

НАУКОЁМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

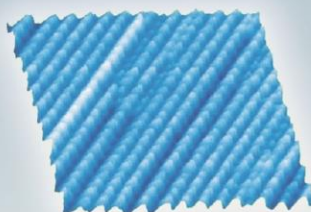
ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

1 (139)
2023

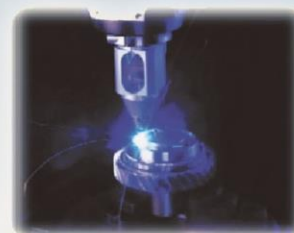
**ЭЛЕКТРО-ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ
И КОМБИНИРОВАННЫЕ
ТЕХНОЛОГИИ**



**НАНОТЕХНОЛОГИИ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**



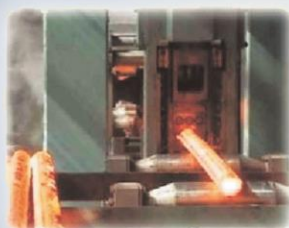
**ЛАЗЕРНЫЕ
ТЕХНОЛОГИИ**



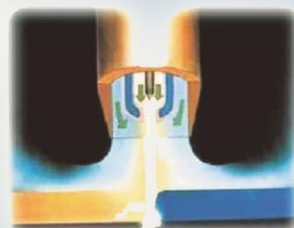
**ТЕХНОЛОГИИ
ПРОТОТИПИРОВАНИЯ**



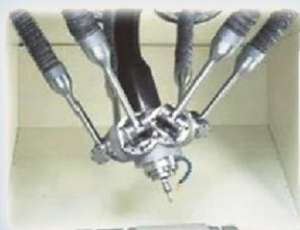
**НАУКОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ
В ЗАГОТОВИТЕЛЬНОМ
ПРОИЗВОДСТВЕ**



**НАУКОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ
В СВАРОЧНОМ
ПРОИЗВОДСТВЕ**



**ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ
ЗАГОТОВОК НА СТАНКАХ С ЧПУ
И ОБРАБАТЫВАЮЩИХ ЦЕНТРАХ**



НАУКОЁМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

№ 1 (139)

2023

Издается с июля 2011 г.

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

Выходит при содействии Ассоциации технологов-машиностроителей

Главный редактор

Заслуженный деятель науки и техники РФ
д.т.н., проф. СУСЛОВ А.Г. (г. Москва)

Зам. главного редактора

д.т.н., доцент ШАЛЫГИН М.Г. (г. Брянск)

Председатель редакционного совета

д.т.н., чл.-корр. РАН ПРИХОДЬКО В.М. (г. Москва)

Зам. председателя редакционного совета

д.т.н., проф. ГРИГОРЬЯНЦ А.Г. (г. Москва)

Редакционный совет:

д.т.н., проф. БАЗРОВ Б.М. (г. Москва)

д.т.н., проф. БУЯНОВСКИЙ И.А. (г. Москва)

д.н., доктор инженер ВАЛЬДЕНМАЙЕР Т.

(г. Штутгарт, Германия)

д.т.н., проф. ГУСЕЙНОВ Г.А. (г. Баку,

Азербайджан)

д.т.н., проф. ДЁМИН В.А. (г. Москва)

д.т.н., проф. КАВАЛЕК А.А. (г. Ченстохова, Польша)

д.н., магистр наук КРЕХЕЛЬ Р. (г. Капушан,

Словакия)

д.т.н., проф. КУКСЁНОВА Л.И. (г. Москва)

д.т.н., доц. ЛАРИН С.Н. (г. Тула)

д.т.н., акад. РАН ЛЫСАК В.И. (г. Волгоград)

д.т.н., проф. МАКАРОВ В.Ф. (г. Пермь)

д.т.н., проф. МАЛИКОВ А.А. (г. Тула)

д.т.н., проф. МИХАЙЛОВ А.Н. (г. Донецк)

д.т.н., проф., акад. НАН Беларуси

МЫШКИН Н.К., (г. Гомель, Беларусь)

д.т.н., проф. ОВЧИННИКОВ В.В. (г. Москва)

д.т.н., проф. ПЕТРОВА Л.Г. (г. Москва)

д.т.н., проф. СМОЛЕНЦЕВ В.П. (г. Воронеж)

д.т.н., проф. ФЕДОНИН О.Н. (г. Брянск)

д.т.н., проф. ХЕЙФЕЦ М.Л. (г. Минск, Беларусь)

д.т.н., проф. ЧИГИРИНСКИЙ Ю.Л. (г. Волгоград)

к.т.н., доц. ШОЕВ А.Н. (г. Куляб, Таджикистан)

DOI:10.30987/issn.2223-4608

Журнал распространяется по подписке,
которую можно оформить по интернет-
каталогу "Пресса по подписке".

Подписной индекс: **Э79195**.

Тел. редакции: 8-903-592-87-39, 8-903-868-85-68.

E-mail: editntm@yandex.ru

<https://www.tu-bryansk.ru/info/zhurnaly>

Журнал зарегистрирован Федеральной
службой по надзору в сфере связи,
информационных технологий и
массовых коммуникаций (Роскомнадзор)
26 апреля 2019 года
рег. номер ПИ № **ФС77-75524**

СОДЕРЖАНИЕ

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Панов А.Г., Шаехова И.Ф., Гуртовой Д.А. О теплопроводности высокопрочных чугунов с шаровидным и вермикулярным графитом при изотермической закалке 3

Соловьев М.Е., Раухваргер А.Б., Балдаев С.Л., Балдаев Л.Х. Кинетическая модель разрушения адгезионного соединения порошкового покрытия и металлического субстрата 9

ТЕХНОЛОГИИ

МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК

Барабанова И.А. Анализ распределения нагрузки по виткам в резьбовых соединениях и способов обеспечения ее равномерности. 20

Сайкин С.А., Цветков Е.В., Толкачев А.В. Измерение силы резания и крутящего момента при резьбофрезеровании 24

ТЕХНОЛОГИИ ЭЛЕКТРО-ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКОЙ И КОМБИНИРОВАННОЙ ОБРАБОТКИ

Яковлева А.П., Албагачиев А.Ю., Кулаков О.И. Повышение износостойкости цилиндрических пар трения методом комбинированной обработки 31

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ, КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ, ТРЕНИЕ И ИЗНОС ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Губанова А.А. Взаимосвязь траектории формообразующих движений с рельефом поверхности при фрезеровании 38

Рамазанов Г.Х. Износ инструмента дорожной фрезы и модели эффективности резания 42

Журнал входит в перечень изданий ВАК, утвержденных для соискателей ученых степеней по научным специальностям: 2.5.3 - Трение и износ в машинах; 2.5.5 - Технология и оборудование механической и физико-технической обработки; 2.5.6 - Технология машиностроения; 2.5.7 - Технология и машины обработки давлением; 2.5.8 - Сварка, родственные процессы и технологии; 2.6.17 - Материаловедение (по отраслям) (технические науки).

Перепечатка, все виды копирования и воспроизведения материалов, публикуемых в журнале «Наукоёмкие технологии в машиностроении», допускаются со ссылкой на источник информации и только с разрешения редакции.

SCIENCE INTENSIVE TECHNOLOGIES IN MECHANICAL ENGINEERING

№ 1 (139)

2023

Publishes from July 2011

MONTHLY SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

Comes out with assistance of Engineering Technologists Association

Editor-in-chief

Honoured Scientist and Engineer of Russia

d.en.s., prof. SUSLOV A.G. (Moscow)

Deputy chief editor

d.en.s., assoc. prof. SHALYGIN M.G. (Bryansk)

Chairman of Editorial Committee

m.-corr. RAS PRIKHODKO V.M. (Moscow)

Chairman Assistant

d.en.s., prof. GRIGORYANTS A.G. (Moscow)

Editorial Committee:

d.en.s., prof. BAZROV B.M. (Moscow)

d.en.s., prof. BUYANOVSKII I.A. (Moscow)

PhD., Dr. Engineer WALDENMAIER T.
(Stuttgart, Germany)

d.en.s., prof. HUSEYNOV H.A. (Baku,
Azerbaijan)

d.en.s., prof. DEMIN V.A. (Moscow)

d.en.s., prof. KAWALEK A.A. (Czestochowa,
Poland)

PhD., Msc. KREHEL R. (Kapusany, Slovakia)

d.en.s., prof. KUKSENOVA L.I. (Moscow)

d.en.s., assoc. prof. LARIN S.N. (Tula)

d.en.s., Acad. RAS LYSAK V.I. (Volgograd)

d.en.s., prof. MAKAROV V.F. (Perm)

d.en.s., prof. MALIKOV A.A. (Tula)

d.en.s., prof. MIKHAILOV A.N. (Donetsk)

d.en.s., prof. MYSHKIN N.K. Acad. of NAS
Belarus (Gomel, Belarus)

d.en.s., prof. OVCHINNIKOV V.V. (Moscow)

d.en.s., prof. PETROVA L.G. (Moscow)

d.en.s., prof. SMOLENTSEV V.P. (Voronezh)

d.en.s., prof. FEDONIN O.N. (Bryansk)

d.en.s., prof. KHEIFETZ M.L. (Minsk, Belarus)

d.en.s., prof. TCHIGIRINSKY Ju.L. (Volgograd)

c.en.s., assoc. prof. SHOEV A.N. (Kulob,
Tajikistan)

DOI:10.30987/issn.2223-4608

The magazine is distributed by subscription,
which can be issued through the online catalog
"Subscription Press".

Subscription index: **379195**.

Editorial office Ph: 8-903-592-87-39, 8-903-868-85-68.

E-mail: editntm@yandex.ru

<https://www.tu-bryansk.ru/info/zhurnaly>

**The journal is registered by the Federal
service for supervision of communications,
information technologies and mass
communications (Roskomnadzor)
26.04.2019 registration number
print publication № FS77-75524**

CONTENTS

MATERIALS SCIENCE IN MECHANICAL ENGINEERING

Panov A.G., Shaekhova I. F., Gurtovoy D.A. On thermal conductivity of
nodular and vermicular graphite cast iron when isothermal quenching.3

Soloviev M.Ev., Raukhvarger A.B., Baldaev S.L., Baldaev L.K. Kinetic
model of destruction of adhesive bounding of powder coating and metal
host material 9

TECHNOLOGIES OF MECHANICAL PROCESSING OF WORKPIECES

Barabanova I. A. Study case of the load shaping in threaded fastening turns
and technique analysis of the ways for ensuring balancing load 20

Saikin S.A., Tsvetkov E.V., Tolkachev A.V. Measurement of cutting force
and torque during thread milling.24

ELECTRO-PHYSICO-CHEMICAL AND COMBINED PROCESSING TECHNOLOGIES

Yakovleva A.P., Albagachiev A.Y., Kulakov O.I. Increasing wear resistance of
cylindrical friction pairs by combined process work31

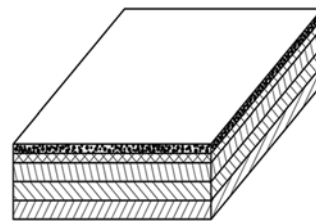
SURFACE LAYER QUALITY, CONTACT INTERACTION, FRICTION AND WEAR OF MACHINE PARTS

Gubanova A.A. Shape-generating movement trajectory relationship with the
line edge profile in milling operation 38

Ramazanov G.H. Tool degradation of the road harrow and cutting efficiency
models42

The journal is included in the list of publications of the HAC approved for applicants of
academic degrees in scientific specialties: 2.5.3 - Friction and wear in machines;
2.5.5 - Technology and equipment of mechanical and physico-technical processing;
2.5.6 - Mechanical engineering technology; 2.5.7 - Technology and pressure treatment
machines; 2.5.8 - Welding, related processes and technologies; 2.6.17 - Materials
Science (by industry) (technical sciences).

**Reprint is possible only with the reference to the journal
«Science intensive technologies in mechanical engineering»**



Научноёмкие технологии в машиностроении. 2023. №1 (139). С. 3-8.

Science intensive technologies in mechanical engineering. 2023. №1 (139). P. 3-8.

Научная статья

УДК 669-156.5, 536.2

doi:10.30987/2223-4608-2023-1-3-8

О теплопроводности высокопрочных чугунов с шаровидным и вермикулярным графитом при изотермической закалке

Алексей Геннадьевич Панов¹, д.т.н.,

Ирина Фаридовна Шаехова²,

Дмитрий Андреевич Гуртовой³, к.т.н.

^{1,2}Казанский (Приволжский) федеральный университет, Казань, Россия

³Димитровградский литейный завод, Димитровград, Россия

¹panov.ag@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0002-3357-8824>

²irra1603@yandex.ru, <https://orcid.org/0000-0002-3275-3037>

³gurtovoyda@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

Аннотация. Представлены результаты исследований теплопроводности высокопрочных чугунов с вермикулярным и шаровидным графитом в диапазоне температур 25...950 °С. Установлено, что до 700 °С существенное влияние на распространение теплового потока оказывает тип металлической матрицы, в диапазоне температур 700...950 °С влияние матрицы становится не существенным и в процессе активно подключается графит, в частности форма включения.

Ключевые слова: высокопрочный чугун, теплопроводность, технология изотермической закалки, графит

Для цитирования: Панов А.Г., Шаехова И.Ф., Гуртовой Д.А. О теплопроводности высокопрочных чугунов с шаровидным и вермикулярным графитом при изотермической закалке // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2023. – №1 (139). – С. 3-8. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-3-8.

Original article

On thermal conductivity of nodular and vermicular graphite cast iron when isothermal quenching

Alexey G. Panov¹, Dr.Sc.Tech.,

Irina F. Shaekhova²,

Dmitriy A. Gurtovoy³, Can.Sc.Tech.

^{1,2}Kazan Federal University, Kazan, Russia

³Dimitrovgrad Foundry, Dimitrovgrad, Russia

¹panov.ag@mail.ru, ²irra1603@yandex.ru, ³gurtovoyda@mail.ru

Abstract. The results of studies of thermal conductivity of nodular and vermicular graphite cast iron in the temperature range of 25...950 °C are presented. It was concluded that up to 700 °C, the type of metal matrix, in the temperature range 700, has a significant effect on the distribution of the heat flow...950 °C the matrix effect becomes insignificant and graphite is actively connected in the process, in particular the inclusion form.

Keywords: nodular cast iron, thermal conductivity, isothermal quenching technology, graphite

For citation: Panov A.G., Shaekhova I. F., Gurtovoy D.A. On thermal conductivity of nodular and vermicular graphite cast iron when isothermal quenching. / Science intensive technologies in mechanical engineering, 2023, no. 1 (139), pp. 3-8. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-3-8.

Введение

В настоящее время в области технологий машиностроения стремительно развивается направление изотермической закалки высокопрочного чугуна (ИЗ ВЧ). Получаемый при этом материал обладает уникальной микроструктурой в виде аусферрита (высокоуглеродистый остаточный аустенит и бейнитный феррит) с распределенными в нем графитовыми включениями шаровидной и/или вермикулярной формы [1]. Такая особенная микроструктура позволяет обеспечить превосходные свойства: высокую прочность, вязкость, износостойкость, удовлетворительную обрабатываемость и все это при низкой удельной себестоимости [2].

Оптимальное сочетание высокоуглеродистого аустенита, бейнитного феррита и графита различной формы в ИЗ ВЧ позволяет ему конкурировать со сталями и другими инженерными сплавами. Изотермическая закалка требует контролируемого нагрева и изотермической выдержки материала различной длительности в области аустенитизации и бейнитного превращения, что делает данный процесс относительно трудоёмким, однако при этом заготовки для ИЗ ВЧ можно изготавливать по известным технологиям любого другого более низкого класса высокопрочного чугуна, используя все преимущества этого высокотехнологичного литейного материала [3, 4].

К классу высокопрочных чугунов относят чугуны с шаровидным (ЧШГ) и вермикулярным графитом (ЧВГ). Традиционно считается, что производственные процессы получения и термической обработки литых заготовок из ЧШГ и ЧВГ схожи: температуры, время выдержки, скорость нагрева/охлаждения и пр., поэтому при разработке технологии ИЗ ЧВГ можно использовать данные для аналогичных по составу ЧШГ. Однако, как показали первые исследования ИЗ ЧВГ [5, 6], это не соответствует действительности, необходимо проведение дополнительных экспериментальных исследований для получения новых знаний. Дополнительно следует отметить, что большинство известных данных по теплофизическим свойствам ЧШГ имеют весьма широкий диапазон значений и/или получены по устаревшим и/или уникальным методикам, что затрудняет оценку объективности необходимой информации для практического применения.

Теплопроводность материалов подробно изучалась многими исследователями, в частности модель движения тепла в железоуглеродистых сплавах была предложена

Д. Холмгреном [5] (рис. 1).

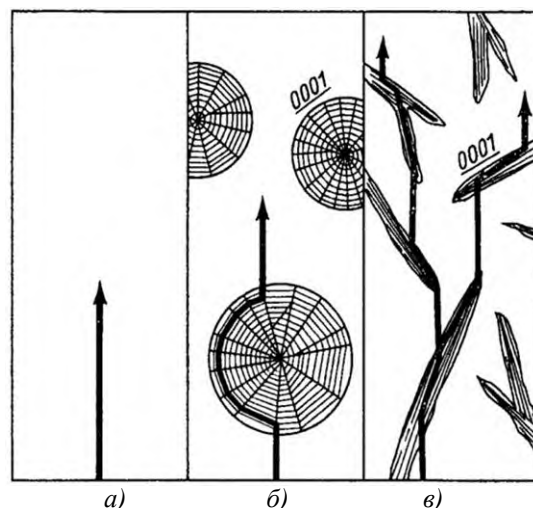


Рис. 1. Схема распространения теплового потока в стали (а), чугуне с шаровидным графитом (б) и сером чугуне (в) [5]

Согласно предложенной модели тепло в чугунах распространяется с большей скоростью по графитовым включениям, причём по их базисным плоскостям, которые в современном понимании представляют собой графены, обладающие уникальными свойствами. На участках без графита (матрицы композитной структуры) скорость прохождения тепла (теплопроводность) чугуна существенно ниже. По этой причине среди чугунов серый чугун обладает максимальной теплопроводностью, а чугун с шаровидным графитом – минимальной. Автором [5] также сделано утверждение, что теплопроводность серого чугуна уменьшается с повышением температуры, а теплопроводность высокопрочных чугунов с ШГ и ВГ меньше зависит от температуры. Также отмечается несколько интересных моментов (все выводы получены в диапазоне температур 0...400 °С):

- различия коэффициента теплопроводности чугунов с разной морфологией графита уменьшается при повышенных температурах;
- теплопроводность чугуна с ферритной металлической основой с вермикулярным графитом может превышать теплопроводность перлитного серого чугуна при тех же температурах;
- более высокий уровень углерода, 3,5–3,7 % мас., улучшает теплопроводность при сопоставимом содержании перлита.

Вместе с тем, в большинстве работ диапазон исследованных температур ограничивается 600 °С, что соответствует верхним температурам эксплуатации наиболее распространённых деталей механизмов и машин, в которых применяется чугун как конструкционный материал.

Целью настоящего исследования было определить и сравнить поведения теплопроводности ЧШГ и ЧВГ при нагреве в диапазоне 25...950 °С, что обусловлено необходимостью получения данных для математического моделирования процесса прогрева и аустенитизации деталей из ЧВГ от комнатной температуры до обычных температур аустенитизации ИЗ ЧШГ (850...950 °С), являющихся первыми этапами технологии изотермической закалки.

Материалы и методы

Литые заготовки для исследований были предоставлены литейным производством ПАО КАМАЗ в виде клина (ЧШГ) 30x70x210 мм и компанией SinterCast (Швеция) в виде плиты 50x250x250 мм (ЧВГ). Химический состав и исходная микроструктура образцов представлены в табл. 1. ЧШГ-1 и ЧВГ-1 – условно «нелегированные» чугуны, ЧШГ-2 и ЧШГ-2 –

условно «легированные» чугуны. Состав нелегированного ЧШГ является традиционным для производственных условий ПАО КАМАЗ, отличается высоким содержанием углерода и низким содержанием серы. ЧВГ-1 представляет собой «нелегированный перлитный» чугун, традиционный для изготовления деталей типа головка блока цилиндров двигателей внутреннего сгорания по рекомендациям компании SinterCast, перлитизация которого, однако, достигнута повышенным относительно обычных нелегированных чугунов содержанием меди и дополнительным микролегированием оловом. ЧШГ-2 и ЧВГ-2 – чугуны, имеющие исходные составы, аналогичные чугунам ЧШГ-1 и ЧШГ-2, дополнительно легированные традиционным для изотермически закаливаемых ЧШГ легирующим комплексом никель-медь-молибден.

1. Состав литых заготовок ЧШГ и ЧВГ

Материал	C	S	Si	Mn	Cr	Ni	Cu	Mg	Mo	Sn
ЧШГ-1	3,73	0,007	2,31	0,33	0,05	0,01	0,10	0,061	-	-
	3,71	0,007	2,28	0,33	0,05	0,02	0,10	0,063	-	-
ЧШГ-2	3,60	0,009	2,08	0,35	0,067	1,32	0,75	0,055	0,11	-
ЧВГ-1	3,56	0,01	2,10	0,20	0,035	0,04	0,84	0,011	-	0,07
ЧВГ-2	3,53	0,01	2,09	0,20	0,041	1,12	0,83	0,010	0,22	0,07
	3,56				0,038	0,9		0,013	0,20	

Определение теплопроводности выполняли методом лазерной вспышки на приборе Netzsch LFA 457 (Германия) на образцах в форме шайбы диаметром 10±0,5 мм и толщиной 2,5±0,5 мм с предварительным контролем микроструктуры обоих торцов шайб. Коэффициент теплопроводности рассчитывали по формуле

$$\lambda = \alpha \cdot C_p \cdot \rho. \quad (1)$$

Измерения температуропроводности $\alpha(T)$ и теплоёмкости $C_p(T)$ проводили в вакууме с остаточным давлением не более 0,1 МПа сначала при комнатной температуре и затем дискретно при температурах 100, 200, 300, 400, 500, 600, 750, 850, 950 °С. Образец, установленный на специальный держатель, помещался в карбид-кремневую электропечь с инертной атмосферой. Нагрев образцов проводили со скоростью не более 1,5 К/мин. Изотермическая выдержка составляла не менее 3 мин при каждой температуре измерения.

Для каждой температуры проводили по три измерения, для анализа температурных зависимостей теплопроводности использовали средние значения измеряемых показателей. Нагрев нижней части образца производился лазерным

импульсом длительностью 0,5 мс. Изменение температуры верхней части образца регистрировалось InSb ИК-детектором. Выдержка на температуре измерения между выстрелами составляла 2 мин. Теплоемкость C_p образца была определена по стандартной методике сравнения с эталонным образцом (калиброванный эталон NIST SRM 864 - Inconel 600).

Плотность ρ определяли при комнатной температуре стандартным геометрическим гравиметрическим методом с её пересчётом в зависимости от термического расширения, определённого ранее методом дилатометрии. Учитывая совокупные ошибки в определении теплоемкости, плотности и температуропроводности погрешность измерений при 22±5 °С составила 2 % для температуропроводности, 4% для теплоемкости, 1 % для плотности. Погрешность определения теплопроводности составила 4,6 %

Микроструктуру исследовали на световом оптическом микроскопе NEOPHOT-32 (ФРГ) с применением программного комплекса SIAMS 800 (Екатеринбург), травление производили 4%-ным раствором азотной кислоты.

Результаты

Исследовали исходную микроструктуру образцов. Изображения характерных микроструктур экспериментальных образцов представлено на рис. 2, качественное описание согласно ГОСТ 3443-87 представлено в табл. 2. Фазовый состав ЧВГ по графиту и типу металлической матрицы в обоих случаях идентичен. Матрицы композитных микроструктур ЧШГ

отличаются достаточно сильно. В ЧШГ-1 большая часть металлической основы представлена в виде феррита с единичными включениями перлита, в ЧШГ-2 ситуация обратная – перлит с единичными включениями феррита преимущественно вокруг графита. По распределению, форме и размеру графитных включений ЧШГ-1 и ЧШГ-2 схожи, количество графита в ЧШГ-1 несколько превышает количество графита в ЧШГ-2.

2. Исходная микроструктура образцов ЧШГ и ЧВГ

Материал	Микроструктура
ЧШГ-1	ШГф4,5; ШГр1,2; ШГд25,45; ШГ12; П6
ЧШГ-2	ШГф4,5; ШГр1,2; ШГд25,45; ШГ10; П85, микро усадочная пористость
ЧВГ-1	П95, ВГ>95%, ШГф5
ЧВГ-2	П95, ВГ>95%, ШГф5

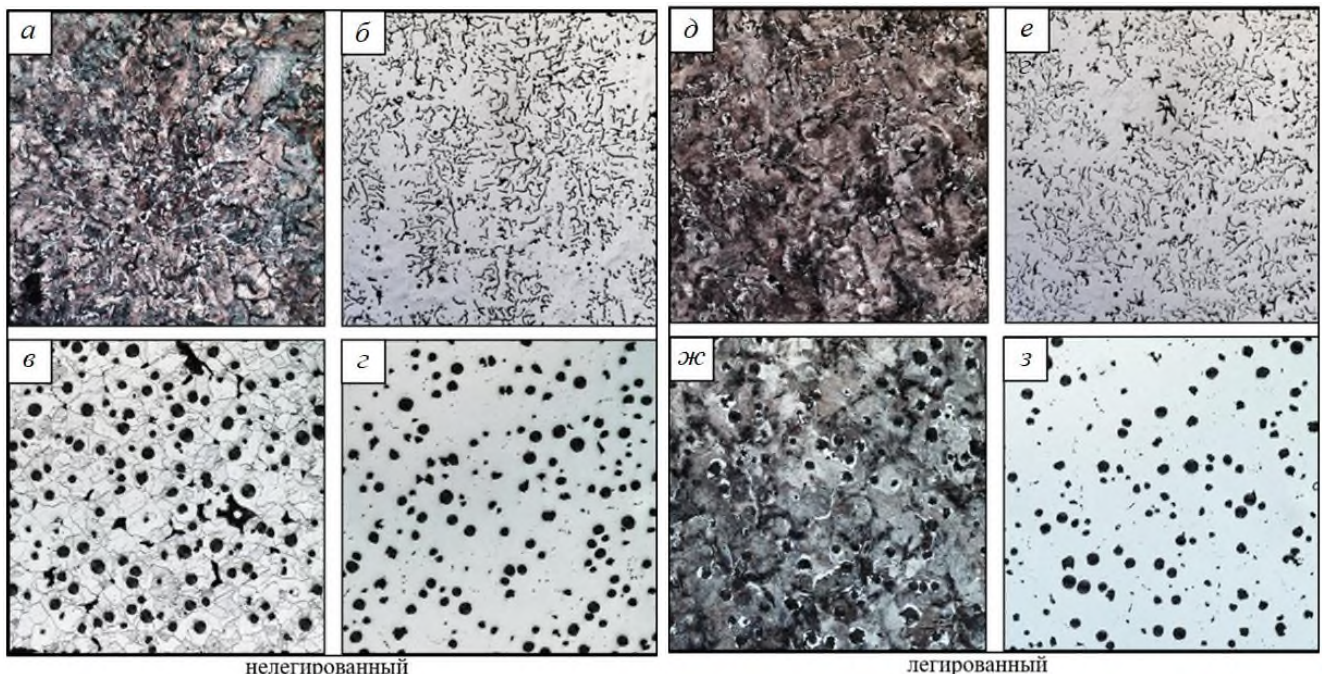


Рис. 2. Микроструктуры экспериментальных образцов, х100 (ЧВГ-1, ЧВГ-2, ЧШГ-1, ЧШГ-2):
а, в, д, ж – травлено (4 %-ный раствор HNO₃); *б, г, е, з* – не травлено

Результаты расчета коэффициента теплопроводности представлены в таб.3.

3. Теплопроводность (λ , Вт/м/К) в диапазоне температур 25...950 °С

Материал	Температура, °С										
	25	100	200	300	400	500	600	700	750	850	950
ЧШГ-1	35,78	46,31	45,50	43,50	41,70	37,60	36,27	33,45	28,76	25,13	26,61
ЧШГ-2	32,68	34,53	36,56	37,92	37,51	34,26	35,51	33,21	28,79	23,91	28,69
ЧВГ-1	48,38	42,37	40,05	37,34	36,91	35,81	36,23	34,05	28,85	28,22	24,02
ЧВГ-2	40,00	37,71	35,5	35,14	34,02	32,70	34,50	32,50	28,60	26,90	23,70

Обсуждение результатов

Результаты определения теплопроводности

всех рассматриваемых образцов в виде её зависимости от температуры объединены на графике рис. 3.

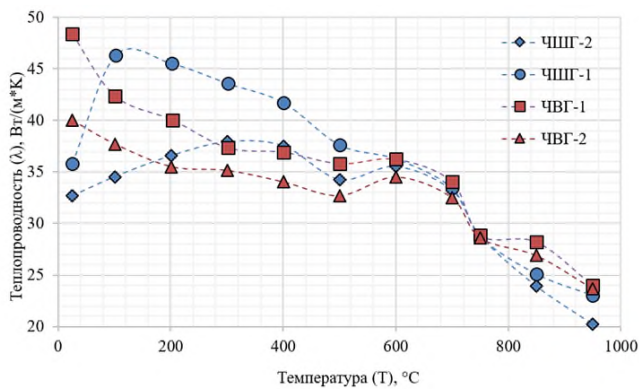


Рис. 3. Зависимость влияния температуры на коэффициент теплопроводности высокопрочного чугуна с разной формой графита и матрицы

На графике прослеживаются следующие закономерности: при комнатной температуре вновь, как и в большинстве известных случаев, наблюдается очевидное превосходство теплопроводности ЧВГ с минимальной долей шаровидного графита над теплопроводностью ЧШГ с полностью шаровидным графитом независимо от типа матрицы композитного материала. При одинаковой матрице и доле шаровидного графита в ЧВГ большей теплопроводностью обладает менее легированный чугун. Обратное влияние легирования стабилизирующими аустенит и снижающими активность диффузии углерода элементами никель-медь-молибден повторяется при комнатной температуре и для ЧШГ, хотя и в меньшей степени. Теплопроводность условно нелегированного ЧВГ-1 больше теплопроводности легированного ЧШГ-2 более, чем на 40 %.

Однако уже относительно небольшой нагрев образцов выше комнатной температуры и связанная с этим активация диффузионных процессов существенно меняют картину. Теплопроводность обоих образцов ЧВГ при нагреве от комнатной температуры сразу начинает монотонно экспоненциально падать вплоть до температур ферритизации матрицы в диапазоне 500...700 °C. В отличие от ЧВГ, теплопроводность обоих образцов ЧШГ при нагреве от комнатной температуры сначала растёт, а затем падает, причём темпы и температуры роста теплопроводности в одинаковых термодинамических неравновесных условиях эксперимента оказались разными.

Теплопроводность нелегированного ферритного ЧШГ-1 сразу при нагреве образца до 100 °C показала резкое увеличение почти на 30 % до значений, даже превышающих теплопроводности обоих ЧВГ, а затем монотонно падала до температур порядка 700 °C – области температур превращения феррит-аустенит.

Скачок коэффициента теплопроводности от 25 °C к 100 °C для ЧШГ-1 выглядит слишком резким, что пока не нашло объяснения и требует повторной проверки, однако общая тенденция существенного роста и последующего падения теплопроводности в рассматриваемом диапазоне температур не вызывает сомнений и, очевидно, связано с увеличением теплопроводности металлической матрицы – феррита.

Теплопроводность легированного перлитного ЧШГ-2 росла до температур порядка 300 °C и, уже начиная с температуры 200 °C, превышала теплопроводность дополнительно по отношению к нему легированного оловом ЧВГ-2, а, начиная с 300 °C, совпадала с теплопроводностью условно нелегированного перлитного ЧВГ-1.

Вместе с тем стоит отметить, что легированные образцы в обоих типах высокопрочного чугуна ЧШГ и ЧВГ при примерно одинаковых характеристиках графита закономерно обладают меньшим показателем λ .

В области температур 500-600 °C для образцов ЧВГ-1, ЧВГ-2 и ЧШГ-2 наблюдается рост значений λ , что объясняется полным растворением цементита перлита и формированием ферритной матрицы. Дальнейшее снижение теплопроводности очевидно происходит за счет диффузионного перехода части углерода из графита в матрицу при постепенном превращении феррит-аустенит.

При температуре 700 °C коэффициент теплопроводности ЧШГ-1 и ЧШГ-2 имеет практически одинаковое значение, что может быть связано с фазовым переходом и формированием аустенита. Для ЧВГ данное значение находится на отметке в 750 °C.

В диапазоне температур 100...600 °C очевидно существенное влияние на λ оказывает тип металлической основы и ее легирование. Из этого следует, что традиционное представление о превосходстве теплопроводности ЧВГ над ЧШГ требует уточнений и получения большего количества статистических данных для формирования объективной информации.

В диапазоне температур 700...950 °C теплопроводность ЧВГ выше, чем у ЧШГ, что при одинаковом фазовом составе металлической основы, очевидно, связано с преимущественным влиянием графитных включений на распределение теплового потока.

Заключение

Анализ поведения теплопроводности высокопрочных чугунов с шаровидным и вермикулярным графитом в широком диапазоне темпе-

ратур технологического процесса изотермической закалки показывает, что в области температур аустенитизации влияние на неё легирования и формы графита высокопрочного чугуна становится не таким сильным, как при комнатной температуре, особенно в области температур ферритизации перлита и феррито-аустенитного превращения.

Разница теплопроводности всех образцов не превысила погрешности измерения в диапазоне температур по крайней мере 600...700 °С, при этом разница теплопроводности легированного и условно нелегированного ЧВГ не превышала погрешности измерения во всём диапазоне температур эксперимента не ниже 600 °С, а разница теплопроводности ЧВГ и очевидно более низкой теплопроводности ЧШГ в критически значимой для изотермической закалки аустенитной области температур составила не более 20 %.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. **Peet, M.** Bainitic steels and alloys for power plants. Structural Alloys for Power Plants: Operational Challenges and High-Temperature Materials, 2014, P. 153-187.
2. **Benam, A.** Effect of alloying elements on austempered ductile iron (ADI) properties and its process: Review. China Foundry, 2015, №12, P. 54-70.
3. **Gregorutti, R., Grau, J.** Mechanical properties of compacted graphite cast iron with different microstructures. International Journal of Cast Metals Research, 2014, №27, P. 275-281.
4. **Delia, M., Alaalam, M., Grech, M.** Effect of

Austenitizing Conditions on the Impact Properties of an Alloyed Austempered Ductile Iron of Initially Ferritic Matrix Structure. Journal of Materials Engineering and Performance, 1998, №7, P. 265-272.

5. **Holmgren, D.** Review of thermal conductivity of cast iron. International Journal of Cast Metals Research, 2005, №18, P. 331-345.

6. **Панов, А.Г., Гуртовой, Д.А., Шаехова, И.Ф.** Об уникальности теплофизических свойств и перспективах чугуна с вермикулярным графитом для двигателей внутреннего сгорания // Черные металлы. – 2021 – № 4. – С. 51-56.

REFERENCES

1. **Peet, M.** Bainitic steels and alloys for power plants. Structural Alloys for Power Plants: Operational Challenges and High-Temperature Materials, 2014, P. 153-187.
2. **Benam, A.** Effect of alloying elements on austempered ductile iron (ADI) properties and its process: Review. China Foundry, 2015, №12, P. 54-70.
3. **Gregorutti, R., Grau, J.** Mechanical properties of compacted graphite cast iron with different microstructures. International Journal of Cast Metals Research, 2014, №27, P. 275-281.
4. **Delia, M., Alaalam, M., Grech, M.** Effect of Austenitizing Conditions on the Impact Properties of an Alloyed Austempered Ductile Iron of Initially Ferritic Matrix Structure. Journal of Materials Engineering and Performance, 1998, №7, P. 265-272.
5. **Holmgren, D.** Review of thermal conductivity of cast iron. International Journal of Cast Metals Research, 2005, №18, P. 331-345.
6. **Panov, A.G., Gurtovoy, D.A., Shaekhova, I.F.** On uniqueness of thermophysical properties and prospects of cast iron with vermicular graphite for internal combustion engines. / Ferrous Metals, 2021, No. 4, pp. 51-56.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article.

The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 16.11.2022; одобрена после рецензирования 28.11.2022; принята к публикации 06.12.2022.

The article was submitted 16.11.2022; approved after reviewing 28.11.2022; assepted for publication 06.12.2022.

Научная статья

УДК 539.612:544.032.2:544.463

doi:10.30987/2223-4608-2023-1-9-19

Кинетическая модель разрушения адгезионного соединения порошкового покрытия и металлического субстрата

Михаил Евгеньевич Соловьев¹, д.ф.-м.н.,

Алексей Борисович Раухваргер², к.ф.-м.н.,

Сергей Львович Балдаев³, к.т.н.,

Лев Христофорович Балдаев⁴, д.т.н.

^{1,2} Ярославский государственный технический университет, Ярославль, Россия

^{3,4} ООО «Технологические системы защитных покрытий», г. Москва, г. Щербинка, Россия

¹ me_s@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0002-8840-248X>

² ABRRS@yandex.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

³ s.baldaev@tspc.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

⁴ l.baldaev@tspc.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

Аннотация. Рассмотрена кинетическая модель долговечности адгезионного соединения металлов при нагружении методом нормального отрыва. Приведены результаты исследования влияния параметров соединения на характер изменения концентрации адгезионных связей. Приведены теоретические оценки параметров соединения, при которых обеспечивается безопасный режим долговечности.

Ключевые слова: порошковые покрытия, адгезионные соединения, кинетика разрушения, прогнозирование долговечности

Для цитирования: Соловьев М.Е., Раухваргер А.Б., Балдаев С.Л., Балдаев Л.Х. Кинетическая модель разрушения адгезионного соединения порошкового покрытия и металлического субстрата // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2023. – №1 (139). – С. 9-19. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-9-19.

Original article

Kinetic model of destruction of adhesive bounding of powder coating and metal host material

Mikhail E. Soloviev¹, Dr.Sci. in Physics and Mathematics,

Alexey B. Rauhvarger², Can.Sci. in Physics and Mathematics,

Sergey L. Baldaev³, Can.Sc.Tech.,

Lev K. Baldaev⁴, Dr.Sc.Tech.

^{1,2} Yaroslavl State Technical University, Yaroslavl, Russia

^{3,4} LLC «Technological systems of protective coatings», Moscow, Shcherbinka, Russia

¹ me_s@mail.ru, ² ABRRS@yandex.ru, ³ s.baldaev@tspc.ru, ⁴ l.baldaev@tspc.ru

Abstract. Ageing quality kinetic model of adhesive compound of metals, when subjected to loadings by normal fracture method, is viewed. The results of the study of compound parameters effect on the pattern of change in the concentration of adhesive bonds are given. The article presents theoretical prediction of compound parameters for a safe ageing quality mode.

Keywords: powder coatings, adhesive compounds, fracture kinetics, ageing quality prediction

For citation: Soloviev M.Evg., Rauhvarger A.B., Baldaev S.L., Baldaev L.K. Kinetic model of destruction of adhesive bounding of powder coating and metal host material. / Science intensive technologies in mechanical engineering, 2023, no. 1 (139), pp. 9-19. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-9-19.

Введение

Создание на поверхности металлических субстратов специальных покрытий методом газотермического напыления порошков является современной технологией, обеспечивающей антикоррозионные свойства деталей в машиностроении, восстановление поверхностей изношенных изделий, а также придание им многих функциональных свойств: повышенной износостойкости, твердости, теплостойкости [1–3]. Процесс нанесения покрытия заключается в нагреве, диспергировании и переносе частиц распыляемого материала высокоскоростным газовым потоком и формировании на подложке компактного слоя.

Одним из важнейших параметров, определяющих качество покрытия, является прочность его адгезионной связи с металлической основой детали. Особенностью механических испытаний адгезионных свойств покрытий на нормальный отрыв, по сравнению с традиционными испытаниями адгезионных соединений деталей при помощи клеев [4], является техническая сложность в закреплении собственно покрытия в зажиме разрывной машины.

В этой связи в отечественном стандарте [5] предусмотрен метод испытания адгезионной прочности газотермических металлических покрытий на отрыв путем приклеивания образца с покрытием к контробразцу без покрытия при помощи эпоксидного клея и дальнейшего растяжения склеенных образцов в зажимах разрывной машины. Аналогичный метод испытания предусмотрен и в международном стандарте ASTM C633-13 [6]. Очевидно, что таким способом можно испытывать покрытия, прочность адгезионной связи которых с основой не превышает прочности связи с клеем. Хотя стандартом [5] предусмотрено, что прочность связи покрытия при этом должна составлять не менее 30 МПа, когезионная прочность клея часто оказывается меньше [7], что не позволяет достоверно оценить прочность адгезионной связи покрытия. В связи с этим недостатком предложены методы испытания покрытий на отрыв и сдвиг при помощи штифтов [8–10]. Однако при таких методах испытания создаются дополнительные изгибающие, фрикционные и другие силы на границе «покрытие – подложка», что не позволяет получать истинные значения адгезионной прочности [10].

К традиционным факторам, влияющим на адгезионную прочность покрытий, а также и клеевых соединений, таким как характер поверхности субстрата и ее подготовка [11–14], в случае газотермических покрытий добавляются

еще такие специфические параметры, как толщина покрытия [15, 16], размер частиц порошка и условия нанесения покрытия [17, 18], температура подложки и частиц [19], их скорость в момент соприкосновения с подложкой [20, 21].

Определение адгезионной прочности является кратковременным испытанием, тогда как на практике более важным параметром является длительная прочность или долговечность. В 2022 г. исполнился 50-летний юбилей с момента публикации обзора [22], авторы которого подвели итог многолетним исследованиям долговечности самых разных материалов, проводимых под руководством академика С.Н. Журкова. Основным результатом этих исследований явилось экспериментальное обоснование зависимости времени до разрушения t материала под нагрузкой от величины приложенного к нему постоянного растягивающего напряжения и температуры, получившей название формулы Журкова

$$t = t_0 e^{\frac{E - \gamma \sigma}{k_B T}}, \quad (1)$$

где E – параметр, близкий к энергии освобождения атома для конкретного материала; t_0 – значение, близкое к периоду колебаний атомов или молекул в твердых телах; σ – постоянное механическое напряжение, приложенное к образцу; T – температура; k_B – постоянная Больцмана; γ – определяемый из опытных данных коэффициент влияния напряжения.

При наличии соответствующих опытных данных формула Журкова легко проверяется: графики зависимости $t(\sigma)$ при постоянной температуре должны спрямляться в координатах $\ln\left(\frac{t}{t_0}\right) - \sigma$, а зависимости $t(T)$ при постоянном напряжении – в координатах $\ln\left(\frac{t}{t_0}\right) - \frac{1}{T}$, что соответствует действительности, как продемонстрировано в обзоре [22] на многочисленных примерах.

Формула Журкова не выведена на основе физической теории, а является обобщением экспериментальных фактов. Его «кинетическая теория прочности» по сути являлась лишь концепцией, объясняющей наблюдаемые явления с позиций молекулярно-кинетического механизма.

В то же время еще до начала исследований его школы уже существовала строгая в физическом смысле теория, описывающая процесс разрушения в молекулярных терминах. Автором ее являлся один из создателей теории абсолютных скоростей химических реакций [23] Генри Эйринг. В работе [24] Эйринг, используя

модель переходного комплекса, предложил теорию вязкости, пластичности и диффузии. На основе этой теории в работе [25] он совместно с А. Тобольским предложил модель разрушения полимеров, которая предсказывала линейную зависимость логарифма долговечности от приложенного напряжения, что соответствует уравнению (1). Стоит заметить, что эксперименты, в которых зависимости долговечности от напряжения спрямляются в полулогарифмических координатах были опубликованы еще ранее [26].

Согласно теории Эйринга и Тобольского кинетическое уравнение, описывающее изменение числа связей на единицу площади поперечного сечения в материале N , находящемся под напряжением σ имеет вид:

$$\frac{dN}{dt} = -N \frac{k_B T}{h} \exp\left(\frac{-\Delta G^{\ddagger 0}}{k_B T}\right) \exp\left(\frac{\sigma \lambda}{2Nk_B T}\right), \quad (2)$$

где $\Delta G^{\ddagger}$ – свободная энергия активации разрыва связи; λ – расстояние между равновесными положениями разрываемой связи.

Для больших значений параметра $\frac{\sigma \lambda}{2Nk_B T}$ интегрирование уравнения (2) дает следующее выражение для времени полного разрушения образца:

$$t = \frac{2N_0 h}{\sigma \lambda} \exp\left(\frac{-\Delta G^{\ddagger} - \sigma \lambda / 2N_0}{k_B T}\right), \quad (3)$$

где N_0 – начальная поверхностная концентрация связей, а активационный объем $\frac{\lambda}{2N_0}$ представляет собой площадь поперечного сечения разрываемой связи, умноженную на ее длину при разрыве.

Следует заметить, что хотя в уравнении (3) зависимость долговечности от напряжения в показателе экспоненты линейна, как и в уравнении Журкова, однако, в уравнении Эйринга-Тобольского напряжение входит также и в знаменатель в предэкспоненциальном множителе.

Исследования разрушения различных материалов показывают, что линейная зависимость энергии активации в уравнении долговечности от напряжения выполняется не всегда. Более того, сам экспоненциальный закон зависимости долговечности от напряжения может не выполняться. В частности, Г.М. Бартенев показал, что для эластомеров лучше выполняется не экспоненциальная, а степенная зависимость, что соответствует ее спрямлению не в полулогарифмических, а в двойных логарифмических координатах. В монографии [27] автор подробно проанализировал различные режимы разрушения и особенности кривой

долговечности полимеров при малых и больших напряжениях.

Современные исследования по молекулярным теориям прочности развиваются в двух направлениях. С одной стороны, с использованием квантово-химического и молекулярно-динамического моделирования изучается элементарный акт разрушения и кинетика разрыва молекул для различных химических систем [28–31]. С другой стороны, предпринимаются усилия совместить молекулярно-кинетическую модель разрушения с классическими феноменологическими теориями прочности с целью учесть в молекулярной модели особенности напряженно-деформированного состояния материала в вершине растущей трещины [32, 33].

Возвращаясь к адгезионному разрушению покрытий, отметим, что в связи со сложностью их испытаний на долговечность, важно определить режимы их длительного разрушения для того, чтобы прогнозировать эксплуатационные свойства. Кроме того, поскольку, их испытания производятся при переменной нагрузке, необходимо иметь кинетическое уравнение разрушения адгезионных связей, что позволяет рассчитывать прочность, не прибегая к использованию интеграла Бейли.

Кинетическое уравнение такого типа применительно к адгезионным системам «металл-полимер» было предложено в работе [34], где было указано на существование трех режимов разрушения адгезионного соединения.

Целью настоящей работы является развитие данного подхода применительно к адгезионным соединениям металлических покрытий.

Результаты и обсуждение

Предлагаемая кинетическая модель исходит из молекулярных представлений о связях между поверхностно соединенными материалами (химических, физических) и описании их разрушения и восстановления как химической реакции первого порядка с учетом и чисто механического разрыва связей, когда нагрузка на связь достигает критического значения, обусловленного достижением энергии упругости связи значения исходной энергии активации.

Предполагается, что энергия связи зависит от ее деформации следующим образом

$$U = \begin{cases} -E + \frac{gx^2}{2}, & x < r \\ 0, & x > r \end{cases}, \quad (4)$$

где E – максимальная глубина потенциальной ямы; g – жесткость связи; x – удлинение связей под действием нагрузки; r – максимальное (разрывное) удлинение связи, при котором упругая

составляющая энергии связи достигает значения E :

$$r = \sqrt{\frac{2E}{g}}. \quad (5)$$

Пока удлинение не достигло этой величины связи могут разрываться только по термофлуктуационному механизму, преодолевая энергетический барьер $E - \frac{gx^2}{2}$, что может быть описано уравнением химической кинетики с учетом как прямой активационной реакции (с учетом формулы Аррениуса), так и обратной безактивационной реакции восстановления связей:

$$\frac{d\xi}{dt} = -J e^{\frac{-1}{k_B T} \left(E - \frac{gx^2}{2} \right)}, \quad (6)$$

где ξ – поверхностная концентрация неразорванных связей; ξ_0 – максимально возможное значение поверхностной концентрации неразорванных связей, определяемое химическим составом поверхности, раздела; J – предэкспонента константы реакции разрыва связей, не зависящая или слабо зависящая от температуры; J' – константа обратной реакции.

Сопоставляя стационарному решению термодинамическое равновесие, как это обычно предполагается в химической кинетике, получим выражение для константы обратной реакции J' , что приведет уравнение (6) к виду:

$$\frac{d\xi}{dt} = J \left(-e^{\frac{-1}{k_B T} \left(E - \frac{gx^2}{2} \right)} \xi + (\xi - \xi_0) \right). \quad (7)$$

Выразим удлинение связей через механическое напряжение σ :

$$x = \frac{\sigma}{g\xi}. \quad (8)$$

Тогда критическому удлинению, при котором происходит механический разрыв связи согласно (5), соответствует критическое напряжение

$$\sigma_d = \sqrt{2gE}\xi_0. \quad (9)$$

Подставляя (8) в (7) и выражая жесткость связи из (9), получим следующую форму кинетического уравнения:

$$\frac{d\xi}{dt} = J \left(-e^{\frac{-E}{k_B T} \left(1 - \frac{\sigma^2 \xi_0^2}{\sigma_d^2 \xi^2} \right)} \xi + (\xi_0 - \xi) \right). \quad (10)$$

В уравнении (10) удобно перейти к нормированной поверхностной концентрации связей, что дает выражение:

$$\frac{d\bar{\xi}}{dt} = J \left(-e^{\frac{-E}{k_B T} \left(1 - \frac{\bar{\xi}_d^2}{\bar{\xi}^2} \right)} \bar{\xi} + (1 - \bar{\xi}) \right), \quad (11)$$

где $\bar{\xi} = \frac{\xi}{\xi_0}$ – нормированная поверхностная концентрация связей; $\bar{\xi}_d = \frac{\sigma}{\sigma_d}$ – предельное значение $\bar{\xi}$, при котором происходит механический разрыв всех оставшихся связей.

Под действием напряжения уменьшается энергия активации реакции разрыва связи, а константа обратной реакции остается без изменений, что приводит к уменьшению поверхностной концентрации неразорванных связей и, как следствие, – к увеличению нагрузки на каждую связь. Это, в свою очередь, еще более понижает энергию активации.

В дальнейших рассуждениях будем считать, что нормированная начальная концентрация неразорванных связей больше критической $\bar{\xi}(0) > \bar{\xi}_d$, так как в противном случае разрыв произойдет сразу же при приложении нагрузки.

В отличие от других кинетических теорий, описанная модель приводит к существованию безопасного диапазона.

Безопасный режим имеет место при $\bar{\xi}_d < 0,5$, что по определению $\bar{\xi}_d$ означает $\sigma < 0,5\sigma_d$, поскольку в этом случае при $\bar{\xi} = \bar{\xi}_d$ правая часть (11) положительна, т.е. это значение недостижимо при начальной концентрации связей больше критической.

Существует также диапазон, который можно назвать квазибезопасным. Для понимания этого диапазона следует рассмотреть правую часть (4) без множителя J , как функцию $\bar{\xi}$ при различных значениях $\bar{\xi}_d$:

$$v(\bar{\xi}) = -e^{\frac{-E}{k_B T} \left(1 - \frac{\bar{\xi}_d^2}{\bar{\xi}^2} \right)} \bar{\xi} + (1 - \bar{\xi}).$$

Эта функция имеет максимум при значении $\bar{\xi} = z$, удовлетворяющему уравнению $e^{\frac{-E}{k_B T} \left(1 - \frac{\bar{\xi}_d^2}{z^2} \right)} \left(-1 + 2 \frac{E}{k_B T} \frac{\bar{\xi}_d^2}{z^2} \right) = 1$, которое может быть решено только численно при конкретных параметрах. Подстановка этого значения в $v(\bar{\xi})$ дает максимальное значение скорости изменения концентрации связей $v_{\max} = v(z)$, зависящее от $\bar{\xi}_d$. На границе безопасного диапазона ($\bar{\xi}_d = 0,5$) это значение положительно ($v_{\max} > 0$), при дальнейшем увеличении $\bar{\xi}_d$ значение $v_{\max}$ убывает, оставаясь положительным до некоторого значения $\bar{\xi}_d = \bar{\xi}_d^*$, при котором $v_{\max} = 0$.

В диапазоне значений $\bar{\xi}_d \in (0,5; \bar{\xi}_d)$, соответственно, положительности $v_{\max}$, уравнение равновесия $v(\bar{\xi}) = 0$ имеет два корня $\bar{\xi}_1$ и $\bar{\xi}_2$ (для определенности будем считать $\bar{\xi}_1 < \bar{\xi}_2$), причем $\bar{\xi}_1 > \bar{\xi}_d$ (рис.1).

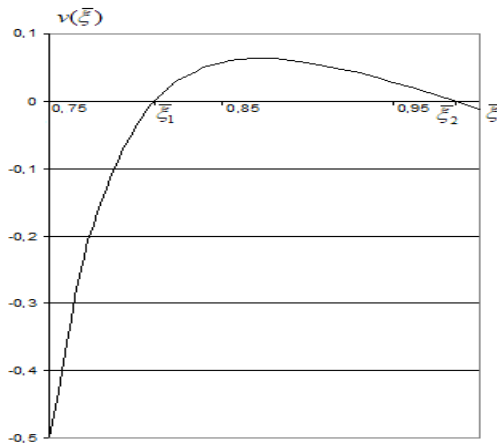


Рис. 1. График зависимости скорости изменения нормированной поверхностной концентрации связей от нормированной концентрации при $\frac{E}{kT} = 10; \bar{\xi}_d = 0,75$

В качестве начального значения $\bar{\xi}$ в обычной ситуации следует брать равновесное значение при данной температуре без напряжения $\bar{\xi}(0) = \frac{1}{1 + e^{\frac{E}{k_B T}}}$, которое в большинстве практически интересных случаев близко к единице, т.е. находится в интервале $(\bar{\xi}_2; 1)$. Скорость в этом диапазоне отрицательна, следовательно, с течением времени нормированная концентрация будет уменьшаться, постепенно приближаясь к равновесному состоянию $\bar{\xi}_2$. Если по каким-либо причинам флуктуации несколько отклонят состояние от равновесия влево, то оно будет восстанавливаться в связи с положительной скоростью слева от $\bar{\xi}_2$.

Однако в этом случае существует другое равновесное состояние со значением $\bar{\xi}_1$. В результате локальных дефектов соединяемых поверхностей материала может оказаться, что физико-химические условия существования связей в области дефекта нарушаются, и начальная концентрация в области дефекта оказывается в диапазоне $(\bar{\xi}_d; \bar{\xi}_1)$, что в связи с отрицательной скоростью в этом диапазоне через некоторое время приведет к уменьшению концентрации до значения $\bar{\xi}_d$ и локальному разрушению соединения. Если наличие таких дефектных областей большое, это может приводить к значительному увеличению напряжения на нормальных областях и к их постепенному разрушению. Таким образом, в этом случае нет гаран-

тии бесконечной долговечности. Явления, которые будут в этом случае определять долговечность, находятся за пределами данной модели и требуют отдельного рассмотрения. Но данная модель указывает на саму возможность таких явлений в квазибезопасном диапазоне.

Наконец, если $\bar{\xi}_d$ превосходит критическое значение $\bar{\xi}_d$, максимум скорости отрицателен (рис. 2). В этом случае отсутствуют равновесные состояния, и концентрация связей будет уменьшаться до значения $\bar{\xi}_d$ с последующим механическим разрывом. Этот диапазон $(\bar{\xi}_d > \bar{\xi}_d)$ можно назвать диапазоном прогнозируемой долговечности, так как в этом случае процесс закончится разрушением, и модель позволяет рассчитать время до разрушения при заданных температуре и напряжении.

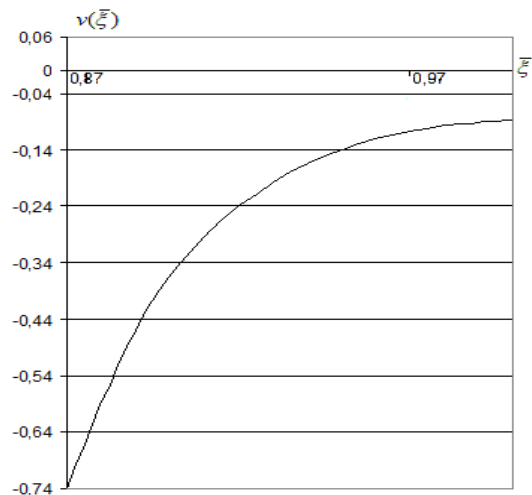


Рис. 2. График зависимости скорости изменения нормированной поверхностной концентрации связей от нормированной концентрации при $\frac{E}{k_B T} = 10; \bar{\xi}_d = 0,87$

Для режима прогнозируемой долговечности из кинетического уравнения (11) можно получить выражение для долговечности соединения при заданных температуре и напряжении:

$$Jt = \frac{1}{\int_{\bar{\xi}(0)}^{\bar{\xi}_d} \left((1 - \bar{\xi}) - e^{\frac{-E}{k_B T} \left(1 - \frac{\bar{\xi}_d^2}{\bar{\xi}^2} \right)} \bar{\xi} \right) d\bar{\xi}} \quad (12)$$

Численное исследование зависимости $\ln(Jt)$ от $\bar{\xi}_d$ по формуле (6) (рис. 3) показывает, что на значительном диапазоне значений $\bar{\xi}_d$ эта зависимость близка к линейной. Отклонение происходит при приближении к квазибезопасному диапазону и при приближении $\bar{\xi}_d$ к единице, когда почти не остается запаса для механического разрыва связи.

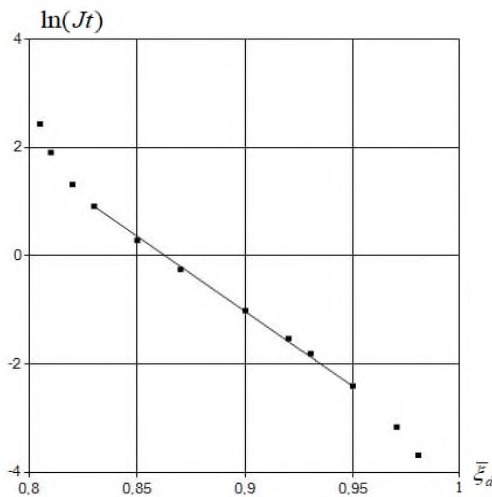


Рис. 3. Результаты расчета по формуле (6) при $\xi_d \approx 0,86$ в диапазоне $\frac{E}{k_B T} \in [5; 15]$, $\xi(0) = 1$. Маркерами показаны рассчитанные точки, сплошной линией – прямая, вычисленная из условия наилучшего соответствия в диапазоне $\frac{E}{k_B T} \in [5; 12]$

Диапазон, близкий к линейному, наблюдается также и на зависимости $\ln(Jt)$ от $\frac{E}{k_B T}$ (рис. 4).

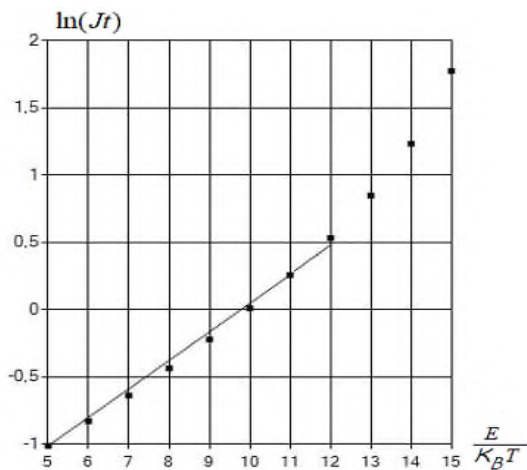


Рис. 4. Результаты расчета по формуле (12) при $\frac{E}{k_B T} = 10$ ($\xi_d \approx 0,8$), $\xi(0) = 1$. Маркерами показаны рассчитанные точки, сплошной линией – прямая, вычисленная из условия наилучшего соответствия в диапазоне $[0,83; 0,95]$

Таким образом, рассматриваемая модель в определенных диапазонах дает результаты, согласующиеся с формулой Журкова. Однако данная модель приводит и к необходимым отклонениям от формулы Журкова в определенных диапазонах, в том числе, к наличию безопасного и квазيبезопасного диапазонов.

Предлагаемая кинетическая модель может быть обобщена на случай, когда поверхностное соединение материалов производится разными связями с существенно различающимися энер-

гией и жесткостью. Это, в частности, будет существенным при описании разрушения наплавленных металлических покрытий, в связи с тем, что при температуре наплавки будет происходить интенсивная взаимная диффузия атомов соединяемых металлов, так что соединение будет осуществляться связями разных типов.

Рассмотрим случай, когда присутствуют связи двух типов: первый тип – связи с исходной энергией активации E_1 и жесткостью g_1 , второй тип – связи с исходной энергией активации E_2 и жесткостью g_2 .

Отрывное напряжение будет уравниваться упругостью связей, что дает выражение

$$\xi_1 g_1 x + \xi_2 g_2 x = \sigma, \quad (13)$$

где ξ_1 и ξ_2 – поверхностные концентрации связей первого и второго типа, соответственно; x – деформация связей. Тогда энергия упругости

связи первого типа $U_1 = \frac{g_1 x^2}{2}$ и связей второго типа $U_2 = \frac{g_2 x^2}{2}$ выражаются в виде:

$$U_1 = \frac{g_1 \sigma^2}{2(\xi_1 g_1 + \xi_2 g_2)^2}, \quad (14)$$

$$U_2 = \frac{g_2 \sigma^2}{2(\xi_1 g_1 + \xi_2 g_2)^2}. \quad (15)$$

Связи механически рвутся, когда энергия упругости достигает значения исходной энергии активации. Так что условие разрыва связей каждого типа, согласно (14) и (15), выразится в виде

$$\frac{E_1}{g_1} = \frac{\sigma^2}{2(\xi_1 g_1 + \xi_2 g_2)^2}, \quad (16)$$

$$\frac{E_2}{g_2} = \frac{\sigma^2}{2(\xi_1 g_1 + \xi_2 g_2)^2}. \quad (17)$$

В правой части обоих условий стоит одинаковое выражение. При уменьшении количества неразорванных связей каждого типа, эта величина будет расти в результате термофлуктуационного разрушения в соответствии с кинетическими уравнениями, но, в первую очередь, произойдет полный разрыв тех связей, для которых отношение исходной энергии активации к жесткости связи меньше. Для определенности будем считать

$$\frac{E_1}{g_1} < \frac{E_2}{g_2}. \quad (18)$$

Но, поскольку концентрация связей второго типа к моменту полного разрыва связей первого типа может быть еще не достаточной, для выполнения условия (17), напряжение в этом

случае будет удерживаться связями второго типа, пока не выполнится условие (17).

В связи с изложенным выше, в случае двух типов связей представляется затруднительным исследовать возможность безопасного и квази-безопасного режимов. Можно только решая кинетические уравнения, описывающие процесс, определить время жизни соединения, если оно окажется меньше заданного времени, или убедиться, что в течение заданного времени разрушения не произойдет.

Математическое описание процесса в соответствии с парадигмой рассматриваемой кинетической модели будет состоять в следующем.

При $t < t_1$ где t_1 – момент времени, в который выполнится условие (16), процесс описывается кинетическими уравнениями:

$$\frac{d\xi_1}{dt} = J_1 \left(-e^{\frac{-1}{k_B T} \left(E_1 - \frac{g_1 \sigma^2}{2(\xi_1 g_1 + \xi_2 g_2)^2} \right)} \xi_1 + (\xi_{10} - \xi_1) \right), \quad (19)$$

$$\frac{d\xi_2}{dt} = J_2 \left(-e^{\frac{-1}{k_B T} \left(E_2 - \frac{g_2 \sigma^2}{2(\xi_1 g_1 + \xi_2 g_2)^2} \right)} \xi_2 + (\xi_{20} - \xi_2) \right) \quad (20)$$

при начальных условиях, соответствующих равновесию в отсутствии напряжения

$$\xi_1(0) = \frac{\xi_{10}}{1 + e^{\frac{-E_1}{k_B T}}}, \quad (21)$$

$$\xi_2(0) = \frac{\xi_{20}}{1 + e^{\frac{-E_2}{k_B T}}}. \quad (22)$$

При $t > t_1$, концентрация связей первого типа обращается в 0 и актуальным остается только

$$\frac{d\bar{\xi}}{dt} = J_2 \left(-e^{\frac{-E}{k_B T} \left(1 - \frac{\bar{\xi}^2}{\xi^2} \right)} \bar{\xi} + (1 - \bar{\xi}) \right), \quad (23)$$

Здесь, как и в случае одного типа связей, можно перейти к нормированным величинам и привести вид уравнения к форме, подобной (11):

$$\frac{d\bar{\xi}_2}{dt} = J_2 \left(-e^{\frac{-1}{k_B T} \left(E_2 - \frac{\sigma^2}{2\xi_2^2 g_2} \right)} \bar{\xi}_2 + (\xi_{20} - \bar{\xi}_2) \right). \quad (24)$$

где нормированная поверхностная концентрация связей $\bar{\xi} = \frac{\xi}{\xi_{20}}$, а предельное значение

$$\bar{\xi}_{2d} = \frac{\sigma}{\sigma_{2d}}, \quad \sigma_{2d} = \sqrt{2g_2 E_2 \xi_{20}}.$$

Теперь возможно выяснение актуального диапазона напряжения (безопасный, квазибезопасный, диапазон прогнозируемой долговечности) подобно тому, как это показано при наличии только одного типа связей. Но здесь следует учитывать, что, поскольку связи второго типа уже частично разрушены термофлуктуационным механизмом до момента t_1 , в случае квазибезопасного режима начальная (в момент t_1) нормированная концентрация связей второго типа может попасть в интервал $[\bar{\xi}_d; \bar{\xi}_1]$ (см. рис. 1), что приведет к постепенному уменьшению нормированной концентрации до критического значения, как и в режиме прогнозируемой долговечности.

Таким образом, если имеет место режим прогнозируемой долговечности или квазибезопасный режим с попаданием начальной нормированной концентрации в указанный опасный интервал, оставшееся время жизни будет вычисляться подобно (12), а полное время жизни – по следующему выражению:

$$t = t_1 + \frac{1}{J_2 \int_{\bar{\xi}(t_1)}^{\bar{\xi}_d} \left((1 - \bar{\xi}) - e^{\frac{-E}{k_B T} \left(1 - \frac{\bar{\xi}^2}{\xi^2} \right)} \bar{\xi} \right) d\bar{\xi}}, \quad (25)$$

$$\text{где } \bar{\xi}(t_1) = \frac{\xi(t_1)}{\xi_{20}}.$$

При большем количестве типов связей возможно аналогичное описание с несколькими критическими моментами времени, когда количество уравнений будет уменьшаться на единицу, (и с последним выражением полной долговечности подобно (25)).

Для практического использования кинетического уравнения (11) и критерия долговечности (12) в случае одного типа адгезионных связей необходима оценка на основании экспериментальных данных входящих в них параметров J , E и σ_d для конкретных адгезионных соединений. Для большего числа типов связей количество параметров, соответственно, возрастает. Однако результатов опытов по долговечности порошковых покрытий при разных температурах пока не опубликовано. Поэтому в настоящей работе ограничимся лишь теоретической оценкой данных параметров для одного типа связей из достаточно общих соображений.

Параметр J , учитывая соответствие критерия (12) формуле Журкова в области прогнозируемой долговечности, должен иметь порядок частоты колебаний атомов 10^{13} с^{-1} . Поскольку энергия активации в формуле Журкова по дан-

ным экспериментов с долговечностью металлов [22] близка (часто немного меньше) к теплоте их сублимации при стандартных условиях, энергию активации разрыва адгезионной связи металл-металл можно оценить по правилу смесей:

$$E_{12}=E_1\varphi_1+E_2(1-\varphi_1); \quad (26)$$

где E_{12} – энергия активации разрыва связей между атомами первого и второго типов; E_1, E_2 – энергии сублимации первого и второго металлов соответственно; φ_1 – объемная доля атомов металла первого типа.

Энергии сублимации металлов можно вычислить из справочных значений энтальпий сублимации H_v по формуле

$$E_i = H_v i - RT. \quad (27)$$

Для оценки σ_d по формуле (9) необходимо оценить константу жесткости связи g и поверхностную концентрацию связей ξ_0 . Для связей одного типа константы жесткости могут быть оценены из парных потенциальных функций металлов, которые определяются из опытов [35]. Однако для межатомных потенциалов разных металлов нет надежных экспериментальных данных. В этой связи в настоящей работе константы жесткости связей пар различных металлов оценивали с помощью квантово-химического моделирования методом функционала плотности B3LYP/def2-TZVP [36].

С этой целью зависимости полной электронной энергии от расстояния между атомами различных пар вблизи минимума аппроксимировали параболической функцией (4).

Наиболее неоднозначным параметром является концентрация поверхностных связей ξ_0 . В настоящей работе ее оценивали по следующей формуле

$$\xi_0 = \frac{n_l}{r_0^2}, \quad (28)$$

где r_0 – расстояние между атомами в кристаллической решетке металла подложки (в приведенных далее примерах α – Fe; n_l – количество атомов, принимающих участие в образовании связей, нормальных к плоскости кристаллической ячейки.

Данная оценка является достаточно грубой, поскольку в реальной ситуации поверхность адгезионного контакта не является гладкой. При пескоструйной механической обработке подложки прочность адгезионной связи с покрытием возрастает [17, 18]. Это говорит о том, что фактическая площадь контакта может быть выше номинальной. Кроме того, сам характер контакта материалов может быть достаточно сложным и включать внедренные атомы, вакансии, дефекты. Поэтому сделанные оценки (табл. 1) приведены лишь для проверки физической непротиворечивости модели.

1. Теоретические оценки параметров кинетического уравнения (10) для адгезионных покрытий железа различными металлами

Материал покрытия	E_{12} , кДж/моль	$q \cdot 10^{10}$, кН/м	$0,5 \sigma_d$, МПа
Al	353	404	17
Cu	367	364	17
Co	409	251	15
Cr	395	509	20
Ni	411	559	22

Теоретические значения максимального безопасного напряжения ($0,5\sigma_d$) для приведенных в табл.1 металлов близки к половине минимально допустимой прочности адгезионной связи на нормальный отрыв для газотермических покрытий согласно стандарту [5] (30 МПа). В этих условиях при условии качественного нанесения покрытия ($\xi_0 > 0,95$) оно должно сохранять адгезионное взаимодействие с подложкой в течение всего срока эксплуатации изделия.

Отметим, что в представленной модели не рассматривается нарушение адгезионного взаимодействия вследствие влияния агрессивных химических воздействий (коррозия, окис-

ление и др.). Также следует отметить, что в кинетической модели долговечности рассматривается разрушение связей только под действием нормальных напряжений. Для учета сложного напряженного состояния вблизи дефектов и трещин необходимо использовать методы механики сплошной среды, что предполагается в дальнейших исследованиях.

Заключение

В настоящей работе предложена кинетическая модель разрушения адгезионного соединения порошковых покрытий металлов, наносимых газотермическим и близким к нему способами (плазменное, газопламенное напы-

ление, высокоскоростное газопламенное напыление).

Анализ влияния параметров соединения и приложенной нагрузки позволяет выявить три кинетических режима процесса: безопасный режим, при котором под нагрузкой устанавливается устойчивая равновесная концентрация связей неустойчивый режим, при котором происходит неконтролируемое разрушение соединения и режим прогнозируемой долговечности, когда время жизни соединения конечно, но его продолжительность контролируется начальной концентрацией адгезионных связей, приложенным напряжением и температурой.

Рассмотрен вариант кинетической модели при наличии нескольких типов адгезионных связей.

На основании квантово-химического расчета вычислены теоретические оценки максимального безопасного напряжения, которые оказались близки к половине стандартной минимально допустимой прочности адгезионных соединений газотермических покрытий.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Кудинов В.В., Бобров Г.В. Нанесение покрытий напылением. Теория, технология и оборудование. – М.: Металлургия, 1992. – 432 с.
2. Газотермическое напыление / под общей ред. Л. Х. Балдаева. – М.: Маркет ДС, 2007. – 344 с.
3. Davis J.R. Handbook of thermal spray technology. – ASM International, 2004. – 338 p.
4. Chen Z., Zhou K., Lu X., Lam Y.Ch. A review on the mechanical methods for evaluating coating adhesion. Acta Mechanica. – 2014. – V. 225. – № 2. – P. 431.
5. ГОСТ 9.304-87. Покрытия газотермические. Общие требования и методы контроля. – М.: ИПК Изд-востандартов. – 2001. – 10 с.
6. ASTM C633-13. Standard Test Method for Adhesion or Cohesion Strength of Thermal Spray Coatings. ASTM. West Conshocken. PA. USA. – 2021. – 8 p.
7. Pugacheva N.B., Guzanov B.N., Obabkov N.V., et al. //AIP Conference Proceedings. 2019. – 2176.
8. Тушинский Л.И., Плохов АВ., Токарев А.О., Синдеев В.И. Методы исследований материалов. – М.: Мир, 2004. – 384 с.
9. Bourah D., Robinson B., London T., et al. Experimental evaluation of interfacial adhesion strength of cold sprayed Ti-6Al-4V thick coatings using an adhesive-free test method // Surf. Coat. Technol. – 2019.
10. Зайцев А.Н., Александрова Ю.П., Ягопольский А.Г. Обзор методов оценки прочности сцепления газотермических покрытий // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2021. – № 5. – С. 48–59.
11. WangY.-Y., LiC.-J., OmariA. Influence of substrate roughness on the bonding mechanisms of high velocity oxy-fuel sprayed coatings. Thin Solid Films. – 2005. – V. 485. – PP.141 – 147.
12. White B.C., Story W.A., Brewer L.N., Jordan J.B. Fracture Mechanics Methods for Evaluating the Adhesion of Cold Spray Deposits. Engineering Fracture Mechanics. – 2019. – V. 205. – PP. 57-69.
13. Asgharifar M., Kong F., Carlson B, Kovacevic R. An Experimental and Numerical Study of Effect of Textured Surface by Arc Discharge on Strength of Adhesively Bonded Joints. Journal of Mechanics Engineering and Automation. – 2012. – V.2. – PP. 229-242.
14. Hussain T., McCartney D.G., Shipway P.H., Zhang D. Bonding Mechanisms in Cold Spraying: The Contributions of Metallurgical and Mechanical Components. J. Therm. Spray Technol. – 2009. – V. 18. – № 3. – PP. 364 – 379.
15. Marot G., Lesage J., Démarécaux Ph., et. al. Interfacial indentation and shear tests to determine the adhesion of thermal spray coatings. Surf. Coat. Technol. – 2006. – V. 201. – PP. 2080 – 2085.
16. Farhan M.S. A review on adhesion strength of single and multilayer coatings and the evaluation method. Wasit Journal of Engineering Science. – 2016. – V.4. – №.1. – PP. 1–27.
17. Gnaeupel - Herold T., Prask H.J., John Barker J., et. al. Microstructure, mechanical properties, and adhesion in IN625 air plasma sprayed coatings. Mater. Sci. Eng., A. – 2006. – V. A 421. – PP.77–85.
18. Sahab A.R.M., Saad N.H., Kasolang S., Saeedon J. Impact of Plasma Spray Variables Parameters on Mechanical and Wear Behaviour of Plasma Sprayed Al₂O₃ 3%wt TiO₂ Coating in Abrasion and Erosion Application. Procedia Engineering 2012. – V.41. – PP. 1689–1695.
19. Goldbaum D., Shockley J.M., Chromik R.R., et.al. The Effect of Deposition Conditions on Adhesion Strength of Ti and Ti6Al4V Cold Spray Splats. J. Therm. Spray Technol. – 2012. – V. 21(2). – P. 288–303.
20. Huang R., Fukanuma H. Study of the Influence of Particle Velocity on Adhesive Strength of Cold Spray Deposits. J. Therm. Spray Technol. – 2012. – V. 21 – № 3-4. – PP. 541 – 549.
21. Imbriglio S.I., Hassani - Gangaraj M., Veysset D., et.al. Adhesion strength of titanium particles to alumina substrates: A combined cold spray and LIPIT study. Surf. Coat. Technol. – 2019. – V. 361. – PP. 403–412.
22. Регель В.Р., Слущер А.Ж., Томашевский Э.Е. Кинетическая природа прочности твердых тел // Успехи физически наук. – 1972. – Т. – 106. – Вып. 2. – С.193 – 228.
23. Glasstone S., Laidler K. J., Eyring H. The Theory of Rate Processes. New York, London: McGraw Hill, 1941. – 611 p.
24. Eyring H. Plasticity, and Diffusion as Examples of Absolute Reaction Rates. J. Chem. Phys. – 1936. – V.4. – PP. 283 – 291.
25. Tobolsky A., Eyring H. Mechanical Properties of Polymeric Materials. J. Chem. Phys. 1943. – V.11. – PP. 125 – 134.
26. Busse W.F., Lessig E.T., Loughborough D.L., Larrick L. Fatigue of Fabrics. J. Appl. Phys. – 1942. – V.13. – PP. 715 – 724.
27. Бартнев Г.М. Прочность и механизм разрушения полимеров. – М.: Химия, 1984. – 280 с.

28. **Lenhardt M.J., Ong M.T., Choe R., Evenhuis C.R., et. al.** Trapping a Diradical Transition State by Mechanochemical Polymer Extension. *Science*. – 2010. – V. 329. – PP.1057 – 1060.
29. **Kucharski T.J., Boulatov R.** The physical chemistry of mechanoresponsive polymers. *J. Mater. Chem.* – 2011. – V.21. – PP. 8237 – 8255.
30. **Makarov D.E.** Mechanochemistry of biological and synthetic molecules. *J. Chem. Phys.* – 2016. – V. 144. – P. 030901.
31. **Kedziora G.S., Moller J., Berry R., Nepal D.** Ab initio molecular dynamics modeling of single polyethylene chains: Scission kinetics and influence of radical under mechanical strain. *J. Chem. Phys.* – 2021. – V. 155. – P.024102.
32. **Fertig III R., Douglas K.** Physics-based fatigue life prediction of composite structures. *NAFEMS World Congress*, 2011. – 21 p.
33. **Naderi M., Michopoulos J., Iyyer N., Goel K., Phan N.** Multiscale analysis of fatigue crack initiation life for unidirectional composite laminates. *Compos. Struct.* – 2019. – V. 213. – P.271 – 283.
34. **Раухваргер, А.Б., Язев, В.А., Соловьев, М.Е.** Модель разрушения адгезионного соединения металл-полимер // *Химическая физика и мезоскопия*. – 2014. – Т. 16. – №1. С. 88–92.
35. **Girifalco L.A., Weizer V.G.** Application of the Morse Potential Function to Cubic Metals. *Phys. Rev.* – 1959. – V. 114. – PP. 687 – 690.
36. **Neese F.** Software update: the ORCA program system, version 4.0. *Wiley Interdiscip. Rev.: Comput. Mol. Sci.* – 2017. – V. 8. – P 1327.

REFERENCES

1. Kudinov V.V., Bobrov G.V. Thermal spray coating. Theory, technology and equipment. Moscow: Metallurgy, 1992, 432 p.
2. Gas thermal spraying / under the general editorship of L.H. Baldaev. Moscow: Market DS, 2007, 344 p.
3. Davis J. R. Handbook of thermal spray technology. – ASM International, 2004. – 338 p.
4. Chen Z., Zhou K., Lu X., Lam Y.Ch. A review on the mechanical methods for evaluating coating adhesion. *Acta Mechanica*. – 2014. – V. 225. – № 2. – P. 431.
5. State Standard 9.304-87. Gas-thermal coatings. General requirements and methods of control. –Moscow: IPC Publishing House of Standards, 2001, 10 p.
6. ASTM C633-13. Standard Test Method for Adhesion or Cohesion Strength of Thermal Spray Coatings. ASTM. West Conshocken. PA. USA. – 2021. – 8 p.
7. Pugacheva N. B., Guzanov B. N., Obabkov N. V., et al. //AIP Conference Proceedings. 2019. – 2176.
8. Tushinsky L.I., Plokhov AV., Tokarev A.O., Sindeev V.I. Methods of material research. – Moscow: Mir, 2004, 384 p.
9. Bourah D., Robinson B., London T., et al. Experimental evaluation of interfacial adhesion strength of cold sprayed Ti-6Al-4V thick coatings using an adhesive-free test method // *Surf. Coat. Technol.* – 2019.
10. Zaytzev A.N., Aleksandrova Yu.P., Yagopolsky A.G. Comparative analysis of methods for assessing adhesion strength of thermal spray coatings / *Izv. Vuzov. Mashinostroenie*, 2021, No. 5(734), pp.48 – 59.
11. Wang Y.-Y., Li C.-J., Omari A. Influence of substrate roughness on the bonding mechanisms of high velocity oxy - fuel sprayed coatings. *Thin Solid Films*. – 2005. V. 485. – PP.141 – 147.
12. White B.C., Story W.A., Brewer L.N., Jordon J.B. Fracture Mechanics Methods for Evaluating the Adhesion of Cold Spray Deposits. *Engineering Fracture Mechanics*. – 2019. – V. 205. – PP. 57 – 69.
13. Asgharifar M., Kong F., Carlson B, Kovacevic R. An Experimental and Numerical Study of Effect of Textured Surface by Arc Discharge on Strength of Adhesively Bonded Joints. *Journal of Mechanics Engineering and Automation*. – 2012. – V.2. – PP. 229 – 242.
14. Hussain T., McCartney D.G., Shipway P. H., Zhang D. Bonding Mechanisms in Cold Spraying: The Contributions of Metallurgical and Mechanical Components. *J. Therm. Spray Technol.* – 2009. – V. 18. – № 3. – PP. 364 – 379.
15. Marot G., Lesage J., Démarécaux Ph., et. al. Interfacial indentation and shear tests to determine the adhesion of thermal spray coatings. *Surf. Coat. Technol.* – 2006. – V. 201. – PP. 2080 – 2085.
16. Farhan M.S. A review on adhesion strength of single and multilayer coatings and the evaluation method. *Wasit Journal of Engineering Science*. – 2016. – V.4. – №.1. – PP. 1–27.
17. Gnaeupel - Herold T., Prask H.J., John Barker J., et. al. Microstructure, mechanical properties, and adhesion in IN625 air plasma sprayed coatings. *Mater. Sci. Eng., A*. – 2006. – V. A 421. – PP. 77 – 85.
18. Sahab A.R.M., Saad N.H., Kasolang S., Saedon J. Impact of Plasma Spray Variables Parameters on Mechanical and Wear Behaviour of Plasma Sprayed Al₂O₃ 3%wt TiO₂ Coating in Abrasion and Erosion Application. *Procedia Engineering* 2012. – V.41. – PP. 1689 –1695.
19. Goldbaum D., Shockley J.M., Chromik R.R., et.al. The Effect of Deposition Conditions on Adhesion Strength of Ti and Ti6Al4V Cold Spray Splats. *J. Therm. Spray Technol.* – 2012. – V. 21(2). – P. 288 – 303.
20. Huang R., Fukanuma H. Study of the Influence of Particle Velocity on Adhesive Strength of Cold Spray Deposits. *J. Therm. Spray Technol.* – 2012. – V. 21 – № 3-4. – PP. 541 – 549.
21. Imbriglio S.I., Hassani-Gangaraj M., Veysset D., et.al. Adhesion strength of titanium particles to alumina substrates: A combined cold spray and LIPIT study. *Surf. Coat. Technol.* – 2019. – V. 361. – PP. 403 – 412.
22. Regel V.R., Slutsker A.Zh., Tomashevsky E.E. Kinetic nature of the strength of solids. *Uspekhi fizicheskikh nauk*, 1972, vol. 106, no. 2, pp. 193 – 228.
23. Glasstone S., Laidler K. J., Eyring H. The Theory of Rate Processes. New York, London: McGraw Hill, 1941. – 611 p.
24. Eyring H. Plasticity, and Diffusion as Examples of Absolute Reaction Rates. *J. Chem. Phys.* – 1936. – V.4. – PP. 283 – 291.
25. Tobolsky A., Eyring H. Mechanical Properties of Polymeric Materials. *J. Chem. Phys.* 1943. – V.11. – PP. 125 – 134.
26. Busse W.F., Lessig E.T., Loughborough D.L., Larrick L. Fatigue of Fabrics. *J. Appl. Phys.* – 1942. – V.13. – PP.715 – 724.
27. Bartenev G.M. Strength and degradation mechanisms of polymers. Moscow: Khimiya, 1984, 280 p.
28. **Lenhardt M.J., Ong M.T., Choe R., Evenhuis C.R., et. al.** Trapping a Diradical Transition State by Mechanochemical Polymer Extension. *Science*. – 2010. – V. 329. – PP.1057 – 1060.
29. **Kucharski T. J., Boulatov R.** The physical chemis

try of mechanoresponsive polymers. Mater. Chem. – 2011. – V.21. – PP. 8237 – 8255.

30. Makarov D. E. Mechanochemistry of biological and synthetic molecules. J. Chem. Phys. – 2016. – V. 144. – P. 030901.

31. Kedziora G. S., Moller J., Berry R., Nepal D. Ab initio molecular dynamics modeling of single polyethylene chains: Scission kinetics and influence of radical under mechanical strain. J. Chem. Phys. – 2021. – V. 155. – P.024102.

32. Fertig III R., Douglas K. Physics-based fatigue life prediction of composite structures. NAFEMS World Congress, 2011. – 21 p.

33. Naderi M., Michopoulos J., Iyyer N., Goel K.,

Phan N. Multiscale analysis of fatigue crack initiation life for unidirectional composite laminates. Compos. Struct. – 2019. – V. 213. – P.271 – 283;

34. Raukhvarger A. B., Yazev V. A., Soloviev M. E. model of destruction of metal-polymer adhesive joint / Chemical physics and mesoscopy, 2014, vol. 16, No. 1, pp. 88 – 92.

35. Girifalco L.A., Weizer V.G. Application of the Morse Potential Function to Cubic Metals. Phys. Rev. – 1959. – V. 114. – PP. 687 – 690.

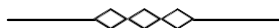
36. Neese F. Software update: the ORCA program system, version 4.0. Wiley Interdiscip. Rev.: Comput. Mol. Sci. – 2017. – V. 8. – P. e1327.

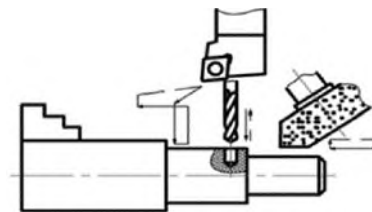
Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article.
The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 16.11.2022; одобрена после рецензирования 28.11.2022; принята к публикации 06.12.2022

The article was submitted 16.11.2022; approved after reviewing 28.11.2022; accepted for publication 06.12.2022.





Научноёмкие технологии в машиностроении. 2023. №1 (139). С. 20-23.
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2023. №1 (139). P. 20-23.

Научная статья
УДК 621.99
doi:10.30987/2223-4608-2023-1-20-23

Анализ распределения нагрузки по виткам в резьбовых соединениях и способов обеспечения ее равномерности

Ирина Александровна Барабанова, к.т.н.
Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия
steshkova@yandex.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

Аннотация. Приведен анализ особенностей распределения нагрузки по виткам резьбы при нарезании метчиками методами самозатягивания и с принудительной осевой подачей на станках с ЧПУ. Рассмотрены способы обеспечения равномерности нагрузки по виткам резьбового соединения для достижения его прочности. Учтена специфика контроля точности резьбы в отверстиях калибрами-пробками.

Ключевые слова: нарезание резьбы, метчики, распределение нагрузки по виткам

Для цитирования: Барабанова И.А. Анализ распределения нагрузки по виткам в резьбовых соединениях и способов обеспечения ее равномерности // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2023. – №1 (139). – С. 20-23. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-20-23.

Original article

Study case of the load shaping in threaded fastening turns and technique analysis of the ways for ensuring balancing load

Irina A. Barabanova, Can.Sc.Tech.
Bryansk State Technical University, Bryansk, Russia
steshkova@yandex.ru

Abstract. The study case for load shaping in threaded fastening turns through tapping using self-tightening methods and posifeed axial advance on-CNC machines is carried out. The ways for ensuring balancing load in threaded fastening turns for the achievement of their strength is viewed. The specific character of controlling the accuracy of the hole thread using bore gages is taken into account.

Keywords: tapping, taps, load shaping in threaded fastening turns

For citation: Barabanova I. A. Study case of the load shaping in threaded fastening turns and technique analysis of the ways for ensuring balancing load. / Science intensive technologies in Mechanical Engineering, 2023, no. 1 (139), pp. 20-23. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-20-23.

Прочность резьбового соединения обеспечивается при равномерном распределении нагрузки по его виткам [1]. Однако, еще в 1902 году профессор Жуковский Н.Е. установил, что при идеальной точности резьб шпильки (болта) и отверстия нагрузка по виткам неравномерна.

Наибольшая нагрузка приходится на первые витки от опорного конца, а наименьшая – на последние (рис.1). При этом первый виток воспринимает до 33 %, а последний – около 7 % от величины нагрузки. Это справедливо для соединений, у которых рабочая длина

$H = (0,8 \div 1,0)d$, где d – номинальный диаметр резьбы. С увеличением H до $1,5d$ эти соотношения изменяются незначительно. Неравномерность нагрузки по виткам приводит к снижению прочности резьбовых соединений, как при статических, так и при переменных нагрузках [1].

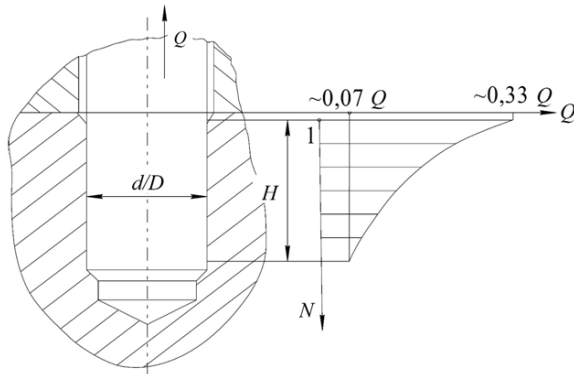


Рис.1. Схема распределения нагрузки по виткам резьбы (Н.Е. Жуковский):
 Q – нагрузка резьбового соединения; N – номер витка резьбы; H – рабочая длина резьбового соединения

Более поздними исследованиями было доказано, что равномерность нагрузки может быть обеспечена при наличии небольшой конусности резьбы шпильки или отверстия. Резьбу на шпильках (винтах, болтах) получают накатыванием с высокой точностью по среднему диаметру и шагу. Технологически легче обеспечить конусность в резьбовом отверстии (рис.2).

Расчетная величина конусности ΔD_2 определена [1]. Для стальных шпилек и корпусов с металлической резьбой при нормальной длине свинчивания H она составляет $\Delta D_2 \approx 0,00278D_2$, где D_2 – средний диаметр резьбы.

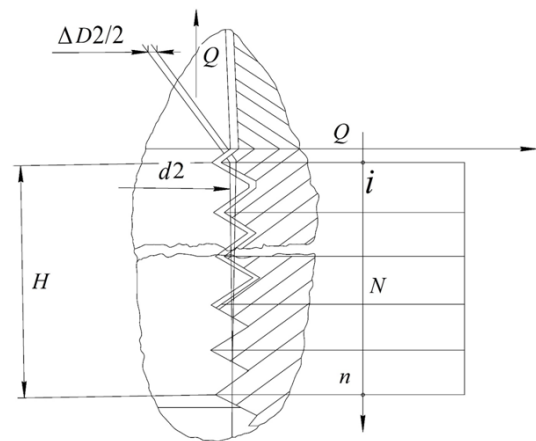


Рис.2. Равномерное распределение нагрузки по виткам резьбового соединения с конусной резьбой в отверстии:

d_2 – средний диаметр резьбы шпильки; ΔD_2 – конусность по среднему диаметру D_2 резьбового отверстия на длине n витков

Это соотношение получено из формулы:

$$\Delta D_2 = H \left(\frac{[\sigma_1]}{E_1} + \frac{[\sigma_2]}{E_2} \right) \operatorname{ctg} \frac{\alpha}{2}, \quad (1)$$

где $[\sigma_1]$ и $[\sigma_2]$ – допускаемые напряжения в резьбовых витках шпильки и корпуса; E_1 и E_2 – модули упругости материалов шпильки и корпуса; α – угол профиля резьбы.

В резьбовых соединениях стальных шпилек и корпусов из цветных сплавов величину H увеличивают до $1,5d$. Значения $[\sigma_2]$ для цветных сплавов значительно ниже (до трех раз), при этом уменьшается и E_2 . Для таких соединений $\Delta D_2 \approx 0,0032D_2$. Расчетные значения рекомендуемых значений ΔD_2 для наиболее распространенных крепежных метрических резьб по ГОСТ 8724-2002 приведены в табл. 1 [2].

1. Расчетные значения конусности ΔD_2 резьбовых отверстий, мм

Размер резьбы	ΔD_2 для резьбовых соединений	
	сталь + сталь	сталь + цветные сплавы
M6	0,015	0,0165
M8	0,020	0,0220
M10	0,025	0,0275
M12	0,030	0,0330

Приведенные в табл.1 значения ΔD_2 соответствуют соединениям шпилек из конструкционных сталей с пределом прочности $\sigma_b = 500 \div 600$ МПа с резьбовыми отверстиями в корпусных деталях из литейных сталей или цветных сплавов (алюминиевых, магниевых, цинковых).

В технологии обработки крепежных метрических резьбовых отверстий степеней точности 4Н и 5Н предусматривают использова-

ние метчиков первого класса точности по ГОСТ 16925-93. Установлено, что при обработке методом самозатягивания с использованием патронов с компенсаторами для крепления метчиков резьбовое отверстие получается с конической резьбой от, так называемой, «разбивки» резьбы [3]. Наибольшая разбивка наблюдается на первых двух витках, тогда как на последних витках она практически отсутствует. Величина разбивки зависит, в первую

очередь, от действия на метчик осевых сил. Некоторое ее увеличение может быть от биений метчика и элементов технологической системы (патрона, шпинделя станка). Как показывает анализ, погрешность шага резьбы метчика в пределах, установленных ГОСТ 16925-93 [4], незначительно влияет на разбивку, если резьба метчика имеет обратную конусность в пределах $0,08 \div 0,10$ мм на 100 мм длины.

Контроль точности резьбы в отверстии выполняют калибрами-пробками. Годной считается резьба, у которой проходная сторона мягко ввинчивается на всю глубину резьбы, а непроходная – не более чем на два первых витка от входа метчика. Номинальный размер среднего диаметра непроходной пробки $d_{2HE} = D_2 + E_{SD2}$, где E_{SD2} – верхнее предельное отклонение среднего диаметра резьбового отверстия D_2 . Из этого следует, что разбивка первых двух витков в отверстии может достигать

значения

$$\Delta D_{2p} \leq (D_2 + E_{SD2}) - d_{2o(1)}, \quad (2)$$

где $d_{2o(1)}$ – наибольший средний диаметр резьбы метчика.

Для метчиков первого класса точности $d_{2o(1)} = D_2 + 0,3TD_2$, где TD_2 – допуск среднего диаметра D_2 . Для метрических резьбовых отверстий степени точности 4Н по ГОСТ 16093-2004 нижнее отклонение $E_{SD2} = 0$, тогда $TD_2 = |E_{SD2}|$ и величина разбивки будет $\Delta D_{2p} \leq 0,7TD_2$. Измерения показывают, что фактическая величина разбивки первых двух витков при нарезании метчиком методом самозатягивания на сверлильных станках практически всегда достигает величины $0,7TD_2$. Значения наибольшей величины разбивки ΔD_{2p} для резьбовых отверстий при нарезании метчиком самозатягиванием приведены в табл. 2.

2. Разбивка первых витков резьбового отверстия при нарезании резьб метчиком методом самозатягивания, мм

Размер резьбы	D_2	E_{SD2} для точности 4Н	d_{2o} (класс точности 1)	ΔD_{2p}	$\Delta D_{2p} / \Delta D_2$ для соединений	
					сталь + сталь	сталь + цветной сплав
M6	5,350	0,095	5,385	0,060	4,0	3,6
M8	7,188	0,100	7,226	0,062	3,1	2,8
M10	9,026	0,112	9,026	0,076	3,0	2,8
M12	10,863	0,125	10,911	0,077	2,6	2,3

Из приведенных в табл. 2 данных следует, что конусность резьбового отверстия при обработке метчиками методом самозатягивания до 4 раз выше расчетных значений. Такая конусность в резьбовом соединении приведет к неравномерному распределению нагрузки по виткам, перегруженности последних и, как следствие, их пластической деформации при затяжке. В конечном счете, это также снизит прочность соединения.

Зачастую на предприятиях в технологию обработки резьбовых отверстий специалисты закладывают метод нарезания самозатягиванием даже на современном оборудовании (станках с ЧПУ), имеющем встроенный цикл резбонарезания метчиком с принудительной осевой подачей, точно соответствующей шагу резьбы. Нарезание резьб метчиками с принудительной подачей («жестким способом») позволяет полностью исключить разбивку от действия осевых сил на инструмент. В этом случае

метчик закрепляется в жестком цанговом патроне (рис. 3).

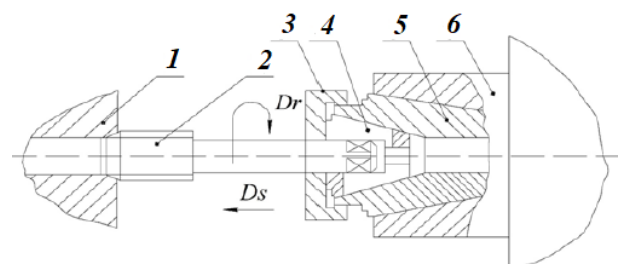


Рис.3. Инструментальный блок для нарезания резьб метчиками с принудительной подачей на станках с ЧПУ:

1 – деталь; 2 – метчик; 3 – гайка; 4 – разрезная цанга; 5 – корпус патрона; 6 – шпиндель станка; D_r – вращение метчика; D_s – подача, равная шагу резьбы

В технологической цепочке «метчик – шпиндель станка» при жестком закреплении инструмента наблюдается биение его резьбовой части относительно оси нарезаемого отверстия, что вызывает некоторую разбивку первых витков в начале обработки. На последних вит-

ках, когда метчик полностью ввинчивается в нарезаемое отверстие, разбивка практически отсутствует. Станки с ЧПУ и цанговые патроны изготовлены с высокой точностью и имеют незначительную разбивку. Небольшое биение заложено в конструкцию метчика. Биевание крепежной части хвостовика метчика относительно рабочей части по ГОСТ 3449-84 для диаметров до 24 мм допускается до 0,02 мм [5]. Суммарное вероятное биение в технологической цепочке «метчик-шпиндель» составит

$$\Delta_{\Sigma} = \sqrt{\Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3 + \Delta_4 + \Delta_5 + \Delta_6} \text{ мм,} \quad (3)$$

где Δ_1 – биение шпинделя станка; Δ_2 – биение в соединении конического отверстия шпинделя с корпусом цангового патрона; Δ_3 – биение хвостовика патрона относительно его конического отверстия под цапку; Δ_4 – биение в соединении корпуса цапки с коническим отверстием корпуса патрона; Δ_5 – биение корпуса цапки относительно ее цилиндрического посадочного отверстия; Δ_6 – биение хвостовика метчика относи-

тельно его режущей части.

По техническим условиям на точность станков с ЧПУ и цанговых патронов к ним погрешности $\Delta_1 \div \Delta_5$ составляют не более 0,005 мм. Биевание в конструкции метчика $\Delta_6 = 0,02$ мм. Тогда суммарное биение составит $\Delta_{\Sigma} \approx 0,023$ мм, и, следовательно, разбивка первых витков в резьбовом отверстии ΔD_{2p} будет не более 0,023 мм. Сравнив полученное значение с данными табл. 1, можно сделать вывод, что конусность в резьбовом отверстии, полученная при обработке, близка к расчетной. Это позволяет заключить, что в резьбовом соединении распределение нагрузки по виткам будет близко к равномерному.

Таким образом, применение «жесткого» способа резбонарезания метчиками резьбовых отверстий на станках с ЧПУ снижает конусность в резьбе до значений, близких к необходимым для обеспечения равномерности нагрузки по виткам в резьбовом соединении, что способствует повышению его прочности.

REFERENCES

1. Биргер И.А., Иосилевич Г.Б. Резьбовые соединения. – М.: Машиностроение, 1973. – 256 с.
2. ГОСТ 8724-2002. Основные нормы взаимозаменяемости. Резьба метрическая. Диаметры и шаги. – Введ. 2004-01-01. – М.: ИПК Издательство стандартов, – 2003.
3. Барабанова, И.А. Особенности расчета параметров метчиков для нарезания точных резьб на станках с ЧПУ // Научные технологии в машиностроении. – 2021. – №10 (124). – С.45 – 48.
4. ГОСТ 16925-93. Метчики. Допуски на изготовление резьбовой части. – Введ. 1995-01-01. Минск: Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации. – 1995.
5. ГОСТ 3449-84. Метчики. Технические условия. – Введ. 1986-01-01. – М.: ИПК Издательство стандартов, – 2003.

1. Birger I.A., Iosilevich G.B. Threaded junctions, Moscow: Mashinostroenie, 1973 – 256 p.
2. State Standard 8724-2002. Basic norms of interchangeability. Metric screw threads Diameters and steps. Introduction 2004-01-01. Moscow: IPC Publishing House of Standards, 2003.
3. Barabanova, I.A. Features of calculating the parameters of taps for cutting precise threads using CNC machining technology / Science-intensive technologies in mechanical engineering, 2021, no.10, pp.45-48.
4. State standard 16925-93. Taps. Manufacturing tolerances on the threaded portion. Introduction 1995-01-01. Minsk: Interstate Council for Standardization, Metrology and Certification, 1995.
5. State standard 3449-84. Taps. Specifications. Introduction 1986-01-01. Moscow: IPC Publishing House of Standards, 2003.

Статья поступила в редакцию 10.04.2022; одобрена после рецензирования 27.10.2022; принята к публикации 28.11.2022.

The article was submitted 10.04.2022; approved after reviewing 27.10.2022; assepted for publication 28.11.2022.

Научноёмкие технологии в машиностроении. 2023. №1 (139). С. 24-30.
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2023. №1 (139). P. 24-30.

Научная статья
УДК 621.993
doi:10.30987/2223-4608-2023-1-24-30

Измерение силы резания и крутящего момента при резьбофрезеровании

Сергей Алексеевич Сайкин¹, К.Т.Н.,
Егор Викторович Цветков², К.Т.Н.,
Александр Викторович Толкачев³, К.Т.Н.
^{1,2,3} ПАО «Объединенная Двигателестроительная Корпорация - Сатурн», г. Рыбинск, Россия
¹ saikinsergey@yandex.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>
² egordis@rambler.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>
³ ditolk14@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

Аннотация. В статье представлены результаты испытаний в лабораторных условиях влияния скорости и глубины резания на силу резания.

Ключевые слова: резьбофрезерование, внутренняя резьба, составляющие силы резания, крутящий момент, жаропрочный сплав

Для цитирования: Сайкин С.А., Цветков Е.В., Толкачев А.В. Измерение силы резания и крутящего момента при резьбофрезеровании // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2023. – №1 (139). – С. 24-30. doi: 10.30987/2223-4608-2023-12-24-30.

Original article

Measurement of cutting force and torque during thread milling

Sergey A. Saikin¹, Can.Sc.Tech.,
Egor V. Tsvetkov², Can.Sc.Tech.,
Aleksandr V. Tolkachev³, Can.Sc.Tech.
^{1,2,3} Public joint-stock company «United Engine Corporation - Saturn», Rybinsk, Russia
¹ saikinsergey@yandex.ru, ² egordis@rambler.ru, ³ ditolk14@gmail.com

Abstract. The results of laboratory tests of the effect of cutting speed and depth on the cutting force are presented.

Keywords: threading, internal thread, components of the cutting force, torque, heat-resistant alloy

For citation: Saikin S.A., Tsvetkov E.V., Tolkachev A.V. Measurement of cutting force and torque during thread milling. / Science intensive technologies in Mechanical Engineering, 2023, no. 1 (139), pp. 24-30. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-24-30.

Резьбофрезерование нельзя отнести к новым методам обработки. В 1962 г. ГОСТ 1336 трактовал основные положения данного метода и применяемый инструмент. Процесс фрезерования исследовался различными учеными. Практически все работы посвящены точности

обработки и профилированию инструмента. Вопросам определения сил резания и деформации инструмента уделено мало внимания. В связи с этим особый интерес представляют работы бразильских исследователей Анна Карла Араужо, Хосе Луис Сильвейра, С. Капур,

Мартин Б.Г. Джун, Шив Г. Капур и Ричард ДеВор. В статьях, опубликованных ими авторами [1,2,3], представлены зависимости для определения составляющих силы резания и построены графики изменения составляющих силы резания при вращении фрезы.

Знания о составляющих силы резания позволяют перейти к расчету величины деформации инструмента, напрямую влияющей на точность обработки, работоспособность и стойкость инструмента. Поскольку в открытых источниках авторам не удалось найти данные результатов реального эксперимента с измерением оставляющих силы резания, было решено выполнить экспериментальные работы на ПАО «ОДК-Сатурн».

Фрезерование резьбы выполнялось на станке с ЧПУ мод. 400V/4 (ОАО «Стерлитамак МТЕ»). Используемое СОТС – Mobil 251 (подвод наружный). Торцевое и радиальное биение фрез не превышало 5 мкм. Для замера использовали индикатор часового типа с ценой деления 1 мкм. Измерение составляющих силы резания выполнялось динамометром УДМ 600 с тензоусилителем ТА-5, блоком фильтров и делителей K121 и осциллографом H117. Фиксировались: осевая, радиальная составляющие силы резания и крутящий момент. Образец призматический (45×150×95 мм) из сплава на никелевой основе ЖС6У-ВИ. Отверстия под резьбу диаметром 5 мм, глубиной 9 мм. Резьба М6-Н5Н6 правая глубиной 8 мм. Фрезерование

встречное. Программа управления для станка написана техническим специалистом фирмы Guhring. Износ фрез определялись с помощью инструментальной лупы Бринелля, с ценой деления 0,05 мм, и микроскопа «Альтами МЕТ 2».

Первый эксперимент заключался в измерении составляющих силы резания и крутящего момента при скоростях резания 20 и 30 м/мин.

Использовались резьбофрезы 3525 6,000 TiCN (фирмы Guhring) на двух режимах обработки. Первый: скорость резания 30 м/мин; число оборотов фрезы 2125 об/мин; подача на зуб фрезы 0,02 мм/зуб; минутная подача 128 мм/мин. Второй: скорость резания 20 м/мин; число оборотов фрезы 1370 об/мин; подача на зуб фрезы 0,02 мм/зуб; минутная подача 82 мм/мин. Число проходов (N) и глубина резания (t_i) для обоих режимов одинаковые: №1 – 0,2 мм; №2 – 0,1 мм; №3 – 0,1 мм; №4 – 0,05 мм; №6 и №7 – 0 мм (калибрующие проходы). Полных планетарных оборотов для формирования резьбы – 1. На каждом режиме испытывалось по четыре новых фрезы. Обработывалось по три резьбы. Длиннокромочные фрезы выбраны с целью наблюдения за влиянием деформации инструмента. Замеренные значения составляющих силы резания для первого планетарного оборота гребенчатой резьбофрезы представлены в табл. 1. По средним значениям построены графики (рис. 1, 2, 3).

1. Результаты 1-го эксперимента

При скорости 30 м/мин					При скорости 20 м/мин			
№N	фреза №1	фреза №2	фреза №3	фреза №4	фреза №5	фреза №6	фреза №7	фреза №8
Крутящий момент резания, Н·м								
1-е отверстие								
1	0,152	0,158	0,161	0,149	0,192	0,198	0,198	0,183
2	0,193	0,204	0,209	0,197	0,209	0,214	0,214	0,202
3	0,237	0,251	0,232	0,246	0,248	0,263	0,243	0,258
4	0,211	0,210	0,212	0,200	0,225	0,212	0,212	0,210
5	0,257	0,254	0,253	0,258	0,241	0,226	0,222	0,226
6	0,135	0,126	0,132	0,129	0,161	0,172	0,168	0,164
7	0,111	0,104	0,107	0,109	0,124	0,116	0,112	0,114
2-е отверстие								
1	0,183	0,192	0,181	0,178	0,253	0,266	0,251	0,246
2	0,250	0,264	0,241	0,261	0,270	0,277	0,253	0,274
3	0,310	0,322	0,293	0,316	0,309	0,328	0,298	0,321
4	0,261	0,258	0,260	0,243	0,285	0,281	0,280	0,262
5	0,290	0,272	0,289	0,272	0,291	0,273	0,272	0,267
6	0,174	0,187	0,174	0,179	0,197	0,184	0,182	0,191
7	0,138	0,129	0,138	0,127	0,176	0,164	0,164	0,174

Технологии механической обработки заготовок
Technologies of mechanical processing of workpieces

При скорости 30 м/мин					При скорости 20 м/мин			
№N	фреза №1	фреза №2	фреза №3	фреза №4	фреза №5	фреза №6	фреза №7	фреза №8
3-е отверстие								
1	0,196	0,184	0,184	0,178	0,260	0,259	0,251	0,247
2	0,255	0,269	0,246	0,266	0,275	0,283	0,258	0,279
3	0,304	0,319	0,308	0,312	0,304	0,324	0,294	0,317
4	0,274	0,273	0,274	0,257	0,300	0,298	0,295	0,277
5	0,299	0,288	0,302	0,286	0,303	0,288	0,285	0,280
6	0,177	0,183	0,174	0,177	0,198	0,181	0,181	0,190
7	0,137	0,135	0,130	0,126	0,168	0,168	0,152	0,162
Радиальная составляющая силы резания, Н								
1-е отверстие								
1	105,1	99,8	106,9	103,8	112,7	114,1	120,3	110,8
2	129,6	127,6	139,7	133,4	126,6	121,3	128,6	125,8
3	175,5	176,6	189,3	181,2	170,5	159,7	164,0	162,9
4	171,0	166,2	183,0	174,9	161,0	155,1	158,4	152,7
5	170,0	178,2	187,4	178,2	159,1	160,5	167,2	152,6
6	103,5	108,4	113,9	108,4	99,0	103,9	101,3	98,9
7	76,2	74,4	78,2	79,3	71,0	74,4	75,7	74,4
2-е отверстие								
1	121,9	121,6	127,1	123,5	145,6	132,7	146,6	139,2
2	169,0	177,2	185,0	177,1	179,0	176,2	187,9	178,6
3	228,4	238,6	252,1	239,7	220,9	221,1	223,7	210,2
4	213,0	224,4	227,9	221,8	203,0	192,6	200,2	187,4
5	209,3	230,3	224,5	221,4	192,1	200,1	207,5	192,3
6	132,9	141,9	138,4	137,7	140,4	139,7	147,4	135,6
7	97,0	103,3	99,3	99,9	83,9	86,7	87,5	83,8
3-е отверстие								
1	130,4	118,7	129,0	122,0	149,8	149,2	146,8	139,9
2	172,4	180,7	188,7	180,6	182,6	179,7	191,7	182,0
3	233,8	236,2	248,3	236,7	217,3	218,6	220,6	207,3
4	223,7	237,9	240,4	234,5	213,9	203,9	211,5	197,9
5	225,6	244,1	234,6	233,0	200,0	211,4	217,6	201,5
6	135,6	139,1	138,4	136,4	141,1	137,6	146,7	135,1
7	96,0	91,9	93,3	91,4	79,9	78,2	81,2	78,0
Осевая составляющая силы резания, Н								
1-е отверстие								
1	88,5	88,2	93,5	90,1	190,9	180,2	199,3	183,6
2	120,4	116,7	110,2	115,8	205,0	205,5	220,0	207,6
3	216,8	210,9	234,3	220,7	245,0	246,8	265,5	242,4
4	196,0	195,5	207,4	199,6	209,0	203,5	218,9	205,9
5	188,2	192,6	206,1	195,6	197,4	194,4	215,9	194,5
6	137,8	139,1	151,3	142,7	135,3	139,8	148,1	141,9
7	108,7	100,7	110,0	106,5	98,7	106,9	108,8	103,5
2-е отверстие								
1	304,4	304,7	325,1	311,4	333,1	326,5	355,9	321,6
2	366,9	373,8	404,8	381,8	370,5	347,6	350,3	338,3
3	421,9	418,6	456,6	432,4	405,2	412,9	420,5	392,2
4	371,3	365,3	405,5	380,7	339,1	354,9	370,7	337,2
5	326,7	329,1	357,9	337,9	301,4	315,9	330,4	300,1
6	236,3	235,0	260,6	244,0	214,9	226,1	237,2	214,7
7	167,2	168,4	185,0	173,5	153,4	161,7	170,0	153,6
3-е отверстие								
1	325,7	302,5	330,0	307,5	342,7	327,9	356,3	323,2
2	374,2	381,3	412,9	389,5	377,9	354,6	357,3	345,1
3	413,5	414,4	449,8	427,0	398,6	408,2	414,7	386,7
4	389,9	387,2	427,8	402,6	357,3	375,8	391,6	356,0
5	346,5	348,8	374,0	355,6	313,8	333,7	346,5	314,4
6	241,0	240,3	260,6	241,5	216,0	222,7	236,0	214,0
7	165,5	159,9	173,9	158,8	146,1	145,9	157,7	143,0

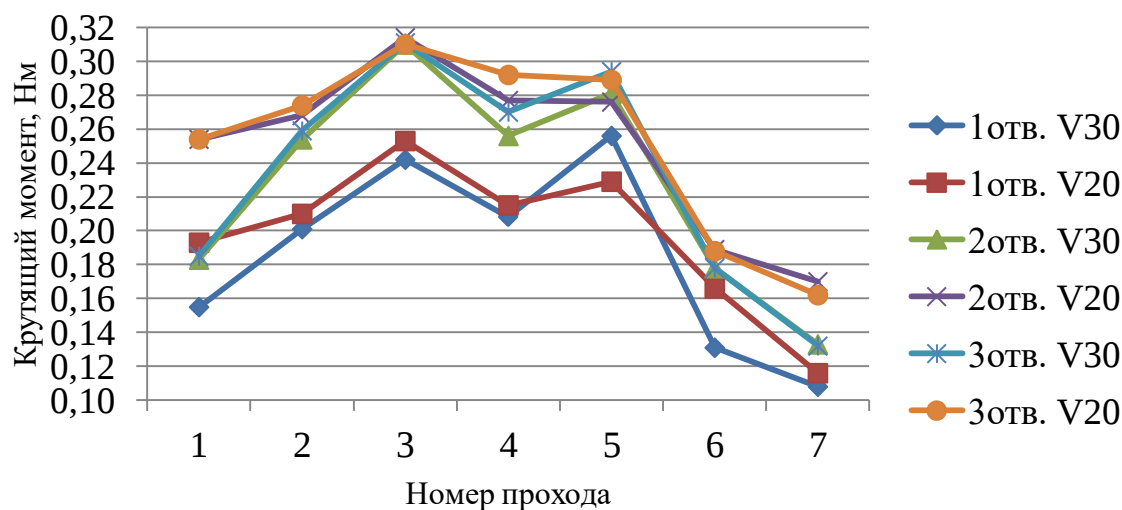


Рис. 1. График крутящего момента

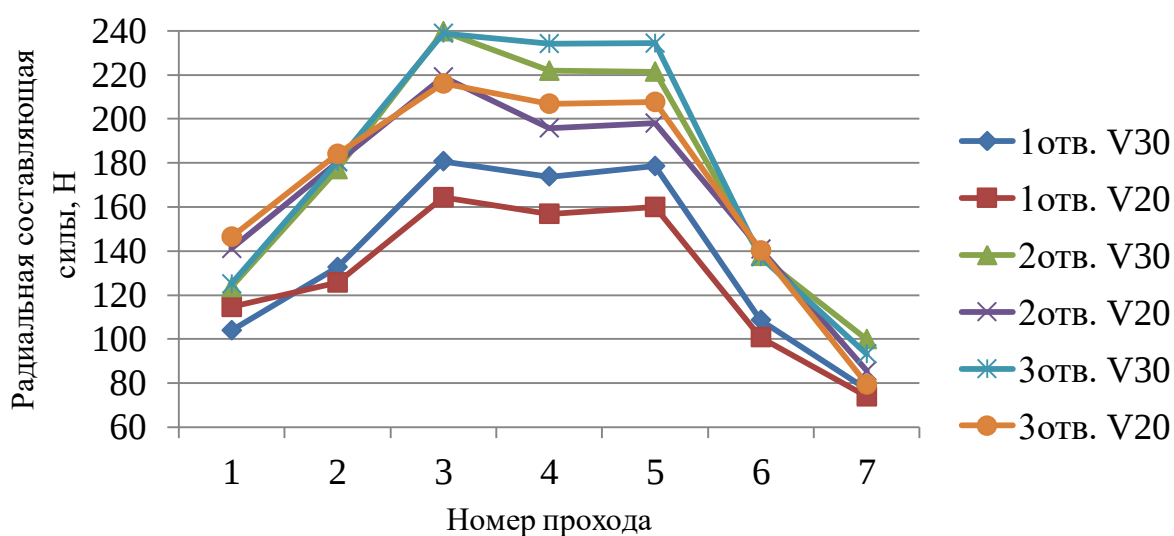


Рис. 2. График радиальной составляющей силы резания

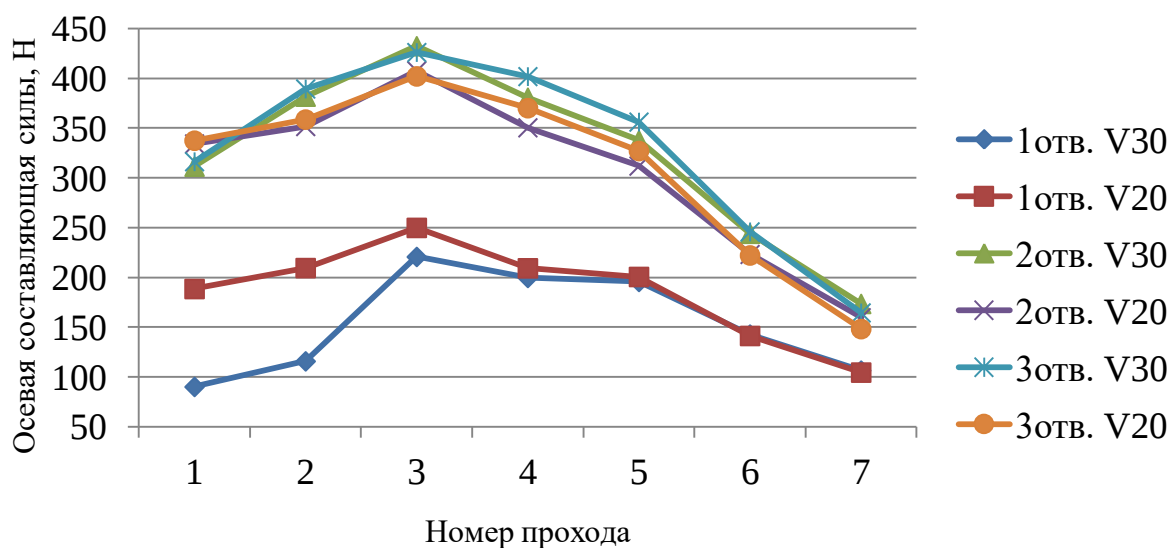


Рис. 3. График осевой составляющей силы резания

Износ фрез по задней поверхности зубьев при скорости резания 30 м/мин после обработки первой резьбы составил 0,1 мм, после второй – 0,35 мм. Износ при скорости резания 20 м/мин составил 0,2 мм и 0,4 мм, соответственно.

Площадки износа инструмента наблюдаются на всех трех задних поверхностях режущего зуба. Но наибольший износ имеют боковые поверхности, обращенные в направлении осевой подачи и при вершинах зубьев. Износ боковых сторон, обращенных против осевого движения инструмента в 3 – 4 раза меньше. Износ зубьев так же не равномерен и возрастает в направлении хвостовика. Менее изношенные зубья 1 ряда, а зубья в 7 и 6 ряду имеют наибольший износ. Это объясняется различной фактической глубиной резания ввиду деформации инструмента.

Проверка на соответствие обработанной поверхности резьбе М6-Н5Н6 выполнялась двумя аттестованными калибрами (проходным и непроходным). После пятого прохода проходной калибр ввинчивался на глубину не более 1,0...1,5 мм, после шестого – на глубину 1,5...2,0 мм, после седьмого – вернулся на всю глубину резьбы (8 мм). На протяжении всего эксперимента непроходной калибр не ввинчивался ни в одну из резьб. Выполненные замеры свидетельствуют о соответствии обработанных поверхностей резьбе М6-Н5Н6.

По результатам первого эксперимента сформулированы следующие выводы.

1. Деформация инструмента оказывает значительное влияние на процесс резания. Задаваемая в управляющую программу глубина резания для 6 и 7 прохода, равнялась нулю. При этом наблюдался процесс резания. Фреза срезала объем материала, который не удалось удалить на предыдущем проходе.

2. На процесс резания значительное влияние оказывает износ инструмента. Что проявляется в значительном увеличении силы резания при обработке второй и третьей резьбы в сравнении с первым. Наибольшее влияние оказывает износ задней боковой поверхности зуба на осевую составляющую от 1 к 3 проходу. Не зависимо от скорости резания, для первой резьбы разница значений составляющих силы резания между 1 и 2 проходами меньше, разницы между 2 и 3. При обработке второй резьбы – наоборот.

3. Графики радиальных составляющих силы резания в ряде случаев имеют пересечение, что можно объяснить переходными процессами от резания к подмятию металла без удаления

стружки в условиях малых глубин резания, а также нестационарное значение деформации инструмента.

4. На направление вектора и значение составляющей силы резания влияет не только угол подъема резьбы, но и геометрия резбового профиля, что доказывает необходимость учета его геометрических характеристик при аналитическом определении силы резания. Когда угол наклона боковой стороны зуба, обращенной в направлении подачи, меньше 45° (у метрической резьбы – 30°) при равной глубине резания, скорость возрастания осевой составляющей превосходит скорость возрастания радиальной.

5. На значение силы резания оказывает влияние не только заданная глубина резания, но и глубина прорезанной на предыдущем проходе резбовой поверхности, поскольку она влияет на площадь сечения среза. Данный факт наблюдается на проходах 2 и 3, 4 и 5, где глубина резания одинаковая.

6. Группа резбовых фрез 3525 6,000 TiCN, работавшая со скоростью 30 м/мин имеет меньший износ в сравнении с группой фрез, скорость резания которых составляла 20 м/мин, что свидетельствует о более благоприятных условиях обработки. Данное явление может быть объяснено несколькими закономерностями, одними из которых являются термомеханические и динамические характеристики процесса и системы СПИЗ в целом.

Второй эксперимент: измерение составляющих силы резания и крутящего момента при различной глубине резания.

В качестве инструмента на данном этапе экспериментальной работы использовались три гребенчатые резбовые фрезы MTECS06047C141.0ISO IC908 (Iscar). Данные фрезы имеют три ряда зубьев, глубину резания можно варьировать в широком диапазоне значений. Режимы резания назначены специалистом инструментальной фирмы Iscar для обработки резьбы М6-Н5Н6 данным инструментом в деталях из сплавов на никелевой основе. Каждая из фрез нарезала в пяти отверстиях за один проход резбовые поверхности с заданными глубинами резания от 0,1 мм до 0,5 мм с шагом 0,1 мм. Режимы резания: скорость резания 20 м/мин; число оборотов фрезы 1370 об/мин; подача на зуб фрезы 0,02 мм/зуб; минутная подача 82 мм/мин; 6 полных планетарных оборотов для формирования резьбы.

Износ после нарезания резьбы в пятом отверстии не превышал 0,1 мм по задней поверхности зубьев, расположенных в ближнем к хво-

стовику ряду. В остальных рядах износ составлял не более 0,03 мм. Данный факт объясняется тем, что резбозубья формируют резбовую поверхность за 6 полных планетарных оборотов, условно «вывинчиваясь» из отверстия. При этом лишь на первом обороте зубья работают в равных условиях, наблюдаются наибольшие значения силы резания. Формообразование осуществлялось рядом зубьев, расположенных ближе к хвостовику, а остальные выполняли функцию калибрующих. Значения замеренных

составляющих силы резания на втором и последующих планетарных оборотах фрезы снижались в 2 – 3 раза в сравнении с первым. Это обусловлено тем, что при фрезеровании первого витка отсутствуют резбовые канавки, сформированные на предыдущих проходах, и в резании участвуют все три ряда зубьев. Замеренные значения составляющих силы резания для первого планетарного оборота резбозубья представлены в табл. 2. По средним значениям построен график (рис. 4).

2. Результаты 2-го эксперимента

Глубина резания, мм	Условный номер фрезы								
	№1	№2	№3	№1	№2	№3	№1	№2	№3
	Крутящий момент резания, Н·м			Радиальная составляющая силы резания, Н			Осевая составляющая силы резания, Н		
0,1	0,111	0,1140	0,117	61,8	65,3	66,5	50,7	82,4	88,5
0,2	0,142	0,1460	0,150	84,5	92,0	99,5	137,0	142,0	167,4
0,3	0,161	0,1650	0,169	137,0	146,2	153,5	149,9	200,4	212,9
0,4	0,219	0,2235	0,228	158,3	172,1	203,5	293,9	301,0	336,1
0,5	0,272	0,2770	0,282	220,2	223,2	246,2	396,4	428,4	449,5

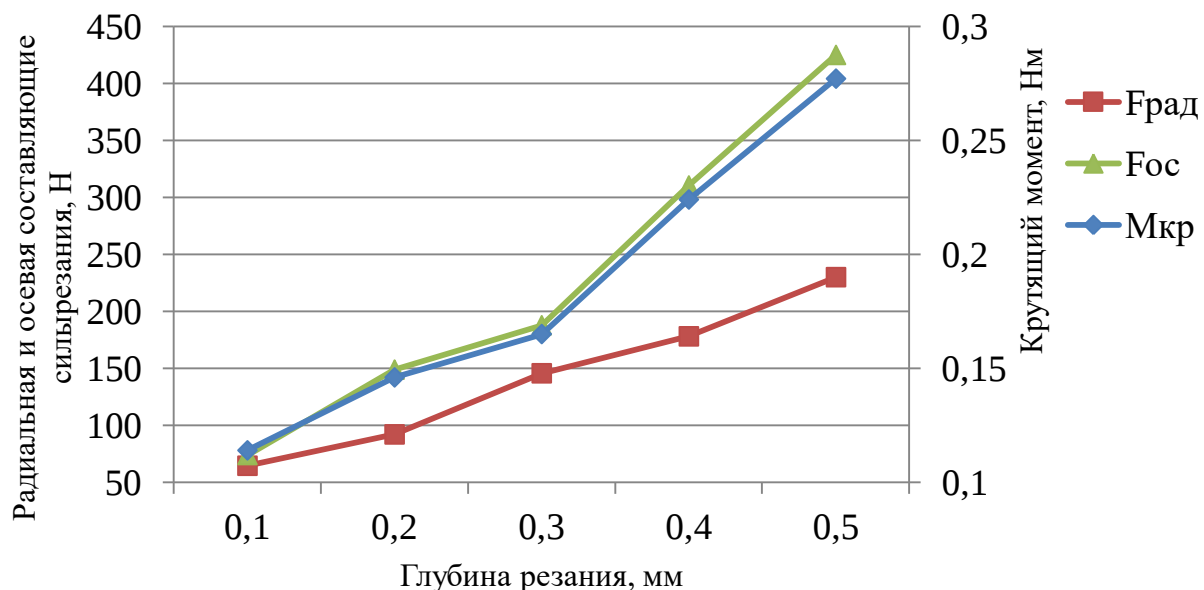


Рис. 4. График составляющих силы резания и крутящего момента

По результатам проведенного эксперимента сформулированы выводы:

1. Представленные графики указывают на зависимость схожую с линейным законом изменения. Отклонения связаны с износом, деформацией фрезы и особенностями процесса формирования тонких стружек.

2. Из графика видно, что изменение

осевой составляющей силы резания пропорционально изменению крутящего момента. И обратно пропорционален изменению радиальной составляющей. Данный факт объясняется тем, что чем больше радиальное воздействие на инструмент, тем больше его деформация и меньше сечение среза, что уменьшает осевую нагрузку и крутящий момент.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. **A model** for thread milling cutting forces / A.C. Araujo, J.L. Silveira, B.G. Martin Jun, S.G. Kapoor, R. DeVor // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2006. – vol. 46 – Issue 15. – P. 2057-2065.
2. **Force** prediction in thread milling / A.C. Araujo, J.L. Silveira, S. Kapoor Journal // The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. – 2004. – vol. 26 – N. 1.
3. **Araujo, A.C. Silveira J.L.** The Influence of the Specific Cutting Force on End Milling Models // Proceedings of the 16th Brazilian Congress of Mechanical Engineering, Uberlândia, MG, Brazil, 2001.

REFERENCES

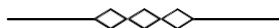
1. A model for thread milling cutting forces / A.C. Araujo, J.L. Silveira, B.G. Martin Jun, S.G. Kapoor, R. DeVor // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2006. – vol. 46 – Issue 15. – P. 2057-2065.
2. Force prediction in thread milling / A.C. Araujo, J.L. Silveira, S. Kapoor Journal // The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. – 2004. – vol. 26 – N. 1.
3. Araujo, A.C. Silveira J.L. The Influence of the Specific Cutting Force on End Milling Models // Proceedings of the 16th Brazilian Congress of Mechanical Engineering, UberlândiaMG, Brazil, 2001.

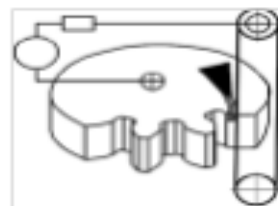
Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article.
The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 12.08.2022; одобрена после рецензирования 09.10.2022; принята к публикации 14.10.2022.

The article was submitted 12.08.2022; approved after reviewing 09.10.2022; assepted for publication 14.10.2022.





Научноёмкие технологии в машиностроении. 2023. №1 (139). С. 31-37.
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2023. №1 (139). P. 31-37.

Научная статья
УДК 662.24
doi:10.30987/2223-4608-2023-1-31-37

Повышение износостойкости цилиндрических пар трения методом комбинированной обработки

Анна Петровна Яковлева¹, к.т.н.,
Али Юсупович Албагачиев², д.т.н.,
Олег Игоревич Кулаков³, аспирант
¹МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия
^{2,3}ИМАШ РАН им. А.А. Благодатова, Москва, Россия
¹yakovleva525@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

Аннотация. Авторами описан метод комбинированной обработки для получения модифицированных поверхностей. Представлены теоретическое и экспериментальное исследования шероховатости поверхности. Сравнительные испытания на износ показали преимущества предложенной технологии по сравнению с традиционными методами упрочнения – закалкой ТВЧ и электрохимической обработкой.

Ключевые слова: комбинированная обработка, износ, пары трения, упрочнение концентрированными потоками энергии, модифицированные поверхности

Благодарности: авторы выражают благодарность д.т.н., проф. Суслову Анатолию Григорьевичу за помощь и профессиональные советы, а так же д.т.н., проф. МГТУ им. Н.Э. Баумана Федорову Сергею Константиновичу за помощь в подготовке экспериментов.

Для цитирования: Яковлева А.П., Албагачиев А.Ю., Кулаков О.И. Повышение износостойкости цилиндрических пар трения методом комбинированной обработки // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2023. – №1 (139). – С. 31-37. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-31-37.

Original article

Increasing wear resistance of cylindrical friction pairs by combined process work

Anna P. Yakovleva¹, Can.Sc.Tech.,
Ali Y. Albagachiev², Doc.Sc.Tech.,
Oleg I. Kulakov³, graduate student
¹ Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia
^{2,3} Institute of Machines Science RAS named after A.A. Blagoderov, Moscow, Russia
¹yakovleva525@mail.ru

Abstract. The authors have developed a combined processing method for obtaining modified surfaces. A theoretical and experimental study of surface undulation is presented. Comparative wear tests have shown the advantages of the proposed technology in comparison with traditional hardening methods - HFC hardening and electromechanical processing.

Keywords: combined processing, wear, friction pairs, hardening by concentrated energy flows, modified surfaces

Acknowledgments: the authors acknowledge Doctor of Technical Sciences, Prof. Suslov Anatoly Grigoryevich for his assistance and a word of advice, as well as Doctor of Technical Sciences, Professor of Bauman Moscow State Technical University, Sergey Fedorov for his assistance in preparing experiments.

For citation: Yakovleva A. P., Albagachiev A. Y., Kulakov O. I. Increasing wear resistance of cylindrical friction pairs by combined process work. / Science intensive technologies in Mechanical Engineering, 2023, no. 1 (139), pp. 31-37. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-31-37.

Повышение долговечности машин лимитируется, главным образом, долговечностью узлов и элементов трения [1 – 5].

Пары трения играют важную роль в машинах и механизмах (штоки, поршни, пробки, седла, золотники, пальцы, валки для размалывания неметаллических материалов). Это детали двигателей, насосов, прядильных машин (направляющие ролики, нитепроводники, натяжные устройства), культиваторов и др., которые применяют в строительной, автомобильной технике, сельхозтехнике и др. Большинство из них – цилиндрические, изготовленные из качественных углеродистых и легированных сталей с обязательным применением термической или химико-термической обработки.

Из-за низкой эксплуатационной надежности цилиндрических пар трения велик расход запасных частей [1, 3]. По данным центральных заводских лабораторий ОАО «КАДВИ», ОАО «РемПутьМаш», ОАО «Пермские моторы», ОАО «Калужский турбинный завод» и др. при проведении плановых ремонтных работ 80 % деталей имели повышенный износ. Также установлено, что наибольшее число отказов (до 80 %) обусловлено процессами изнашивания или комплексными причинами, где износ играет доминирующую роль [1, 6]. Анализ работ [3, 7] позволяет утверждать, что в основном это усталостный или абразивный износ.

Поэтому работы, направленные на повышение износостойкости пар трения всегда актуальны.

В последнее время интерес специалистов направлен на разработку и исследование методов комбинированного воздействия на поверхностный слой. За счет принципа суперпозиции расширяются возможности и области применения каждого отдельного метода и создается резерв для повышения эксплуатационных показателей.

В последние годы большое внимание специалистов уделяется методам обработки концентрированными потоками энергии. Эффективность этих методов доказана в трудах большого количества ученых – Андрияхина В.М., Головки Л.Ф., Григорьянца А.Г., Суслова А.Г., Губенко С.И., Коваленко В.С., Горленко О.А., Меркулова Г.В., Соколова А.А., Сафонова А.П., Гаврилова Г.Н., Матвеева Ю.И., Белашова И.С., Дьюли У., Мэйтленда А., Данна М., Хирда Г., Аскинази Б.М., Шиганова И.Н., Тарасовой Т.В. и др.

Методы упрочнения концентрированными потоками энергии исследовались достаточно подробно, однако, сочетание этих методов с

другими, например ППД, изучено недостаточно полно. Не исследовано влияние синергетического эффекта на износостойкость, влияние режимов обработки на получаемые свойства и качество модифицированных поверхностных слоев. Поэтому данная работа посвящена разработке и исследованию метода комбинированной обработки и влиянию режимов и конструктивных особенностей устройств на износостойкость цилиндрических пар трения.

Авторами разработан метод комбинированной обработки, который заключается в последовательном выполнении упрочняющей технологии и метода ППД [8]. После упрочнения одним из методов обработки концентрированным потоком энергии, например лазерной закалкой или электромеханической обработкой (ЭМО), на поверхности образуется упрочненный слой с благоприятными сжимающими остаточными напряжениями [9]. Затем алмазный шлифовальный круг, проходя по упрочненной поверхности, сглаживает неровности и снижает шероховатость поверхности. Получение благоприятного микрорельефа необходимо для пар трения, которые работают при высоких скоростях и интенсивных нагрузках [2].

В работе установлена взаимосвязь режимов и методов обработки и шероховатостью поверхности. Были выделены наиболее значимые факторы, которые оказывают влияние на изменение шероховатости поверхности при комбинированной обработке (ЭМО и алмазное шлифование).

Обобщенные значения исследуемых факторов в действительных значениях, полный план матрицы планирования эксперимента выбирались на основании расчетов, возможностей используемого оборудования, предварительных опытов и опубликованных данных о проведенных ранее исследованиях. Обработка экспериментальных данных дала возможность оценить зависимость среднеарифметического отклонения профиля от режимов комбинированной обработки в виде регрессионной модели:

$$Ra = f(Ra_{исх}, I, P_1, v, S, l, P_2, r), \quad (1)$$

где $Ra_{исх}$ – исходная шероховатость после механической обработки; I – сила тока при упрочнении ЭМО; P_1 – сила прижима ролика-электрода при ЭМО; v – скорость обработки; S – подача; l – длина ролика-электрода; P_2 – сила прижима алмазного шлифовального круга; r – радиус алмазного шлифовального круга.

В ряде работ [2, 4, 5] шероховатость поверхности после теплового воздействия рекомендовано рассматривать как функцию:

$$Ra = f(Ra_{исх}, I, P_1, v, f, S_{кон}, \sin \varphi),$$

где $S_{кон}$ – площадь контакта теплового источника с поверхностью детали; $\sin \varphi$ – угол наклона теплового источника к обрабатываемой поверхности; f – коэффициент трения.

Используя рекомендации [4, 5] запишем:

$$Ra_{исх1} = 0,006 Ra_{исх}^{1,03} I^{-1,03} P_1^{-0,4} v^{0,37} S^{0,35} h^{0,35} (\operatorname{tg} \varphi)^{0,68} [5]. \quad (3)$$

Для удобства расчетов обозначим (3) как C .

При комбинированной обработке (КО) на поверхность будут воздействовать последовательно два инструмента: при упрочняющей и отделочной технологиях. Поэтому, используя (1) шероховатость после КО можно представить:

$$Ra = K Ra_{исх}^a I^b P_1^c v^d S^e \sin \varphi^i, \quad (4)$$

где K – коэффициент, зависящий от материала детали и способов упрочнения поверхностного слоя; a, b, c, d, e – степени параметров комбинированной обработки.

Задача сводится к нахождению степеней a, b, c, d, e . Для решения этой задачи запишем:

$$\ln Ra = \ln C + x \ln P_2 + x \ln P_2^2 + y \ln r + y \ln r^2$$

$$\ln Ra = \ln C + x \ln P_i + y \ln r_j$$

$$\sum_{ik=1}^k \sum_{n=1}^{n_{ij}} (\ln Ra_{ik} - \ln C - x \ln P_i - y \ln r_j)^2 \rightarrow \min$$

Или упростим:

$$\sum_{m=1}^n (C_m - x a_m - y b_m)^2 \rightarrow \min.$$

Найдя производную, получим:

$$\begin{cases} \sum_{m=1}^n 2(C_m - x a_m - y b_m)(-a_m) = 0 \\ \sum_{m=1}^n 2(C_m - x a_m - y b_m)(-b_m) = 0 \end{cases}$$

где $Ra_{исх}$ – шероховатость поверхности до комбинированной обработки (после точения); I – сила тока; P_1 – сила прижима ролика-электрода; v – скорость вращения детали; S – подача; l – ширина ролика-электрода; P_2 – сила прижима алмазного выглаживателя; r – радиус сферы алмазного выглаживателя.

Для удобства расчетов была разработана компьютерная программа для вычисления параметра шероховатости по формуле (5) на языке Visual studio 2017 C#. Все данные заносятся в таблицу и на выходе получается значение параметра шероховатости в зависимости от режимов комбинированной обработки (рис. 1).

$$Ra = Ra_{исх1} (P_2^x r^y), \quad (2)$$

где $Ra_{исх1}$ – шероховатость после обработки концентрированными потоками энергии; P_2 – сила прижима алмазного выглаживателя к поверхности образца, r – радиус алмазного выглаживателя, x, y – значение степеней.

$$\begin{cases} \sum_{m=1}^n a_m^2 + a_m b_m y - C_m a_m = 0 \\ \sum_{m=1}^n a_m b_m x + b_m^2 y - C_m b_m = 0 \end{cases}$$

Проведем замену:

$$\begin{cases} Ax + Ly = U \\ Lx + By = V \end{cases}$$

Выразим из (14) A, B и L :

$$A = \sum a_m^2, B = \sum b_m^2, L = \sum a_m b_m.$$

Подставив полученные сокращения, получим значения x и y :

$$y(L^2 - AB) = LU - VA$$

$$y = \frac{LU - VA}{L^2 - AB}, x = \frac{LV - BU}{L^2 - AB}.$$

Проведя обратную замену, получим искомые значения степеней для выражения (2).

Окончательная формула расчета шероховатости поверхности после КО для случая применения ЭМО и алмазного выглаживания:

$$Ra = 0,006 Ra_{исх}^{1,03} I^{-0,03} P_1^{-0,4} v^{0,37} S^{0,35} l^{0,3} P_2^{-0,7} r^{0,12}, \quad (5)$$

Рис. 1. Пример расчета шероховатости по разработанной программе

Для проверки адекватности представленной зависимости (5) были проведены экспериментальные исследования. Для этого были изготовлены образцы из сталей марок 45, 40Х, 20Х3МВФ, 40ХН2МА (рис. 2, а). Опытным путем найдены оптимальные режимы КО.

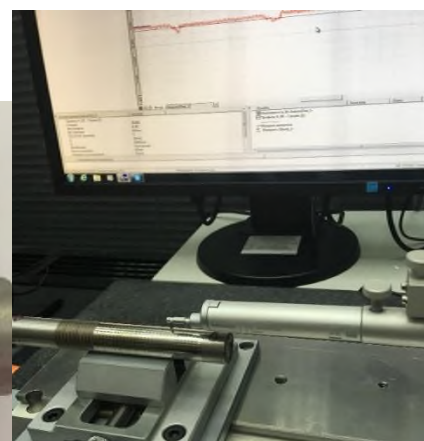
Режимы ЭМО: сила тока $I = 1000...3200$ А; напряжение $U = 2...6$ В; скорость вращения детали $v = 1,1...3,2$ м/мин; подача ролика-

электрода $S = 0,6...3,5$ мм/об.; ширина ролика-электрода $l = 2...4$ мм; сила прижима ролика-электрода $P = 200...350$ Н.

Режимы алмазного выравнивания: сила прижима алмазного выравнивателя $P = 200...250$ Н; подача алмазного выравнивателя $S = 0,02...0,04$ мм/об; радиус сферы алмазного выравнивателя $r = 1$ мм; скорость вращения детали $v = 45$ м/мин.



а)



б)

Рис. 2. Исследование шероховатости поверхности после КО:

а – образцы для исследования; б – профилометр модели Tesa Rugosurf 90G

Исследование шероховатости поверхности проводили с использованием профилографа

Tesa Rugosurf 90G (рис. 2, б). Результаты исследований представлены в табл. 1.

1. Зависимость шероховатости поверхности от режимов КО

Материал образца	Режимы электрохимической обработки	Режимы алмазного выравнивания	Шероховатость поверхности; R_a , мкм
Сталь 45	$I = 2500$ А; $v = 1,2$ м/мин; $S = 1,5$ мм/об	$P = 250$ Н; $S = 0,02$ мм/об; $r = 1$ мм; $v = 45$ м/мин	0,402
40Х	$I = 2500$ А; $v = 1,2$ м/мин; $S = 1,5$ мм/об	$P = 200$ Н; $S = 0,04$ мм/об; $r = 1$ мм; $v = 45$ м/мин	0,793
40ХН2МА	$I = 2000$ А; $v = 2,1$ м/мин; $S = 2$ мм/об	$P = 220$ Н; $S = 0,02$ мм/об; $r = 1$ мм; $v = 45$ м/мин	1,522
20Х3МВФ	$I = 2800$ А; $v = 1,1$ м/мин; $S = 1,0$ мм/об	$P = 200$ Н; $S = 0,03$ мм/об; $r = 1$ мм; $v = 45$ м/мин	0,793

На рис. 3 представлены скриншоты с профилографов при измерении шероховатости

поверхности после комбинированной обработки.

View	Parameters	M	View	Parameters	M	View	Parameters	M
Ra	0.793 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Ra	1.522 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Ra	0.402 μm	T+ 1000.000 T- 0.000
Rq	1.026 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rq	1.811 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rq	0.531 μm	T+ 1000.000 T- 0.000
Rt	10.211 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rt	9.433 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rt	4.038 μm	T+ 1000.000 T- 0.000
Rz	5.440 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rz	7.325 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rz	2.857 μm	T+ 1000.000 T- 0.000
Rp	2.882 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rp	3.259 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rp	0.920 μm	T+ 1000.000 T- 0.000
Rv	2.558 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rv	4.066 μm	T+ 1000.000 T- 0.000	Rv	1.937 μm	T+ 1000.000 T- 0.000
Menu		00:08	Menu		00:24			

Рис. 3. Результаты измерения образцов после КО (скриншоты с экранов профилографа)

Полученные результаты шероховатости позволяют предположить, что КО создаст резерв для повышения износостойкости. Для проверки этого предположения проведен ряд экспериментов. Исследование на износостой-

кость проводили на машине трения (рис. 4, а). Для исследования были изготовлены образцы из сталей марок 45 и 40Х и обработаны по нескольким вариантам (рис. 4, б). Методика проведения эксперимента описана в работе [10].

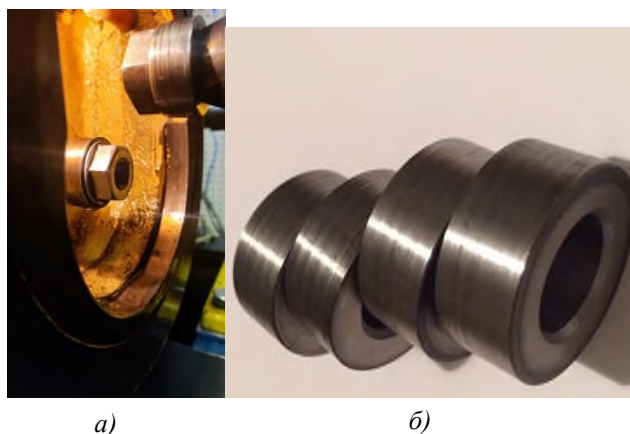


Рис. 4. Исследование износостойкости:
а – машина трения; б – образцы для исследования

Результаты исследования представлены на рис. 5, 6. На рис. 5 представлены результаты линейного износа, а на рис. 6 результаты были

получены весовым методом, путем взвешивания образцов на аналитических весах (значение износа U в мг).

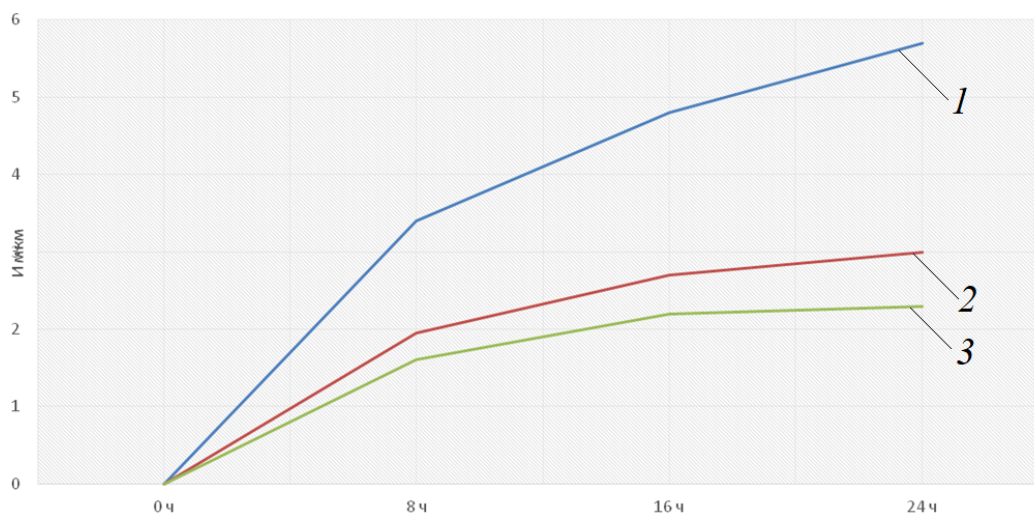


Рис. 5. Результаты исследования износа у образцов (сталь 45), обработанных разными методами:
1 – механическая обработка, ТВЧ, шлифование; 2 – механическая обработка, ЭМО; 3 – механическая обработка, КО

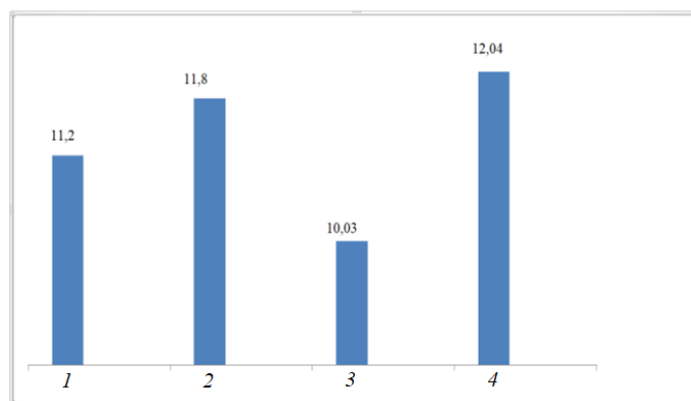


Рис. 6. Результаты исследования износа образцов, мг, (сталь 40Х), обработанных КО:

1 – электромеханическая обработка: I – 1400 А; U – 4 В; P – 300 Н; v – 1,2 м/мин; S – 3 мм/об; алмазное выглаживание: P – 200 Н; S – 0,02 мм/об; i – 2;
2 – электромеханическая обработка: I – 1600 А; U – 4 В; P – 300 Н; v – 1,8 м/мин; S – 3,5 мм/об; алмазное выглаживание: P – 200 Н; S – 0,02 мм/об; i – 1;
3 – электромеханическая обработка: I – 1400 А; U – 4 В; P – 300 Н; v – 2 м/мин; S – 2,8 мм/об; алмазное выглаживание: давление – 200 Н; подача – 0,02 мм/об, число проходов алмазного инструмента – 1;
4 – электромеханическая обработка: I – 1000 А; U – 4 В; P – 300 Н; v – 3,2 м/мин; S – 2,8 мм/об; алмазное выглаживание: P – 100 Н; S – 0,02 мм/об, i – 1.

Экспериментальное исследование износостойкости показало преимущества разработанного метода комбинированной обработки. Износ образцов, обработанных по предлагаемой технологии меньше в 3 раза по сравнению с образцами, обработанными закалкой ТВЧ и в 1,5 раз меньше по сравнению с образцами, обработанными ЭМО.

Анализ испытаний показал, что оптимальная сила тока при ЭМО больше 1000 А, применение силы тока меньше этого значения не целесообразно.

Таким образом, с единых теоретических позиций впервые разработан метод получения модифицированных поверхностей последовательным воздействием на поверхностный слой концентрированными потоками энергии и алмазным выглаживанием; на основе проведения многофакторного эксперимента выведена экспериментальная зависимость шероховатости от режимов КО; для инженерных расчетов разработана компьютерная программа. Экспериментальные исследования показали, что значение шероховатости поверхности после КО значительно ниже, чем после ЭМО. В результате экспериментальных исследований были установлены оптимальные режимы обработки и введены ограничения их значений рациональными диапазонами. Разработанный метод КО можно использовать для изготовления пар трения, работающих в условиях повышенного износа.

Данная статья будет полезна инженерам и научным работникам, которые занимаются вопросами повышения эксплуатационных показате-

телей машин и механизмов, содержащих цилиндрические пары трения.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Власов, В.М., Нечаев, Л.М. Работоспособность высокопрочных термодиффузионных покрытий в узлах трения машин. – Тула: Приокск. кн. изд-во, – 1994. – 235 с.
2. Фундаментальные основы технологического обеспечения и повышения надежности изделий машиностроения / под редакцией А. Г. Суслова. М.: Инновационное машиностроение – 2022. – 552 с.
3. Сулима, А.М., Шудов, В.А., Ягодкин, Ю.Д. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин. – М.: Машиностроение, – 1988. – 237 С.
4. Суслов, А.Г. Комплексные исследования качества поверхностного слоя деталей машин // Технологическое управление качеством поверхности деталей: Сб. науч. тр. – Киев. – 1998. – С. 21-27.
5. Суслов, А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. – М.: Машиностроение, – 1987. – 208 с.
6. Фадеев, Л.Л., Албагачиев, А.Ю. Повышение надежности деталей машин. М.: Машиностроение, – 1993. – 95 с.
7. Grigor'yants, A.G., Shiganov, I.N. Development of Domestic Equipment for Laser Additive Technologies by Melting Metallic Powders. Russian Metallurgy (Metally), 2020, 2020(6), P. 649 – 653
8. Fedorov, S., Albagachiev, A., Isaenkova, M., Yakovleva, A., Zaripov, V., Minushkin, R. The effect of combined processing schedules on the value and nature of residual stresses in the surface layer of cylindrical friction pairs. В сборнике: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. electronic edition. 2019. С. 012032.
9. Yakovleva, A., Dubov, A., Sobranin, A., Kar-povich, E., Marchenkov, A. Technological heredity effect on fatigue strength of hydropower plant parts after combined processing. В сборнике: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. The conference «Hydraulics».

Bauman Moscow State Technical University. 2020. C. 012029.

10. **Fedorov, S.K., Yakovleva, A.P., Perepelkin, Y. K.** Controlling the properties of the surface layers of parts by forming regular micro-reliefs. Materials Science Forum. 2020. T. 989. C. 182-186.

REFERENCES

1. Vlasov, V.M., Nechaev, L.M. Operability of high-strength thermodiffusion coatings in the friction units of machines, Tula: Priokskoe izdatel'stvo, 1994, 235 p. (in Russian).

2. Fundamental principles of technological support and reliability improvement of machine-building products / A. G. Suslov, V. P. Fedorov, O. A. Gorlenko [et al.]; edited by A. G. Suslov, 2022, 552 p.

3. Sulima, A.M., Shutov, V.A., Yagodka, Yu.D. Surface layer and operational properties of machine parts. Moscow: Mashinostroyeniye, 1988, 237p.

4. Suslov, A.G. Complex studies of the surface layer quality in machine parts. Technological quality management of the surface of parts: Proceedings, Kiev, 1998, pp. 21-27.

5. Suslov, A.G. Technological support of machinery surface layer state parameters.-Moscow: Mashinostroyeniye,

1987, 208 p.

6. Fadeev, L.L., Albagachiev, A.Yu. Improving the reliability of machine parts. Moscow: Mashinostroyeniye, 1993, 95 p.

7. Grigor'yants, A.G., Shiganov, I.N. Development of Domestic Equipment for Laser Additive Technologies by Melting Metallic Powders. Russian Metallurgy (Metally), 2020, 2020(6), pp. 649 – 653

8. Fedorov, S., Albagachiev, A., Isaenkova, M., Yakovleva, A., Zaripov, V., Minushkin, R. The effect of combined processing schedules on the value and nature of residual stresses in the surface layer of cylindrical friction pairs. Proceedings: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. electronic edition. 2019. p. 012032.

9. Yakovleva, A., Dubov, A., Sobranin, A., Karpo-vich, E., Marchenkov, A. Technological heredity effect on fatigue strength of hydropower plant parts after combined processing. В сборнике: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. The conference «Hydraulics». Bauman Moscow State Technical University. 2020. p.012029.

10. Fedorov, S.K., Yakovleva, A.P., Perepelkin, Yu.K. Controlling the properties of the surface layers of parts by forming regular micro-reliefs. Materials Science Forum. 2020. Vol. 989. pp.182-186

Вклад авторов: Яковлева Анна Петровна – идея, сбор материала, написание статьи;

Албагачиев Али Юсупович – обработка материала, научное редактирование текста;

Кулаков Олег Игоревич – проведение эксперимента.

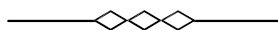
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: Yakovleva Anna Petrovna – idea, collection of material, writing an article; Albagachiev Ali Yusupovich – material processing, scientific text editing; Kulakov Oleg Igorevich – conducting an experiment.

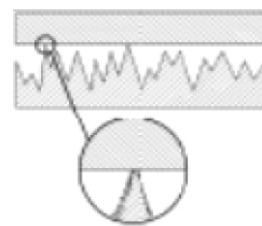
The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 15.11.2022; одобрена после рецензирования 22.11.2022; принята к публикации 25.11.2022.

The article was submitted 15.11.2022; approved after reviewing 22.11.2022; assepted for publication 25.11.2022



Качество поверхностного слоя, контактное взаимодействие, трение и износ деталей машин



Научноёмкие технологии в машиностроении. 2023. №1 (139). С. 38-42.

Science intensive technologies in mechanical engineering. 2023. №1 (139). P. 38-42.

Научная статья

УДК 621.7

doi:10.30987/2223-4608-2023-1-38-42

Взаимосвязь траектории формообразующих движений с рельефом поверхности при фрезеровании

Александра Анатольевна Губанова, к.т.н.

Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия

anatoliya81@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0002-9785-5384>

Аннотация. В статье представлены изученные свойства преобразования траекторий формообразующих движений фрезы относительно обрабатываемой заготовки в параметры микрорельефа и формы поверхности, которая образуется в процессе фрезерования. Продемонстрировано, что на формирование поверхности влияют геометрические характеристики режущего инструмента, технологические режимы и особенности динамики системы фрезерования. Показано, что необходимо учитывать самостоятельные процессы в зоне стружкообразования, которые не связаны с траекториями формообразующих движений.

Ключевые слова: процесс фрезерования, функция когерентности, формируемая поверхность, пластическая деформация, формообразующие движения, износ инструмента

Для цитирования: Губанова А.А. Взаимосвязь траектории формообразующих движений с рельефом поверхности при фрезеровании // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2023. – №1 (139). – С. 38-42. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-38-42.

Original article

Shape-generating movement trajectory relationship with the line edge profile in milling operation

Alexandra A. Gubanova, Cand. Sc. Tech.

Don State Technical University, Rostov-on-Don, Russia

anatoliya81@mail.ru

Abstract. The article presents examined properties of transformation of milling cutter shape-generating trajectories relative to work into parameters of the microrelief and the shape of the surface being formed in the milling operation. It is proved that geometric characteristics of the cutting tool, technological modes and features of the dynamics of the milling system have an effect on the formation of the surface. It testifies that: it is necessary to take into account independent processes in the chip formation zone unrelated to formability trajectories.

Keywords: milling operation, coherence function, formed surface, plastic deformation, forming operation, tool wear

For citation: Gubanova A.A. Shape-generating movement trajectory relationship with the line edge profile in milling operation. / Science intensive technologies in mechanical engineering, 2023, no. 1 (139), pp. 38-42. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-38-42.

Введение

Трудность исследования динамики процесса фрезерования состоит в том, что при математическом представлении этого вида механообработки требуется рассматривать нелинейные уравнения с периодическими трансформируемыми коэффициентами, которые вызва-

ны неравномерностью зубов фрезы. Фиксируемые вибрации, являющиеся неотъемлемой частью фрезерования, обладают сложной структурой, а установившийся режим движения (не обязательно периодический), проявляет достаточно сложное и неоднозначное воздействие на формируемый рельеф поверхности, параметры

которого принципиально влияют на долговечность изделий.

Считается, что на образовании геометрии поверхности при механообработке влияют три фактора: первый, когда обрабатываемая поверхность получается в результате резания геометрией инструмента. Если геометрические параметры режущего инструмента оптимальны, отсутствует пластическая деформация, то и резание металла в ходе его среза происходит по геометрии режущего лезвия, тогда формируемая поверхность появляется последовательно за счёт взаимного пересечения инструмента и заготовки. Тогда образование микрорельефа полностью зависит от вспомогательного угла инструмента и величины подачи на оборот. Второй, когда на обрабатываемую поверхность влияют особенности динамики процесса резания, в том числе формируемые в окрестности формообразующих траекторий различные притягивающие множества, например, предельные циклы, инвариантные торы и хаотические аттракторы. Третий фактор, когда на обрабатываемую поверхность влияют самостоятельные процессы, происходящие в зоне резания, не имеющие ничего общего с траекториями формообразующих движений, но обусловленные динамическими особенностями системы и оказывающие влияние на формируемый рельеф поверхности в высокочастотной и низкочастотных областях [2 – 6].

Методика исследования

При исследовании обработанной поверхности резания необходимо оценить зависимость формируемой поверхности с траекториями формообразующих движений. Последнее убеждает в статистической связи формообразующих движений и рельефа [7]. Пусть задана последовательность траектории формирующих движений $a(t)$ и функция микрорельефа поверхности $h(t)$. Имеющуюся профилограмму продольной шероховатости легко можно пересчитать в функцию $h(t)$. Во время исследования применялись концевые шестизубые фрезы из кобальтовой стали Р9К5 с $\varnothing = 60$ мм, имеющие угол наклона зуба по отношению к оси – 35° . Обрабатываемые материалы – стали 20Х и 40ХН2МА, алюминиевый сплав АК-6. Величина подачи варьировалась от 0,5 до 0,05 мм, глубина резания постоянна – 6,0 мм. Скорость резания: 0,9 м/с и 0,45 м/с, что соответствовало частоте шпинделя 300 об/мин и 150 об/мин соответственно. Частота изгибных деформаций фрезы – 1,2 кГц. Вышеуказанные параметры

можно рассматривать как «замороженные».

В представленном эксперименте рассматривалась взаимосвязь колебаний с микрорельефом поверхности. Для обработки в качестве заготовок использовали бруски длиной 120 мм, шириной и толщиной 20 мм. Для анализа взаимосвязи $a(t)$ и $h(t)$ применялся метод корреляционно-спектрального анализа [1]. Для нахождения функции $a(t)$ из вибрационной последовательности анализировались отрезки, которые оставляли следы на обработанной поверхности. Для нахождения точек сопряжения последовательностей на фрезе были установлены бесконтактные датчики, к которым привязывались наблюдаемые последовательности. Кроме этого, применяли оптические цифровые датчики угловых перемещений шпинделя. Для сопряжения измерительных преобразователей с персональным компьютером применялся АЦП.

Полученные последовательности $a(t)$ и профилограммы $h(t)$, приведённые на рис. 1 и рис. 2, соответствуют обработке стали 20Х со скоростью резания – 0,9 м/с; подачей на зуб – 0,1 мм; глубиной резания – 6,0 мм. Как видно из эксперимента, взаимосвязь взаимосвязи $a(t)$ и $h(t)$ характеризуется зависимостью от объёма пластической деформации, зависящего от величины подачи на зуб, состоянием режущих кромок (прежде всего, износом режущих лезвий по задней грани и радиусом скругления вершины режущей кромки), скорости резания. По мере развития износа фрезы, были выявлены следы пластической деформации, которые похожи на «наплывы». Однако при резании хрупких материалов они отсутствуют, проявляются только элементы «выкрашивания» отдельных зон. По полученным результатам можно считать, что самостоятельные процессы, присутствующие при резании, зависят от физико-механических свойств обрабатываемой заготовки и, соответственно, геометрии фрезы. В данном случае для более подробного анализа взаимосвязи $a(t)$ и $h(t)$ было принято решение использовать функцию когерентности между взаимосвязью $a(t)$ и $h(t)$.

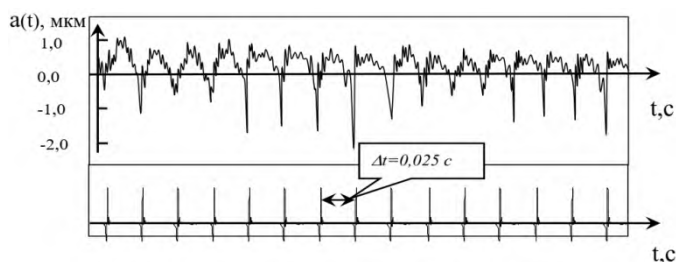


Рис. 1. Вибрационная последовательность (верхний график) и импульсы координаты зуба фрезы (нижний график)

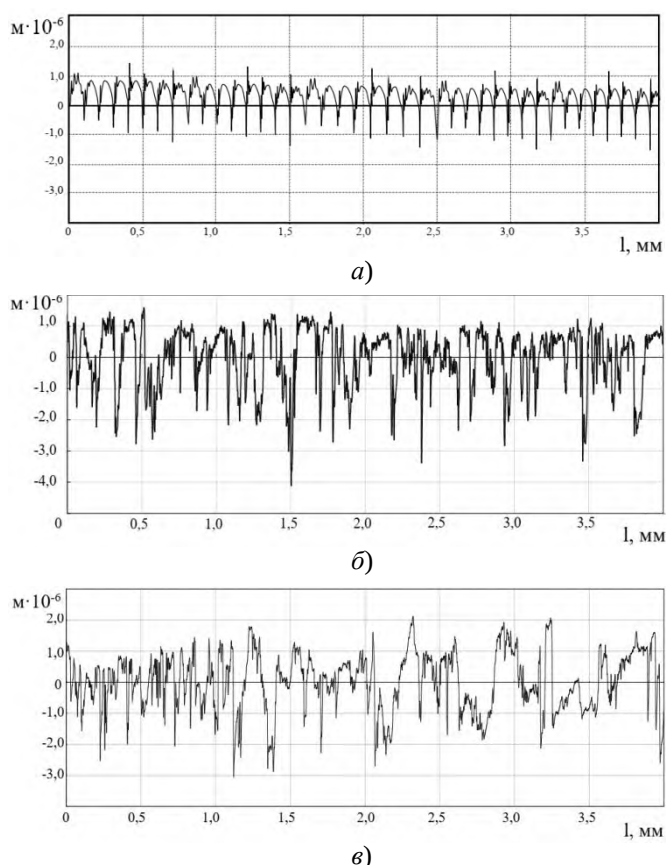


Рис. 2. Профилограммы поверхности при изменении износа зуба фрезы:
а – обработка острыми режущими кромками фрезы;
б – износ режущих лезвий по задней поверхности 0,5 мм;
в – износ режущих лезвий по задней поверхности 1,0 мм

Для нахождения функции когерентности применим прямой анализ корреляционных матриц в единстве авто $k_{a,a}(\tau)$, $k_{h,h}(\tau)$ и взаимной корреляционной функции $k_{a,h}(\tau)$, и их Фурье преобразование:

$$(k_{a,h})^2(\omega) = \frac{|S_{a,h}(j\omega)|^2}{S_{a,a}(\omega)S_{h,h}(\omega)}, \quad (1)$$

где $S_{a,h}(j\omega)$ – взаимный спектр $a(t)$ и $h(t)$; $S_{a,a}(\omega)$, $S_{h,h}(\omega)$ – автоспектры траектории формообразующих движений $a(t)$ и функции профиля поверхности $h(t)$.

Внешний вид корреляционных функций $a(t)$, $h(t)$ и их автоспектры представлены на рис. 3. Функции когерентности при фрезеровании стали 20Х со следующими режимами: скорость резания – 0,9 м/с; подача на зуб – 0,1 мм; глубина резания – 6,0 мм показаны на рис. 4. Анализ функций когерентности показал, что причинно-следственная связь рельефа с траекториями формообразующих движений зависит от частотного диапазона.

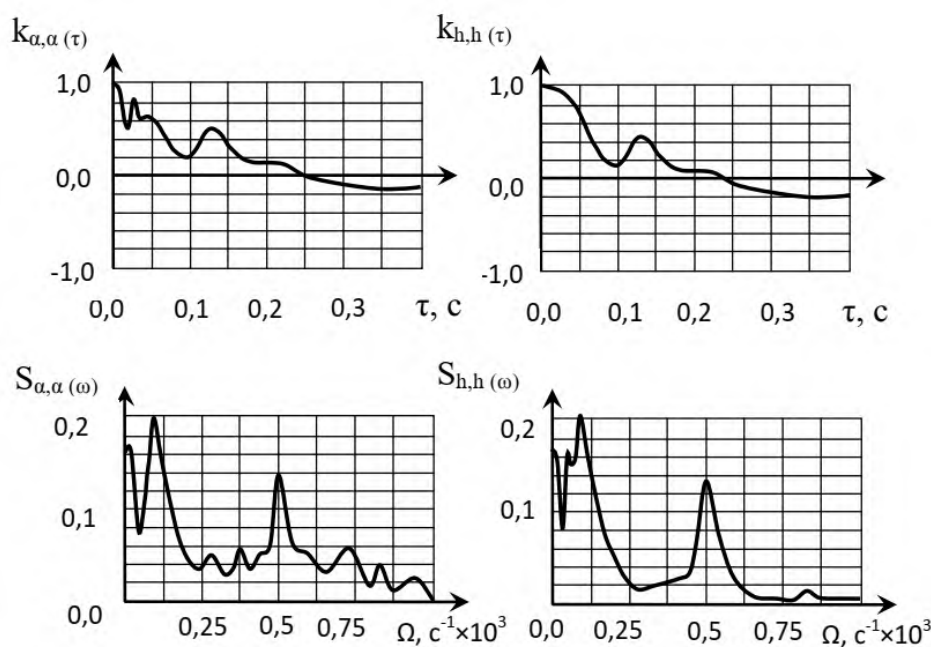


Рис. 3. Функции автокорреляции k и спектральные плотности дисперсии S траекторий формообразующих движений при обработке неизношенной фрезой

В области низких частот траектории формообразования полностью определяют рельеф поверхности [8]. Здесь рассматривается область в пределах до 250...500 Гц. По мере увеличе-

ния частоты на формируемый рельеф большее влияние оказывают самостоятельные процессы (термодинамические процессы, пластические деформации и др.) в зоне резания. В дальней-

шем обусловленность формируемого рельефа можно оценивать двумя параметрами: критической частотой $\omega^{(K)}$, начиная с которой преобладают самостоятельные процессы, и значением функции когерентности на нулевой частоте. Таким образом, самостоятельные процессы зависят от технологических режимов, свойств обрабатываемого материала и геометрии режущего инструмента, в том числе изменяющейся по мере развития износа [9]. Критическая частота по мере развития износа сместилась со значения 500 Гц до 250 Гц, что показано на рис. 4.

В данной работе принята критическая частота,

функция когерентности которой равна 0,7. При этом уменьшено и значение функции на нулевой частоте с 0,95 до 0,8. Таким образом, развитие износа изменяет критическую частоту и функцию когерентности на нулевой частоте. Влияние технологических режимов на указанные параметры при обработке различных материалов представлены на рис. 5. Показано также, что при увеличении скорости резания и уменьшении объёма пластической деформации в зоне резания, частотный диапазон, в котором траектории формообразующих движений определяют рельеф формируемой поверхности, возрастает.

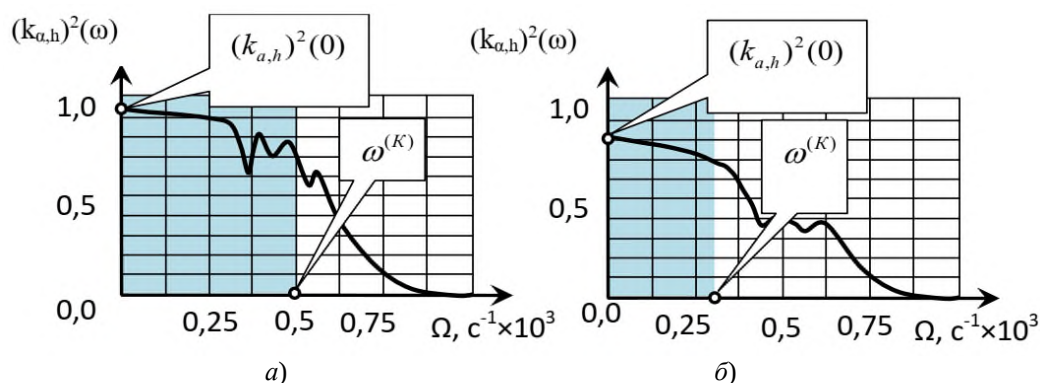


Рис. 4. Функция когерентности $(k_{a,h})^2(\omega)$, соответствует профилограмме фрезерования на рис. 1,2: а – износ фрезы 0...0,1 мм; б – износ фрезы 0,6...0,8 мм

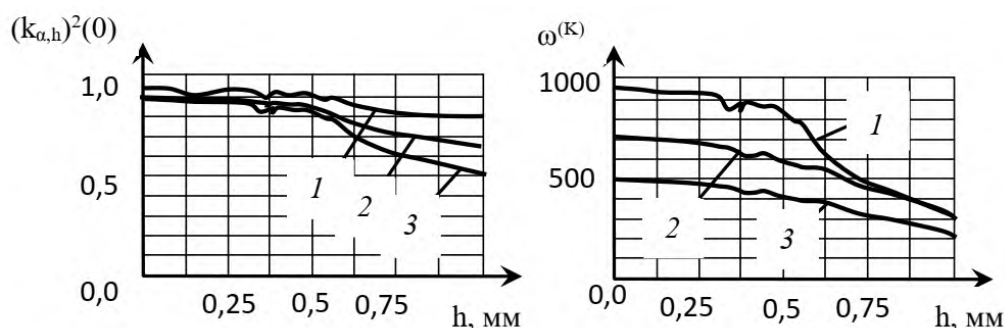


Рис. 5. Эволюция параметров функции когерентности в зависимости от износа: 1 – обработка АК-6; 2 – обработка 40ХН2МА; 3 – обработка 20Х

Закключение

Исходя из вышеизложенного, можно утверждать, что вопрос улучшения микрорельефа фрезеруемой поверхности является комплексным, объединяющим ряд неразрывно связанных факторов.

1. Первый кинематический фактор относится к копированию следа от фрезы на обрабатываемой поверхности. Известно, что при уменьшении подачи на зуб всегда уменьшается высота микронеровностей. Выявлено, что последняя уменьшается и при увеличении диаметра фрезы, однако следует учитывать, что верхняя граница диаметра зависит от кривизны профи-

ля формируемого профиля поверхности. Тем не менее, если величина подачи на зуб становится меньше 0,02...0,03 мм, то на обрабатываемой поверхности возникает нерегулярность, которая связана с переходом зуба фрезы на ранее полученную траекторию. Это создаёт нерегулярное увеличение объёма пластической деформации. В связи с этим, можно говорить о существовании оптимальной подачи, которая обусловлена физико-механическими свойствами материала, степенью износа лезвий фрезы и радиусом кривизны режущей кромки, напрямую зависящей от геометрии заточки фрезы. Известно [4], что этот радиус должен быть

примерно в пять-шесть раз меньше, чем величина подачи на зуб. Поэтому начальный радиус зависит от вида обработки (чистовая, получистовая, черновая).

2. Второй фактор связан с вибрациями. Должна учитываться динамика процесса фрезерования, в первую очередь, устойчивость и её параметры, тип многообразий, которые формируются в окрестности образованной траектории. Кроме того, следует придерживаться требований к динамическим особенностям процесса, к технологическим режимам и геометрии инструмента, и учитывать, что вибрации формируются и за счёт возмущённого движения.

3. Третий фактор сопряжён с самостоятельными процессами, которые взаимосвязаны с законами упруго-пластической деформации в зоне резания и динамическими особенностями системы фрезерования.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Заковоротный, В.Л., Лукьянов, В.Ф., Фам, Д.Т., Фам, Т.Х. Кинематические возмущения стационарных траекторий формообразующих движений в динамической системе резания // Вестник Донского государственного технического университета. – 2011. – Т. 11. № 9 (60). – С. 1555 – 1563.
2. Заковоротный В., Губанова А., Христофорова В. Бифуркации стационарных многообразий, формируемых в окрестности равновесия в динамической системе резания // Вестник Донского государственного технического университета. – 2015. – Т. 15. №1. – С. 11 – 22.
3. Заковоротный В., Губанова А., Христофорова В. Один случай формирования хаотических аттракторов в динамической системе резания // Вестник Донского государственного технического университета. – 2015. – Т. 15. №2 (81). – С. 11 – 21.
4. Заковоротный В., Фам Д., Нгуен Т. Математическое моделирование и параметрическая идентификация динамических свойств подсистемы инструмента и заготовки // Известия высших учебных заведений. Северо-Кавказский регион. Серия: Технические науки. – 2011. – № 2. – С. 38 – 46.
5. Заковоротный В., Флек М., Фам Д. Синергетическая концепция при построении систем управления точностью изготовления деталей сложной геометрической формы // Вестник Донского государственного технического университета. – 2011. – Т. 11. № 10 (61). – С. 1785 – 1797.
6. Воронов С., Непочатов А., Киселев И. Критерии оценки устойчивости процесса фрезерования нежестких деталей // Изв. ВУЗов. Машиностроение. – 2011. – № 1 (610). – С. 50 – 62.
7. Заковоротный В. Управляемая эволюция дина-

мической системы, взаимодействующей со средой // Известия ЮФУ. Технические науки. – 2006. – № 6 (61). – С. 84-103.

8. Заковоротный В., Фам Д. Перестройка динамической системы, взаимодействующей с процессом резания, в ходе ее эволюции // Известия ЮФУ. Технические науки. – 2011. – № 6 (119). – С. 49 – 61.

9. Заковоротный В., Ладник И. Построение информационной модели динамической системы металло-режущего станка для диагностики процесса обработки // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1991. – № 4. – С. 75.

REFERENCES

1. Zakorotny, V.L., Lukyanov, V.F., Pham, D.T., Pham, T.H. Kinematic perturbations of stationary trajectories of shape-generating movements in cutting dynamic system // Bulletin of the Don State Technical University, 2011, Vol. 11. No. 9 (60), pp. 1555 – 15632.
2. Zakovorotny V., Gubanova A., Khristoforova V. Bifurcations of stationary manifolds formed in the neighborhood of equilibrium in the dynamic cutting system. Bulletin of the Don State Technical University, 2015, no. 1(80), pp. 11 – 22.
3. Zakovorotny V., Gubanova A., Khristoforova V. An example of chaotic attractors formation in a dynamic cutting system. Bulletin of the Don State Technical University, 2015, no. 2 (81), pp. 11 – 21.
4. Zakovorotny V., Vam D., Nguyen T. Mathematical modeling and parametric identification of dynamic properties of partial system of the tool and rough piece/ Izvestiya of higher educational institutions. The North Caucasus region. Issue: Technical Sciences, 2011, no. 2, pp. 38 – 46.
5. Zakovorotny V., Fleck M., Pham D. Synergetic concept in the construction of precision control systems for manufacturing parts of complex geometric shape/ Bulletin of the Don State Technical University, 2011, no. 10, (61), pp. 1785 – 1797.
6. Voronov S., Nepochatov A., Kiselev I. Stability criteria evaluation process of milling of non-rigid parts. Izvestiya vuzov. Mashinostroyeniye, 2011, no. 1, pp. 50 – 62.
7. Zakovorotny V.L. Controlled evolution of dynamic systems interacting with medium/ Izvestiya SFU. Technical sciences, 2006, no. 6 (61), pp. 84 – 103.
8. Zakovorotny V., Vam D. Restructuring of the dynamic system interacting with the cutting process during its evolution / Izvestia SFU. Technical sciences, 2011, no. 6(119), pp. 49 – 61.
9. Zakovorotny V., Lednik I. Information modelling of a dynamic system of a metal-cutting machine for the diagnosis of the machining process/ Problems of machine-building and machine reliability, 1991, no. 4, p. 75.

Статья поступила в редакцию 25.11.2022; одобрена после рецензирования 28.11.2022; принята к публикации 06.12.2022.

The article was submitted 25.11.2022; approved after reviewing 28.11.2022; assepted for publication 06.12.2022.

Научноёмкие технологии в машиностроении. 2023. №1 (139). С. 43-48.
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2023. №1 (139). P. 43-48.

Научная статья
УДК 625.08
doi:10.30987/2223-4608-2023-1-43-48

Износ инструмента дорожной фрезы и модели эффективности резания

Гаджи Хирасухмаевич Рамазанов, аспирант
Брянский государственный технический университет, г. Брянск, Россия
tts-dm@yandex.ru, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

Аннотация. В статье рассмотрены основные подходы к математическому моделированию процесса изнашивания резцов дорожной фрезы в условиях эксплуатации. Проведен анализ влияния механических свойств асфальтобетона на процесс резания, а так же рассмотрены системы мониторинга за состоянием дорожных покрытий и состояния режущего инструмента.

Ключевые слова: резцы дорожной фрезы, износ, дорожно-строительная техника

Для цитирования: Рамазанов Г.Х. Износ инструмента дорожной фрезы и модели эффективности резания // Научноёмкие технологии в машиностроении. – 2023. – №1 (139). – С. 43-48. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-43-48.

Original article

Tool degradation of the road harrow and cutting efficiency models

Gadji H. Ramazanov, graduate student
Bryansk State Technical University, Bryansk, Russia
tts-dm@yandex.ru

Abstract. Main strategies for mathematical modeling of road harrow static tool wear in operating conditions are viewed in the article. An analysis of the effect of asphalt concrete mechanical properties on the cutting process is carried out, monitoring systems for the condition of road surfaces and the state of the cutting tool are distinguished.

Keywords: harrow static tooling, wear, road construction equipment

For citation: Ramazanov G.H. Tool degradation of the road harrow and cutting efficiency models. / Science intensive technologies in mechanical engineering, 2023, no. 1 (139), pp. 43-48. doi: 10.30987/2223-4608-2023-1-43-48.

Введение

Со временем дорожные покрытия изнашиваются, на них появляются неровности, ямы, а так же снижается уровень их грузоподъемности [1]. Дорожное полотно должно отвечать определенным требованиям, поэтому должен быть точно выдержан профиль базовой поверхности. Для этого дорожные фрезы подвергаются точным процессам фрезерования [2].

Дорожные фрезы дорожно-строительной техники в условиях эксплуатации и абразивно-

го изнашивания подвергаются интенсивному износу в зоне режущей части инструмента. Работа резцов происходит при высоких скоростях. Учитывая все вышеперечисленные факторы, можно сказать, что срок службы резцов довольно мал и вызывает необходимость постоянной замены. Поломка является результатом накопления повреждений с течением времени и имеет потери на время и капитальные последствия. Отказ фрезы составляет 7...20% от общего времени простоя [3, 4], а затраты на инструменты и их замену составляют 3...12%

от общей стоимости ремонтных работ [5].

Процесс фрезирования асфальта представляет собой внедрение инструмента в монолитный слой, где резец образует рыхлую массу из асфальтбетона. Строительные материалы (в частности гранит) обладают высокой твердостью (12...16 ГПа) и прочностью (10...30 МПа) вызывают интенсивное разрушение корпуса резца под действием сложного механизма изнашивания частицами закрепленного и незакрепленного абразива с наличием локальных ударных нагрузок и пластического оттеснения микрообъемов металла. Исследованием рабочих режимов и динамикой дорожно-строительных машин занимались многие исследователи: В. И. Балловнев, Ю. А. Ветров, А.М. Завьялов, А. Н. Зеленин, О. Д. Алимов, И. Г. Басов, Г. Бернацкий [6 – 8]. Исследования процессов резания асфальтобетонных покрытий приведены в трудах Ю.Г. Глебова, В.Н. Бибикина, В.Ф. Кулепова, А.Я. Александрова.

Эффективность разрушения породы резцом принято обозначать SE – один из важных параметров, характеризующих эффективность дробления горных пород. Она определяется как

потребляемая мощность дробления породы на единицу площади:

$$SE = \frac{W}{V} = \frac{\int F(h)dh}{V}, \quad (1)$$

где F – толкающая сила; h – высота проникновения; V – объем разбитого камня.

В работе [9] проведены исследования на определение условий изнашивания, оказывающих наибольшее влияние на износ резца. Авторами были получены математические зависимости, позволяющие прогнозировать износ резцов дорожных фрез. При внешних условиях: $T = 19...29$ °C, $\sigma_{сж} = 2,601...3,582$ МПа и глубине резания 100 мм математическая модель имеет вид:

$$\Delta m = 0,000634 L_{рез} + 2,847, \quad (2)$$

где $L_{рез}$ – длина пути резания асфальтобетона; Δm – массовый износ резцов.

При уменьшении температуры окружающей среды, а следовательно, и асфальтобетона, увеличивается скорость износа резцов дорожной фрезы. Математическая модель зависимости износа и механических свойств асфальта была рассмотрена в работе [10] и имеет вид:

$$\Delta_{р.и.} = 0,23 + (12,6a' + 0,44\sigma_{сж} - 234) \cdot 10^{-4} \cdot (12,76 + \tau), \quad (3)$$

где a' – показатель абразивности асфальтобетона ($28,73 - 0,21t$ °C), мг; $\sigma_{сж}$ – прочность асфальтобетона при одноосном сжатии, МПа; τ – время резания, с.

В работе [11] приведен пример расчета предельного состояния резца.

$$T = T_1 + T_2 = \frac{C_s \pi r_0^3}{k_f} \left[\frac{2 \operatorname{ctg} \alpha}{3} + \frac{l_0}{r_0} \right], \quad (4)$$

где T – параметр износа; C_s – коэффициент, равный отношению площади на которой действуют абразивные частицы, к общей площади поверхности износа; l_0 – длина изношенной части, r_0 – радиус вставки; $k_f = KF$ – коэффициент абразивности; α – угол, с помощью которого задается геометрическая схема резания.

Игнатов С. Д., Шерстнев Н. С. [12] получили математическую модель на основе взаимодействия резцов дорожной фрезы между собой, которая позволяет проводить расчет силы сопротивления с учетом рабочего процесса. Авторы в расчетах принимали следующие допу-

щения: изменения вертикальных координат звеньев расчетной схемы; машина представлена в виде жестко установленного многозвенника; рабочий орган зафиксирован относительно рамы гидроцилиндрами; колеса имеют с поверхностью точечный контакт.

$$F_{pi} = m_{\phi} \cdot \sum_1^m \left(\frac{q \cdot d_{зуба} \cdot Z_{po} \cdot V_n \cdot \frac{\alpha_i}{2\pi} \cdot \sin \alpha_i}{V_{рез}} \cdot \cos \beta \right), \quad (5)$$

где $V_{рез}$ – скорость резания фрезерного барабана, м/с; q – удельное сопротивление резанию, Н/м²; d – диаметр основания зуба, м; Z_{po} – вертикальная координата зуба, где α_i – угловая координата i -го зуба, рад; β – угол атаки зуба, рад.

Попов С.Н. и Антонюк Д.А. в исследовании [13] оптимизировали работу резца. Так же ими было установлено, что минимальное давление (P_{min}) достигается при использовании конусообразной формы резца дорожной фрезы. Было установлено, что резец сильно подверга-

ется износу в области сужения. Полученные математические модели показывают, что интенсивность износа и давление в зоне контакта зависит от геометрических размеров резца:

$$U_1 = \gamma_1 t = K_1 \frac{P_n}{R-r} t \quad (6)$$

$$U_2 = \gamma_2 t = K_2 \frac{P_n}{R-r} t, \quad (7)$$

где γ_1, γ_2 – скорости изнашивания резца и абразивной смеси, мм/мин соответственно; K_1, K_2 – коэффициенты трения; P – усилие прижатия; H ; α – угол между боковой поверхностью и горизонталью резца; r – радиус на-конечника; R – максимальный радиус корпуса резца; n – частота вращения резца в резцедержателе.

На данный момент существуют системы мониторинга состояния инструмента для улучшения качества поверхности заготовки и продления срока службы инструмента, которая сокращает затраты на 30% за счет диагностики недостатков режущего инструмента с использованием соответствующих методов обработки сигналов и распознавания образов [14, 15]. Методы прямого мониторинга используют оптическое оборудование для непосредственного

контроля состояния инструмента, они не влияют на процесс обработки и обеспечивают высокую точность распознавания в идеальных условиях. Методы косвенного мониторинга оценивают состояние инструмента на основе анализа сигналов, полученных от одного или нескольких датчиков, которые могут отражать множество характеристик.

В ходе эксперимента другие исследователи в работе [16] провели экспериментальные наблюдения за резцом дорожной фрезы с различным углом заточки и обнаружили, что чем острее лезвие, тем выше боковая нагрузка. Из-за недостаточной жесткости фрезы легко вызвать раскачивание фрезы, и она не может обеспечить достаточного бокового сопротивления.

Большое количество экспериментов было приведено в работах [17,18], где отражена зависимость между силой резания, удельной энергией, расстоянием между фрезами и глубиной резания, а также проанализировано влияние разрушения фрезы на породу. На основе собранной базы данных была разработана эмпирическая модель прогнозирования производительности строительных машин:

$$FPI_{blocky} = e^{(a+b \cdot \ln J_v + c \cdot \ln UCS)} = e^a \cdot J_v^b \cdot UCS^c, \quad (8)$$

где J_v – объемное количество швов (швов/м³); UCS – прочность на одноосное сжатие (МПа); a, b и c – константы, равные 6,00, 0,82 и 0,17 соответственно. Данная модель связывает объемное количество швов и прочность на одноосное сжатие неповрежденной породы с отношением между приложенной силой тяги, нормированной по диаметру строительной машины, и измеренной проходкой за оборот.

В работе [19] представлена модель процесса фрагментации породы на основе механизма разрушения породы методом конечных элементов, который показывает, что основным разрушением твердой хрупкой породы является разрушение при сдвиге, а разрушение при сдвиге мягкой породы происходит под относительно небольшим углом. Авторы работы [20] использовался 3D анализ для имитации резания линии разлома. Они так же обнаружили, что численное моделирование методом конечных элементов с помощью 3D моделирования может про-

водить оценку производительности дорожного элемента. Конструкция фрезы была оптимизирована и улучшена, в результате чего была создана модель прогнозирования усилия дискового фрезера [21, 22]. Данный процесс моделировался с помощью компьютера с учетом факторов эксплуатации и расстояния между дисковыми фрезами. Авторы установили, что нормальная тяга дискового резца играет ведущую роль в разрушении породы. Показано, что оптимальное расстояние между резцами составляет около 80 мм, эффект разрушения породы при последовательной загрузке лучше, чем при одинаковой загрузке. Экспериментальные результаты показывают, что при расстоянии между фрезами 80...90 мм удельная энергия минимальна, а эффективность разрушения породы наилучшая.

Р. Чжоу, Дж. Сан в своей работе [23] смоделировали процесс резания образцом дискового резца и проанализировали факторы,

влияющие на процесс разрушения породы дисковым резцом. В работе была установлена взаимосвязь между переменными разрушения ω , напряжением σ , деформацией ε с помощью эксперимента с использованием гипотезы эквивалентности, включающая в себя три категории. Гипотеза эквивалентности деформации, в которой используется эффективное напряжение, определяющее соотношение, имеет вид:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} = \frac{\sigma}{(1 - \omega)E} \quad (9)$$

Вторая категория: гипотеза эквивалентности напряжения. Для хрупких материалов под действием реальной деформации напряжения в разрушенном состоянии эквивалентно фиктивному непрерывному напряжению под действием эффективной деформации. Взаимосвязь между напряжением и деформацией в непрерывном состоянии имеет вид:

$$\varepsilon = \frac{\tilde{\varepsilon}}{E} \quad (10)$$

Третья категория: гипотеза упругого эквивалента. Если плотность энергии упругой деформации равна плотности энергии непрерывной упругой деформации. Для разрушенных упруго-хрупких материалов плотность энергии упругого напряжения может быть равна плотности энергии неразрушенного состояния. Итоговое выражение имеет вид:

$$\tilde{\sigma} = E \tilde{\varepsilon} \quad (11)$$

Р.Чжоу, Дж. Сан делают вывод, что существует оптимальное значение расстояния между фрезами и находится в интервале совпадения между максимальным количеством разрушения породы и наименьшей удельной энергией. Когда расстояние между фрезами равно оптимальному значению, разрушение породы в единицу времени является наибольшим, а эффективность разрушения породы – самой высокой.

Заключение

Проведенный анализ отечественных и зарубежных источников позволил дать комплексную оценку влияния различных факторов на процесс изнашивания резца дорожной

фрезы, а также были рассмотрены основные параметры взаимодействия в процессе резания асфальтобетона. Приведенные математические зависимости позволяют прогнозировать износостойкость резцов при различных режимах эксплуатации. В расчетах использовались такие данные, как: форма резца, заданная углом заточки; глубина резания асфальтобетона; параметр абразивности материала; значение параметра износа; радиус дорожной фрезы; силы, действующие в машине в процессе резания.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Костельов, М.П. Долговременная ровность дорожных покрытий. // Дорожная Техника. – 2005. № 7.
2. Шестопалов, К.В. Дорожные фрезы // Основные Средства. – 1999. – №10
3. Vetrichelvan G, Sundaram S, Kumaran S, Velmurugan P // An investigation of tool wear using acoustic emission and genetic algorithm. J Vib Control. -21. - pp. 3061 - 3066.
4. Bhattacharyya P, Sengupta D, Mukhopadhyay S (2007) Cutting force-based real-time estimation of tool wear in face milling using a combination of signal processing techniques. Mech Syst Signal Process. -Vol.21. №6. - pp. 2665 – 2683
5. Liu C, Wang G, Li Z (2015) Incremental learning for online tool condition monitoring using ellipsoid ARTMAP network model. App Soft Comput. - 35. pp.-186 – 198
6. Канарев, Ф. М. Ротационные почвообрабатывающие машины и орудия / Ф. М. Канарев. – М.: Машиностроение, 1983. – 142 с.
7. Теория конструкция и расчет строительных и дорожных машин: учеб. пособие / Л. А. Гоберман, К.В. Степанян, А. А. Яркин, В. С. Заленский. – М.: Машиностроение, 1979. – 407 с.
8. Далин, А. Д. Роторные грунтообрабатывающие и землеройные машины / А.Д. Далин, И.П. Павлов. – М.: Машгиз, 1950. – 147 с.
9. Попов С.Н. Антонюк Д.А. Исследование влияния внешних условий изнашивания на износостойкость резцов дорожной фрезы // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. 2008. - № 1. pp. 25 – 29.
10. Бибииков В.Н. Исследование износа режущего инструмента при фрезеровании асфальтового бетона: Дис. канд. техн. наук: 05.05.04 / Горьковский политехнический институт им. А.А. Жданова. – Горький, 1975. – 24 с.
11. Осипов С.П., Школьный А.Н., Бида К. Б. Оценка долговечности вращающихся резцов с из-

носостойкими вставками произвольной формы // Вестник Томского государственного архитектурно-строительного университета. – 2014. – №5. – С.167 – 174.

12. Игнатов, С. Д., Шерстнев, Н. С. Математическая модель рабочего процесса дорожной фрезы при разрушении асфальтобетона // Вестник Сибирской государственной автомобильно-дорожной академии. – 2015. – № 4 (44). – Р. 120 – 125.

13. С. Н. Попов, Д. А. Антонюк. Влияние трибоматериаловедческих параметров на характер разрушения резцов дорожной фрезы в условиях изнашивания закрепленным абразивом // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2006. №2. – С. 77 – 84.

14. Karandikar J, Mcleay T, Turner S, Schmitz T. Tool wear monitoring using naïve bayes classifiers. // Int J Adv Manuf Technol. -2015. №77(9–12). - pp.1613 – 1626.

15. Rehorn A, Jiang J, Orban P. State-of-the-art methods and results in tool condition monitoring: a review. // Int J Adv Manuf Technol. 2005. - №26 (7 – 8). - pp. 693 – 710.

16. Yin, L. J., Gong, Q. M., and Zhao, J. «Study on rock mass boreability by TBM penetration test under different in situ stress conditions». // Tunneling and Underground Space Technology. -2014. -Vol. 43. -pp. 413-426.

17. Delisio, A. and Zhao, J. «A new model for TBM performance prediction in blocky rock conditions». // Tunneling and Underground Space Technology. 2014. - Vol. 43. - pp. 440 – 452.

18. Delisio, A., Zhao, J., and Einstein, H. H. «Analysis and prediction of TBM performance in blocky rock conditions at the Lötshberg Base Tunnel». // Tunneling and Underground Space Technology. - 2013. - Vol. 33. pp. 131 – 142.

19. Liu, Q., Shi, K., Zhu, Y., and Huang, X. «Study on rock breaking force calculation model of TBM disc cutter» // Journal of China Coal Society. - 2013. - Vol. 38. - No. 7. - pp. 1136 – 1142 (in Chinese)

20. Cho, J. W., Jeon, S., Yu, S. H., and Chang, S. H. «Optimum spacing of TBM disc cutters: A numerical simulation using the three-dimensional dynamic fracturing method» // Tunneling & Underground Space Technology. - 2010. - Vol. 25. - No.3. - pp. 230 – 244

21. Li, G., Zhu, L., and Yang, J. «Prediction method of TBM disc cutter wear in hard rock based on CSM model» // China Mechanical Engineering. -2014. - Vol. 25. - No. 1. - pp. 33 – 35 (in Chinese).

22. Li, G., Zhu, L., Yang, J., and Wang, W. «Calculation mechanics model and solution of TBM

disc cutter based on CSM model» // Mining Machine. - 2012. - Vol. 40. - No. 4. - pp. 8 – 11 (in Chinese).

23. Sun, J., Chen, M., Chen, B., Lu, W., and Zhou, C. «Numerical simulation study on influencing factors of rock breaking process of TBM disc cutter» // Chinese Journal of Geotechnical Mechanics. - 2010. - Vol. 32. - No. 6. - pp. 1891 – 1897.

REFERENCES

1. Kostelov, M.P. Time-proof evenness of road surfaces. Road Equipment, 2005, No.7.

2. Shestopalov K.V. Road harrows / Core Capabilities, 1999, No.10.

3. Vetrichevan G, Sundaram S, Kumaran S, Velmurugan P / An investigation of tool wear using acoustic emission and genetic algorithm. J Vib Control. - 21, pp. 3061 – 3066.

4. Bhattacharyya P, Sengupta D, Mukhopadhyay S (2007) Cutting force-based real-time estimation of tool wear in face milling using a combination of signal processing techniques. Mech Syst Signal Process, Vol.21, No. 6, pp.2665 – 2683.

5. Liu C, Wang G, Li Z (2015) Incremental learning for online tool condition monitoring using ellipsoid ARTMAP network model. App Soft Comput - 35. pp.186 – 198

6. Kanarev, F. M. Rotary tillage machines and implements, Moskva, Mashinostroenie, 1983, 142 p.

7. Theory of construction and calculation of construction and road vehicles: textbook L. A. Goberman, K.V. Stepanyan, A. A. Yarkin, V. S. Zalensky. Moscow: Mashinostroenie, 1979, 407 p.

8. Dalin, A.D. Rotary soil cultivating and excavating machines/ A.D. Dalin, I.P. Pavlov, Moscow: Mashgiz, 1950, 147 p

9. Popov S.N., Antonyuk A.D., Investigation of external wear conditions effect on the wear resistance of road harrow static tooling. New materials and technologies in metallurgy and mechanical engineering, 2008, No. 1. pp. 25 – 29.

10. Bibikov V.N. Research of cutting tool wear during asphalt concrete milling: Ph.D. Tesis: 05.05.04 / Gorky, Gorky Polytechnic Institute named after A.A. Zhdanov, 1975, 24 p.

11. Osipov S. P., Shkolny A. N., Beda K. B. Durability evaluation of rotary cutters with wear resistant inserts of arbitrary form // Vestnik TSUAB, 2014, No. 5 (46), pp. 167 – 174.

12. Ignatov S. D., Sherstnev N. S. Mathematical model of a road harrow operating process in destruction of asphalt concrete. Bulletin of the Siberian State Automobile and Road Academy, 2015, No. 4 (44), pp. 120 – 125.

13. Popov S.N., Antonyuk A.D., Tribo-material parameters effect on the nature of road harrow static tooling destruction under the conditions of wear by fixed abrasive. New materials and technologies in metallurgy and mechanical engineering, 2006, No. 2. pp. 77 – 84.
14. Karandikar J, Mcleay T, Turner S, Schmitz T. Tool wear monitoring using naïve bayes classifiers. // Int J Adv Manuf Technol. - 2015. - № 77(9–12). - pp.1613 – 1626.
15. Rehorn A, Jiang J, Orban P. State-of-the-art methods and results in tool condition monitoring: a review. // Int J Adv Manuf Technol. - 2005. - №26 (7–8). - pp.693 – 710.
16. Yin, L. J., Gong, Q. M., and Zhao, J. «Study on rock mass boreability by TBM penetration test under different in situ stress conditions»// Tunneling and Underground Space Technology. - 2014. - Vol. 43. - pp. 413 – 426.
17. Delisio, A. and Zhao, J. «A new model for TBM performance prediction in blocky rock conditions» // Tunneling and Underground Space Technology. - 2014. - Vol. 43. - pp. 440 – 452.
18. Delisio, A., Zhao, J., and Einstein, H.H. «Analysis and prediction of TBM performance in blocky rock conditions at the Löttschberg Base Tunnel» // Tunneling and Underground Space Technology. -2013. - Vol. 33. - pp. 131 – 142.
19. Liu, Q., Shi, K., Zhu, Y., and Huang, «Study on rock breaking force calculation model of TBM disc cutter» // Journal of China Coal Society. - 2013. - Vol. 38. - No. 7. - pp. 1136 – 1142 (in Chinese).
20. Cho, J.W., Jeon, S., Yu, S.H., and Chang, «Optimum spacing of TBM disc cutters: A numerical simulation using the three-dimensional dynamic fracturing method» // Tunneling & Underground Space Technology. - 2010. - Vol. 25. - No. 3. - pp. 230 – 244.
21. Li, G., Zhu, L., and Yang, J. «Prediction method of TBM disc cutter wear in hard rock based on CSM model»//China Mechanical Engineering. - 2014. - Vol. 25. - No. 1. - pp. 33 – 35 (in Chinese).
22. Li, G., Zhu, L., Yang, J., and Wang, W. «Calculation mechanics model and solution of TBM disc cutter based on CSM model» // Mining Machine. - 2012. - Vol. 40. - No. 4. - pp. 8 – 11 (in Chinese).
23. Sun, J., Chen, M., Chen, B., Lu, W., and Zhou, C. «Numerical simulation study on influencing factors of rock breaking process of TBM disc cutter» // Chinese Journal of Geotechnical Mechanics. - 2010.- Vol. 32. - No. 6. - pp. 1891 – 1897.

Статья поступила в редакцию 24.11.2022; одобрена после рецензирования 28.11.2022; принята к публикации 13.12.2022.

The article was submitted 24.11.2022; approved after reviewing 28.11.2022; assepted for publication 13.12.2022.

Учредитель и издатель: Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Брянский государственный технический университет»

Адрес редакции и издателя: 241035, Брянская область, г. Брянск, бульвар 50 лет Октября, 7
ФГБОУ ВО «Брянский государственный технический университет»

Телефон редакции журнала: 8-903-592-87-39, 8-903-868-85-68.

E-mail: naukatm@yandex.ru, editntm@yandex.ru

Вёрстка С.В. Морозов. Редактор Е.В. Лукашова. Технический редактор С.В. Морозов.

Сдано в набор 17.01.2023. Выход в свет 31.01.2023.

Формат 60 × 84 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,58.

Тираж 500 экз. Свободная цена.

Отпечатано в лаборатории оперативной полиграфии

Федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего образования
«Брянский государственный технический университет» 241035,
Брянская область, г. Брянск, ул. Институтская, 16