВЫСОКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния четвертой группы параметров *ВЫСОКАЯ* **ТО** степень подтвержденности диагноза равна *СОМНИТЕЛЬНАЯ*.

ЕСЛИ степень влияния первой группы параметров *ВЫСОКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния второй группы параметров *ВЫСОКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния третьей группы параметров *ВЫСОКАЯ* **И** **ЕСЛИ** степень влияния четвертой группы параметров *НИЗКАЯ* **ТО** степень подтвержденности диагноза равна *ВЫСОКАЯ*.

Всего продукционная база знаний состоит из 81 правила, сформированного по следующему алгоритму:

1. Если все значения функций принадлежности в подусловиях *НИЗКАЯ*, то значение лингвистической переменной V_i – *ВЕСЬМА НИЗКАЯ*.
2. Если все значения функций принадлежности в подусловиях *ВЫСОКАЯ*, то значение лингвистической переменной V_i – *ВЕСЬМА ВЫСОКАЯ*.
3. Если два значения функций принадлежности в подусловиях *ВЫСОКАЯ*, а два *НИЗКАЯ*, то значение лингвистической переменной V_i – *СОМНИТЕЛЬНАЯ*.
4. Если три значения функций принадлежности в подусловиях *ВЫСОКАЯ*, а одно – *НИЗКАЯ* или *СРЕДНЯЯ*, то значение лингвистической переменной V_i – *ВЫСОКАЯ*.
5. Если три значения функций принадлежности в подусловиях *НИЗКАЯ*, а одно – *ВЫСОКАЯ* или *СРЕДНЯЯ*, то значение лингвистической переменной V_i – *НИЗКАЯ*.

6. Если два значения функций принадлежности в подусловиях *ВЫСОКАЯ*, а два *СРЕДНЯЯ*, то значение лингвистической переменной V_i – *ВЫСОКАЯ*.

7. Если два значения функций принадлежности в подусловиях *НИЗКАЯ*, а два *СРЕДНЯЯ*, то значение лингвистической переменной V_i – *НИЗКАЯ*.

Фаззи-логическая конъюнкция подусловий выполняется по правилу минимума. Нахождение функций совместной принадлежности – по правилу нечеткой импликации Мамдани. Дефаззификация взвешенной оценки подтвержденности диагноза (результат) выполняется по центроидному методу [6].

МЕТОДИКА ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЭКСПЕРТНОЙ СИСТЕМЫ

Последовательность работы с системой, реализованной в среде MATLAB [8], следующая.

На первом этапе после беседы с больным, выявления лор-статуса, проведения анализов (ПЦР-диагностики соскоба слизистой задней стенки глотки и небных миндалин на наличие ДНК вируса, анализа крови на авидность IgG к обнаруженному вирусу) врач, работая с параметрами, приведенными в табл. 2–5 (по сути, отмечая их), вводит информацию по результатам диагностики. Каждому параметру автоматически присваиваются веса S_j^i . На основании весов в автоматическом режиме производится подсчет коэффициентов K_i .

На втором этапе выполняется обработка продукционной базы знаний, по результатам которой выявляется экспертная оценка степени подтвержденности диагноза (вероятности наличия заболевания). Результат выдается на интервале значений от 0 (диагноз не подтверждается) до 1 (высокая степень подтверждаемости диагноза).

После этого, руководствуясь собственным мнением и подсказками системы, врач ставит диагноз.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Можно отметить, что использование программных реализаций разработанной методики не вызывает возражений у практикующих врачей.

Данный факт определяется рядом соображений:

методика предполагает использование привычной для врачей терминологии; основой диагностики служат действующие для лор-врачей медицинские стандарты и методики (в широком трактовании);

применение программных средств не требует от врачей наличия специальных знаний в области вычислительной техники и информатики;

выходные параметры выдаются в понятном числовом формате и диапазоне (1, т. е. 100 % – полное подтверждение; 0, т. е. 0 % – полное отрицание);

методика может быть распространена и на коллективную дистанционную диагностику (консилиум).

Программные средства прошли первичную верификацию и валидацию. Числовые значения входных и выходных параметров для нескольких примеров расчетов приведены в табл. 6.

Таблица 6. Примеры расчетов

K_1	K_2	K_3	K_4	Степень подтвержденности диагноза
0,637 5	0,765	1	0,8	0,834
0,637 5	0,595	1	0,8	0,713
0,637 5	0,637 5	0	0,8	0,159

Пользователи отмечали полезность программных средств с точки зрения уверенности врача в своих действиях. Следует сказать, что программные средства имеют открытую базу знаний, которую можно постоянно развивать и совершенствовать.

ЛИТЕРАТУРА

1. Смирнов И.Е., Мещеряков К.Л., Якушенкова А.П. Оценка изменений показателей гуморального иммунитета у детей с хронической патологией лимфоидного кольца глотки НЦЗД РАМН // *Российская ринология*. 2009. Т. 17. № 2. С. 114.
2. Портенко Г.М., Портенко Е.Г., Шматов Г.П. Хронический тонзиллит с позиций современных информационных технологий. Тверь: ТГМА. 2012. 79 с.
3. Кишкун А.А. Иммунологические и серологические исследования в клинической практике. М.: Медицинское информационное агентство. 2006. 531 с.
4. Бурдо Г.Б., Болотов А.Н. Механизм машинного обучения в системах автоматизированного проектирования // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2021. № 4 (12). С. 66–75.
5. Рыбина Г.В. Основы построения интеллектуальных систем: учебное пособие. М.: Финансы и статистика: Инфра-М. 2010. 430 с.
6. Гаврилова Т.А., Хорошевский В.Ф. Базы знаний интеллектуальных систем: учебное пособие. СПб.: Питер. 2000. 382 с.
7. Заде Л.А. Понятие лингвистической переменной и ее применение к понятию приближенных решений. М.: Мир. 1976. 165 с.
8. Дьяконов В., Круглов В. Математические пакеты расширения MATLAB: специальный справочник. СПб.: Питер. 2001. 475 с.
9. Бурдо Г.Б. Концептуальные подходы к созданию информационных систем для машиностроительного производства // *Мягкие измерения и вычисления*. 2019. № 2 (15). С. 79–90.

Для цитирования: Бурдо Г.Б., Портенко Е.Г., Вашневская Н.А. Интеллектуальная поддержка принятия решений при диагностике лор-заболеваний // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 2 (14). С. 83–90.

INTELLIGENT DECISION SUPPORT IN THE DIAGNOSIS OF ENT DISEASES

G.B. BURDO¹, Dr. Sc., E.G. PORTENKO², Dr. Sc.,
N.A. VASHNEVSKAYA², Cand. Sc.

¹Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: gbtms@yandex.ru

²Tver State Medical University, 4, Sovetskaya str., 170100, Tver

The article discusses one of the approaches to the creation of intelligent expert decision support systems for the diagnosis of chronic pharyngeal diseases. design systems by technological processes of mechanical processing. The approach is based on generalizing the experience of diagnosing diseases. Groups of parameters taken into account in the diagnosis of ENT diseases of this type were identified. Each group of parameters, as well as each of them, were assigned weights by experts, allowing them to assess the expectation of confirmation of the expected forecast. Based on these data, by developing production models of knowledge and implementing the fuzzy sets methodology, algorithms were developed to assess the degree of confidence in the correctness of the diagnosis.

Keywords: decision support, fuzzy sets, artificial intelligence, production models, diagnostics, ENT diseases.

REFERENCES

1. Smirnov I.E., Meshcheryakov K.L., Yakushenkova A.P. Evaluation of changes in humoral immunity in children with chronic pathology of the lymphoid ring of the pharynx SCCH RAMS. *Rossiyskaya rinologiya*. 2009. V. 17. No. 2. P. 114. (In Russian).
2. Portenko G.M., Portenko E.G., Shmatov G.P. Khronicheskiy tonzillit s pozitsiy sovremennykh informatsionnykh tekhnologiy [Chronic tonsillitis from the standpoint of modern information technologies]. Tver: TGMA. 2012. 79 p.
3. Kishkun A.A. Immunologicheskiye i serologicheskiye issledovaniya v klinicheskoy praktike [Immunological and serological studies in clinical practice]. Moscow: Meditsinskoye informatsionnoye agentstvo. 2006. 531 p.
4. Burdo G.B., Bolotov A.N. The mechanism of machine learning in computer-aided design systems. *Vestnik Tverskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Seriya «Tekhnicheskkiye nauki»*. 2021. No. 4 (12), pp. 66–75. (In Russian).
5. Rybina G.V. Osnovy postroyeniya intellektualnykh sistem: uchebnoye posobiye [Fundamentals of building intelligent systems: a tutorial]. Moscow: Finansy i statistika: Infra-M. 2010. 430 p.
6. Gavrilova T.A., Khoroshevsky V.F. Knowledge bases of intellectual systems: textbook allowance. St. Petersburg: Piter. 2000. 382 p.
7. Zade L.A. The concept of a linguistic variable and its application to the concept of approximate solutions. M.: Mir. 1976. 165 p.
8. Dyakonov V., Kruglov V. Matematicheskiye pakety rasshireniya MATLAB: spetsialnyy spravochnik [Mathematical extension packages MATLAB: a special reference book]. St. Petersburg: Piter. 2001. 475 p.
9. Burdo G.B. Conceptual approaches to the creation of information systems for machine-building production. *Myagkiye izmereniya i vychisleniya*. 2019. No. 2 (15), pp. 79–90. (In Russian).

Поступила в редакцию/received: 24.03.2022; после рецензирования/revised: 30.03.2022;
принята/accepted: 01.04.2022

ХРОНИКА

УДК 622.331

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТОРФЯНЫХ МАШИН (К 100-ЛЕТИЮ ТвГТУ И КАФЕДРЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН И ОБОРУДОВАНИЯ)

Л.В. КОПЕНКИНА, канд. техн. наук

Тверской государственный технический университет,
170026, Тверь, наб. Аф. Никитина, 22, e-mail: lvkopenkina@mail.ru

© Копенкина Л.В., 2022

В статье рассматривается процесс проектирования торфяных машин, необходимый на современном этапе при модернизации имеющейся техники или создании новой и являющийся главным и определяющим направлением в обучении и научных исследованиях кафедры технологических машин и оборудования Тверского государственного технического университета, отмечающих 100-летие в 2022 году. Описывается применение прикладных компьютерных программ с обобщением и использованием накопленных экспериментальных данных при проектировании торфяных машин в ходе учебного процесса. Показаны достоинства применения прикладных компьютерных программ в решении задач расчета и проектирования торфяных машин, в частности профилирования поверхности.

Ключевые слова: торф, торфяная залежь, машина, проектирование, профилирование, корреляционная функция, прикладная компьютерная программа.

DOI: 10.46573/2658-5030-2022-2-91-99

ВВЕДЕНИЕ

Проектирование торфяных машин – необходимый процесс при модернизации существующей техники или создании новой на современном этапе и в перспективе. Он является определяющим направлением в обучении и научных исследованиях кафедры технологических машин и оборудования (ТМО) Тверского государственного технического университета (ТвГТУ), отмечающих в 2022 году 100 лет с момента основания.

Актуальным данное направление остается и сегодня, поскольку соответствует новым стандартам образования. Новизна методов проектирования торфяных машин заключается в обобщении научных исследований и значительного количества имеющихся экспериментальных данных по отдельным группам торфяных машин, применении математических моделей и методов, разработке алгоритмического решения, прикладных компьютерных программ с целью получения оптимальных параметров. Одним из последних исследований является изучение влияния величины продольной базы профилировщика-планировщика на степень выравнивания поверхности торфяной карты с помощью компьютерного моделирования. В качестве модели процесса обработки поверхности залежи планировщиком была использована имитационная модель, реализованная в виде компьютерной программы.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТОРФЯНЫХ МАШИН И ИСТОРИЯ КАФЕДРЫ ТМО

В истории торфяного дела был накоплен большой экспериментальный и теоретический опыт создания торфяной техники, необходимый для разработки прикладных компьютерных программ по проектированию эффективной торфяной техники.

На этапе становления отечественной торфяной промышленности для обеспечения торфяным сырьем электростанций использовалась торфяная техника, созданная русскими изобретателями, и техника иностранного производства. Для создания торфяных предприятий и поставок торфа в большом объеме нужны были специалисты и работоспособная техника.

Начальные этапы формирования научной дисциплины по торфяным машинам и их проектированию связаны с созданием кафедры «Торфяная механика» на торфяном отделении инженерного факультета сельскохозяйственной академии им. К.А. Тимирязева в 1922 году, а затем в Московской горной академии (1927–1930), Московском торфяном институте (МТИ) (с 1930 года). Ее первыми заведующими стали М.И. Сарматов и И.Г. Блох.

В МТИ под руководством И.Г. Блоха в 1930-е годы на кафедре торфяной механики (позднее – кафедре торфяных машин) была создана лаборатория торфяных машин, включающая более 10 лабораторных установок (пневматическую, ковшовую, перерабатывающую, фрезерную, скребковый конвейер, приборы для изучения тяговых усилий, крутящих моментов при фрезеровании), которые использовались в обучении и научно-исследовательских работах по изучению процессов механизации добычи торфа, проектированию рабочих органов торфяных машин. Преподаватели кафедры торфяных машин МТИ в 1930–1950-е годы (И.А. Рогов, Б.Н. Озеров, В.Н. Никонов, М.С. Бирюков, С.Г. Солопов, М.В. Мурашов) были авторами изобретений в области механизации торфяного производства, работали в конструкторско-экспериментальном отделе научно-исследовательского института торфяной промышленности (Инсторфа).

В первых учебниках по торфяным машинам [1–4] описаны машины для добычи и сушки машиноформованного и фрезерного торфа, осушения и подготовки поверхности торфяной залежи к разработке. В учебниках также представлен систематизированный материал по расчету применяемых конструкций и деталей торфяных машин, изложены теоретические основы процессов взаимодействия отдельных рабочих органов машин с торфяной залежью и продуктами ее переработки, расчет отдельных рабочих органов.

Изложенный материал по конструированию и расчету торфяных машин был сравнительно невелик по объему. Необходимые для выполнения расчетов числовые значения констант и коэффициентов в большинстве случаев были приведены со ссылками на опыт смежных отраслей машиностроения – сельскохозяйственной, транспортной.

В эти годы учение о торфяных машинах только начинало формироваться. Конструктивные формы многих торфяных машин нуждались в совершенствовании. Наиболее сложным и важным являлось исследование режимов работы торфяных машин, нахождение законов, общих для определенных групп машин. Следствием развития учения о торфяных машинах стало создание методики проектирования этих машин на основе исследований.

Малый объем литературного материала по расчету торфяных машин обусловлен недостаточной развитостью в то время вопросов теории и расчета торфяных машин. Эти вопросы могли получить соответствующее развитие в ходе выполнения научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ по созданию новых и

совершенствованию существующих машин и технологий торфяного производства как на кафедре торфяных машин, так и во Всесоюзном научно-исследовательском институте торфяной промышленности (ВНИИТП) и его Калининском филиале.

После переезда МТИ в Калинин в 1958–1960 годах на кафедре торфяных машин Калининского торфяного института были построены новые учебно-экспериментальные установки (пневматическая, фрезерная, транспортная, измерительная) с учетом достижений в торфяной технике.

Большую роль в развитии теории, расчета и проектирования торфяных машин сыграло издание учебника для вузов «Торфяные машины» [5] преподавателями и сотрудниками кафедры ТМО. Устройство, принцип действия и расчеты машин излагались как теоретические основы процессов взаимодействия наиболее широко применяемых рабочих органов с торфяной залежью и торфом.

В 1970-х годах преподаватели и сотрудники кафедры ТМО проводили научно-исследовательскую и опытно-конструкторскую работу в области механизации трудоемких производственных процессов добычи торфа для топлива и сельского хозяйства. В конструкторском бюро, созданном при кафедре ТМО, были разработаны следующие машины и устройства: машины глубокого дренирования МГД-6Н, фрезер с проходными ножами, установка для отбора проб фрезерного торфа из движущихся железнодорожных вагонов, станок для изготовления пластмассовых труб мостов-переездов на фрезерных полях. Сотрудниками кафедры в 1974–1978 годах в лаборатории и мастерских института было изготовлено несколько малогабаритных моделей машин с шагающими движителями различных конструкций, а также была проведена проверка принципа их действия.

В 1972, 1981 годах в свет вышли учебные пособия «Торфяные машины и комплексы» [6, 7], в которых был расширен круг вопросов, связанных с расчетом торфоперерабатывающих машин, использованы материалы научных исследований, дано новое индексирование торфяных машин.

В 1999–2006 годах был издан новый учебник «Торфяные машины и оборудование» в трех частях [8]. В нем рассматривались вопросы теории, расчета и конструирования торфяных машин в соответствии с традицией, сложившейся при создании первого вузовского учебника по торфяным машинам. В новом учебнике изложены вопросы теории взаимодействия рабочих органов машин с торфяной залежью, расчета ходовых, экскавирующих, перерабатывающих, пневматических устройств, устойчивости и проходимости торфяных машин по торфяной залежи, отражены изменения в теории и расчете торфяных машин, которые произошли со времени издания первого учебника по торфяным машинам, использованы материалы исследований, выполненных сотрудниками ВНИИТП и доцентами кафедры торфяных машин и комплексов В.М. Шпыневым, Л.Ф. Коровицыным, Б.Ф. Зюзиным, Б.Б. Воронковым.

К 2000-м годам в торфяной промышленности было накоплено значительное количество экспериментального материала в области теории и расчета торфяных машин, получила развитие компьютерная техника. Это позволило заложить научные основы и создать методы проектирования параметров ходовых и фрезерующих устройств торфяных машин (уравновешивание гусеничных машин, размеры жесткого цилиндрического колеса, геометрические параметры ножа фрезы, силовой и энергетический расчет фрезы), в которых учитываются режимы и условия работы, достичь их оптимальных значений с помощью компьютерного эксперимента [9].

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

В 2000-е годы под руководством профессора В.Ф. Сеницына на кафедре ТМО были разработаны прикладные компьютерные программы, решающие ряд задач проектирования торфяных машин [10–13]. Для создания таких программ необходимы знания особенностей работы торфяной техники. Особенности торфяных машин обусловлены спецификой технологических процессов добычи торфа: неровностью поверхности торфяной залежи в условиях повышенной влажности; неоднородной деформируемостью; наличием пней, скрытых и выступающих на поверхности торфяной залежи; разнообразием структурно-механических свойств торфа; сезонностью торфяного производства. Конструкции торфяных машин должны иметь высокую проходимость, маневренность, небольшие удельные давления на грунт, повышенную прочность, износостойкость, простоту сборки и взаимозаменяемость деталей, предохранительные устройства, предупреждающие поломку деталей рабочих органов и т. п.

При подготовке торфяных залежей к разработке выполняется планировка поверхности торфяных карт, влияющая на технологические показатели добычи фрезерного торфа, равномерность хода, нагрузку трансмиссии, проходимость торфяных машин. Планировка выполняется шнековым профилировщиком-планировщиком МТП-53. Установлено, что планирующая (выравнивающая) способность профилировщика-планировщика, являющаяся его важнейшим качеством, зависит от величины продольной базы машины. Определение оптимального значения базы путем натурального эксперимента требует больших затрат труда и средств, поэтому мы использовали компьютерный эксперимент. Для корректного решения задачи учитывалась вариабельность осадок опорных колес.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Задача проектирования параметров планировщика заключается в достижении оптимальных значений выравнивающей способности O_T – отношения стандарта ординаты профиля после его обработки σ_y к стандарту ординаты исходного профиля σ_F . С целью описания рельефа поверхности были проведены работы по выявлению характеристик профиля поверхности торфяных полей.

Исследования показали, что ординату продольного профиля карты можно считать стационарной нормально распределенной случайной функцией расстояния. Характеристиками профиля являются математическое ожидание ординаты профиля m_y , дисперсия ординаты D_y и корреляционная функция $k_y(l)$. Фактически характеристикой профиля является корреляционная функция, так как математическое ожидание характеризует только положение средней линии профиля, а дисперсия D_y равна значению корреляционной функции $k_y(l)$ при $l = 0$.

Корреляционная функция продольных профилей торфяных полей аппроксимируется затухающей косинусоидой:

$$k_y(l) = D_y e^{-W_1 l} \cos W_0 l, \quad (1)$$

где D_y – дисперсия ординаты профиля; W_1 – коэффициент затухания, $1/m$; l – аргумент, m ; W_0 – круговая частота колебаний корреляционной функции, $1/m$.

При этом стандарт ординаты профиля (среднее квадратическое отклонение) изменяется в пределах от 0,015 до 0,065 м (при среднем значении около 0,025 м).

Значения коэффициента затухания W_1 изменяются в пределах от 0,041 до 0,91 1/м. Круговая частота колебаний корреляционной функции W_0 тоже варьируется в пределах от 0,19 до 0,83 1/м.

Корреляционный анализ данных показал, что математическое ожидание круговой частоты колебаний корреляционной функции W_0 равно 0,507, а математическое ожидание коэффициента затухания W_1 равно 0,188. При этом между величинами W_1 и W_0 имеется достаточно тесная корреляционная зависимость (коэффициент корреляции $r = 0,93$), которая представляется уравнением

$$W_1 = -0,054 + 0,477 W_0 . \quad (2)$$

Для такой зависимости есть определенные основания. При прочих равных условиях большей частоте W_0 соответствует более быстрое изменение значения корреляционной функции с изменением аргумента. Более быстрое изменение значения корреляционной функции в общем случае связано с ее более быстрым затуханием, в нашем случае – с большим W_1 .

Таким образом, согласно уравнению (2), значение W_1 может быть определено через значение W_0 . Следовательно, в некоторых случаях можно полагать, что корреляционная функция продольных профилей карт (см. формулу (1)) фактически определяется двумя параметрами – дисперсией ординаты профиля D_y (или стандартом ординаты профиля σ_y) и частотой колебания корреляционной функции W_0 .

Степень рассеивания глубины фрезерования характеризуется коэффициентом вариации ν – отношением стандарта глубины фрезерования σ_c к математическому ожиданию глубины фрезерования M_c .

Показатель выравнивающей способности O_T определили с помощью набора компьютерных программ MODFUNK2 и MODFRES4, разработанных на кафедре ТМО [11]. Алгоритм имитационной модели реализуется компьютерной программой MODFRES4 с использованием числовых характеристик, вычисляемых программой MODFUNK2, как исходных данных. Программа MODFUNK2 моделирует ординаты продольного профиля карты с применением корреляционной функции, имеющей вид затухающей косинусоиды.

Варьируя значения параметров планировщика при помощи программы MODFRES4, оценивают результаты обработки поверхности залежи с заданными свойствами.

В программе MODFRES4 были произведены расчеты с изменением продольной базы фрезера В и расстояния от заднего катка до фрезы А. По результатам расчетов была построена зависимость выравнивающей способности O_T от положения фрезы А/В при средних значениях W_1 и W_0 (рис. 1).

Данная зависимость показала, что с увеличением расстояния между фрезой и задним катком выравнивающая способность улучшается.

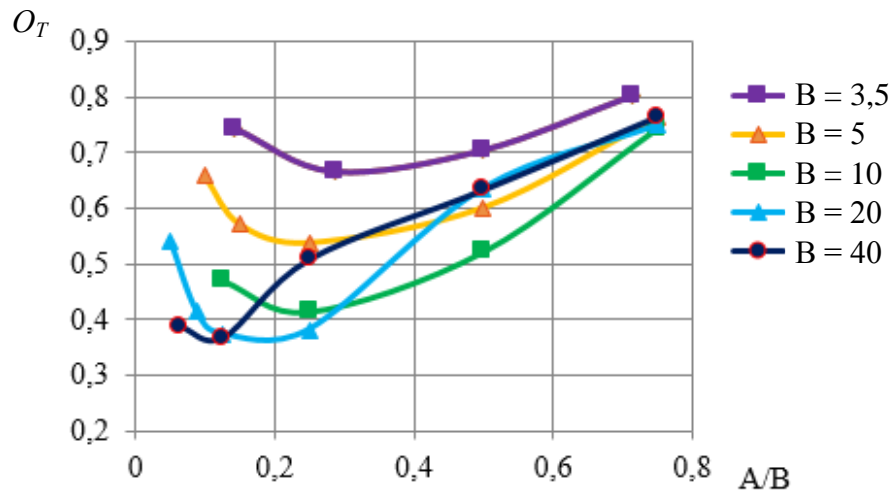


Рис. 1. Зависимость выравнивающей способности O_T от положения фрезы A/B при средних значениях W_1 и W_0

Была определена зависимость минимальной выравнивающей способности O_{Tmin} от базы B при средних значениях W_1 и W_0 (рис. 2).

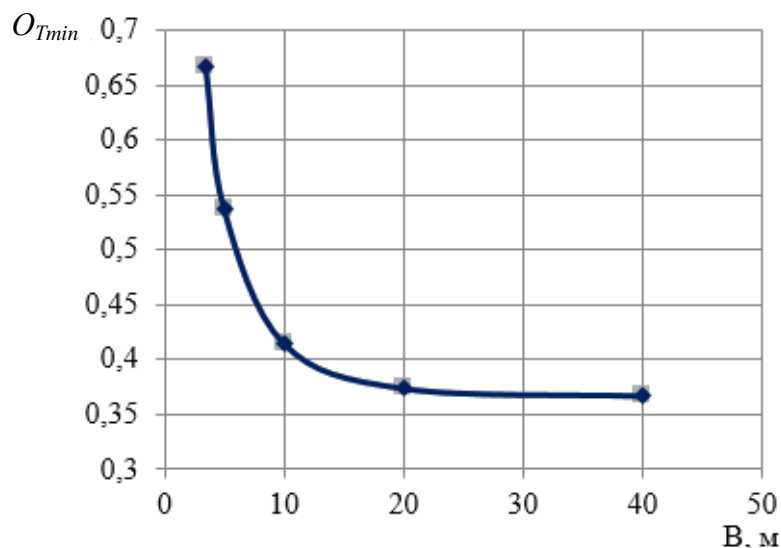


Рис. 2. Зависимость минимальной выравнивающей способности O_{Tmin} от базы B при средних значениях W_1 и W_0

Были подобраны базы с оптимальными для работ параметрами при средних значениях W_1 и W_0 .

Для определения предельной оптимальной продольной базы фрезера B установлена величина V_C – степень приближения к идеальному выравниванию поверхности.

Зависимость положения фрезы A/B от базы B и степени приближения к идеальному выравниванию V_C от базы B при средних значениях W_1 и W_0 показана на рис. 3.

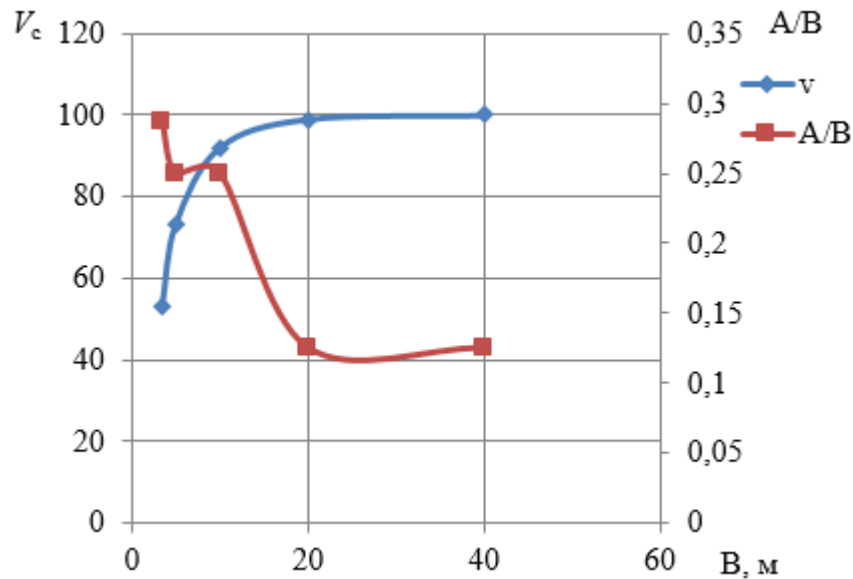


Рис. 3. Зависимость положения фрезы A/B от базы B и степени приближения к идеальному выравниванию V_c от базы B при средних значениях W_1 и W_0

Исследования показали, что выравнивающая способность планировщика повышается с увеличением до 6...10 м его продольной базы, оптимальное значение которой определяется при проектировании.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанные методы компьютерного моделирования являются новым этапом в развитии проектирования торфяных машин.

Методы силового и энергетического расчета фрезы с учетом пульсации нагрузки в процессе фрезерования могут быть использованы при решении задач динамики приводов фрезерующих машин. Обоснование баланса мощности фрезы используется при экспериментальных и теоретических исследованиях энергетики фрезерования.

Результаты исследований и новые методы проектирования позволят уменьшить габариты и массу ходовых устройств, снизить краевые давления под гусеницами, энергоемкость фрезерования и амплитуду пульсации нагрузки на фрезу, повысить копирующее и планирующее действие фрезеров на залежь и увеличить цикловые сборы. Прикладные программы, реализующие разработанные методы проектирования параметров торфяных машин, используются в учебном процессе.

ЛИТЕРАТУРА

1. Блох И.Г. Торфяные машины, их теория и расчет. Часть 1. Ходовые устройства торфяных машин. М.: Московский торфяной институт. 1939. 106 с.
2. Никонов В.Н. Торфяные машины и механизмы: учебник для техникумов. М.: ГОНТИ НКТП СССР. 1938. 200 с.
3. Блох И.Г., Мурашов М.В., Горинштейн Л.Л. Руководство к работам в лаборатории торфяных машин. М.: Московский торфяной институт. 1947. 64 с.
4. Солопов С.Г. Расчеты и конструкции торфяных машин. М. – Л.: Госэнергоиздат. 1948. 110 с.
5. Солопов С.Г., Мурашов М.В., Миркин М.А. Торфяные машины: учебник. М.: Высшая школа. 1962. 354 с.

6. Солопов С.Г., Горцакалян Л.О., Самсонов Л.Н. Торфяные машины и комплексы: учебное пособие. М.: Недра. 1973. 392 с.
7. Солопов С.Г., Горцакалян Л.О., Самсонов Л.Н., Цветков В.И. Торфяные машины и комплексы: учебное пособие. М.: Недра. 1981. 416 с.
8. Самсонов Л.Н., Сеницын В.Ф. Торфяные машины и комплексы. Ч. II. Эскавация торфа из залежи: учебник для вузов. Тверь: ТГТУ. 1999. 188 с.
9. Сеницын В.Ф. Научные основы проектирования параметров ходовых и фрезерующих устройств торфяных машин. Дисс... докт. техн. наук. Тверь. 1999. 38 с.
10. Сеницын В.Ф. Автоматизированный расчет и проектирование торфяных машин: учебное пособие. Тверь: ТГТУ. 2002. 116 с.
11. Сеницын В.Ф., Копенкина Л.В. Математические модели теории вероятностей в задачах исследования и проектирования торфяных машин: монография. Тверь: ТвГТУ. 2017. 172 с.
12. Сеницын В.Ф., Копенкина Л.В. Автоматизированное проектирование: монография. Тверь: ТвГТУ. 2018. 176 с.
13. Сеницын В.Ф., Копенкина Л.В. Компьютерные технологии в проектировании. Лабораторный практикум. Тверь: ТвГТУ. 2020. 112 с.

Для цитирования: Копенкина Л.В. Проектирование торфяных машин (к 100-летию ТвГТУ и кафедры технологических машин и оборудования) // Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки». 2022. № 2 (14). С. 91–99.

**DESIGN OF PEAT MACHINES
(TO THE 100 ANNIVERSARIES OF TSTU AND THE DEPARTMENT
OF TECHNOLOGICAL MACHINES AND EQUIPMENT)**

L.V. KOPENKINA, Cand. Sc.

Tver State Technical University, 22, Af. Nikitin emb., 170026, Tver,
Russian Federation, e-mail: lvkopenkina@mail.ru

The article discusses the design process of peat machines, which is necessary for the modernization or creation of new equipment at the present stage and in the future of its development, which is the main and defining direction in the training and research of the Department of Technological Machines and Equipment (TMO) of the Tver State Technical University, celebrating 100 years since their foundation. The use of applied computer programs with the generalization and use of accumulated experimental data in the design of peat machines in the educational process for the formation of a competitive specialist is described. The advantages of using applied computer programs for solving problems of calculating and designing peat machines, in particular for surface profiling.

Keywords: peat, peat deposit, machine, design, profiling, correlation function, applied computer program.

REFERENCES

1. Bloch I.G. Torfyanyye mashiny, ikh teoriya i raschet. Chast 1. Khodovyye ustroystva torfyanykh mashin. [Peat machines, their theory and calculation. Part 1. Running devices of peat machines]. Moscow: Moskovskiy torfyanyy institute. 1939. 106 p.

2. Nikonov V.N. Torfyanyye mashiny i mekhanizmy: uchebnik dlya tekhnikumov [Peat machines and mechanisms: a textbook for technical schools]. Moscow: GONTI NKTP SSSR. 1938. 200 p.
3. Blokh I.G., Murashov M.V., Gorinshtein L.L. Rukovodstvo k rabotam v laboratorii torfyanykh mashin. [Guide to work in the laboratory of peat machines]. Moscow: Moskovskiy torfyanoy institut, 1947. 64 p.
4. Solopov S.G. Raschety i konstruksii torfyanykh mashin [Calculations and designs of peat machines]. Moscow – Leningrad: Gosenergoizdat. 1948. 110 p.
5. Solopov S.G., Murashov M.V., Mirkin M.A. Torfyanyye mashiny: uchebnik [Peat machines: a textbook]. Moscow: Vysshaya shkola. 1962. 354 p.
6. Solopov S.G., Gortsakalyan L.O., Samsonov L.N. Torfyanyye mashiny i kompleksy: uchebnoye posobiye [Peat machines and complexes: a tutorial]. Moscow: Nedra. 1973. 392 p.
7. Solopov S.G., Gortsakalyan L.O., Samsonov L.N., Zvetkov V.I. Torfyanyye mashiny i kompleksy: uchebnoye posobiye [Peat machines and complexes: textbook]. Moscow: Nedra. 1981. 416 p.
8. Samsonov L.N., Sinitsyn V.F. Torfyanyye mashiny i kompleksy. Ch. II. Ekskavatsiya torfa iz zalezhi: uchebnik dlya vuzov [Peat machines and complexes. Part II. Excavation of peat from a deposit: a textbook for universities]. Tver: TGTU. 1999. 188 p.
9. Sinitsyn V.F. Scientific bases for designing the parameters of running and milling devices of peat machines: Doc. Diss. (Engineering). Tver. 1999. 38 p.
10. Sinitsyn V.F. Avtomatizirovannyi raschet i proyektirovaniye torfyanykh mashin: uchebnoye posobiye [Automated calculation and design of peat machines: a tutorial]. Tver: TGTU. 2002. 116 p.
11. Sinitsyn V.F., Kopenkina L.V. Matematicheskiye modeli teorii veroyatnostey v zadachakh issledovaniya i proyektirovaniya torfyanykh mashin: monografiya [Mathematical models of probability theory in the problems of research and design of peat machines: monograph]. Tver: TvGTU. 2017. 172 p.
12. Sinitsyn V.F., Kopenkina L.V. Avtomatizirovannoye proyektirovaniye: monografiya [Computer-aided design: monograph]. Tver: TvGTU. 2018. 176 p.
13. Sinitsyn V.F., Kopenkina L.V. Kompyuternyye tekhnologii v proyektirovanii. Laboratornyy praktikum [Computer technologies in design. Laboratory practice]. Tver: TvGTU. 2020. 112 p.

Поступила в редакцию/received: 12.01.2022; после рецензирования/revised: 17.01.2022;
принята/accepted: 24.01.2022

**ВЕСТНИК
ТВЕРСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Серия «Технические науки»

**Научный рецензируемый журнал
№ 2 (14), 2022**

**Print ISSN 2658-5030
Online ISSN 2687-0029**

Редактор С.В. Борисов
Корректор Я.А. Петрова

Дата выхода в свет 10.10.2022

Редакционно-издательский центр
Тверского государственного технического университета
170026, Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22