

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

**МЕХАНИКА И ФИЗИКА ПРОЦЕССОВ
НА ПОВЕРХНОСТИ И В КОНТАКТЕ ТВЕРДЫХ ТЕЛ,
ДЕТАЛЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

Межвузовский сборник научных трудов

Выпуск 16

Рецензируемое издание

Тверь 2023

УДК 621.891
ББК 22.37:34.41:31.264-04(082)

Рецензенты: зав. кафедрой высшей математики ТвГТУ, д-р техн. наук, профессор Горячев В.Д.; д-р физ.-мат. наук профессор кафедры общей физики ТвГУ Самсонов В.М.

Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвузовский сборник научных трудов. Вып. 16 / под ред. В.В. Измайлова. Тверь: Тверской государственный технический университет, 2023. 112 с.

Включены статьи теоретического и прикладного характера, посвященные физическим, химическим, механическим процессам контактного взаимодействия твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования.

Предназначен для научных и инженерно-технических работников, докторантов, аспирантов, студентов. Подготовлен на кафедре прикладной физики Тверского государственного технического университета. Электронная версия издания размещена в сети Интернет (<http://physics.tstu.tver.ru/sbornik>).

Редакционная коллегия:

доктор техн. наук, профессор А.Н. Болотов;
доктор техн. наук, профессор Г.Б. Бурдо;
академик РАН, доктор физ.-мат. наук, профессор И.Г. Горячева;
доктор техн. наук, профессор В.В. Измайлов (отв. редактор);
доктор техн. наук, профессор В.В. Мешков;
канд. техн. наук, доцент В.В. Новиков;
канд. техн. наук, доцент М.В. Новоселова;
А.В. Мишина (отв. секретарь).

ПРЕДИСЛОВИЕ

Сборник научных трудов содержит статьи, посвященные исследованиям в области физики поверхностных свойств материалов, механики контактных процессов, вопросам материаловедения, в том числе исследованию новых смазочных материалов. Тематика представленных в сборнике публикаций достаточна широка: рассматриваются как общие вопросы повышения надежности и эффективности современных триботехнических узлов, организации производства, разработки методики, позволяющей проводить предварительный анализ надежности технологических систем в машиностроении на этапе проектирования, так и частные вопросы по решению конкретных проблем, возникающих при проведении фрикционных испытаний и разработке соответствующего испытательного оборудования.

В статьях отражены результаты исследований ученых Тверского государственного технического университета, а также сотрудников других российских вузов.

Материалы сборника хранятся в информационных базах научной электронной библиотеки eLIBRARY.RU и входят в Российский индекс научного цитирования (РИНЦ).

Публикуемые материалы предназначены для научных работников и специалистов в области проектирования и эксплуатации современного машиностроительного, энергетического, транспортного оборудования, а также для докторантов, аспирантов, магистрантов и студентов машиностроительных, энергетических и приборостроительных специальностей.

НОВЫЙ ПОДХОД К ОЦЕНКЕ РЕСУРСА МАГНИТОЖИДКОСТНЫХ УПЛОТНЕНИЙ И ПОДШИПНИКОВ

© Болотов А.Н., Бурдо Г.Б.,
Болотов М.И., 2023

Приведены уравнения, позволяющие рассчитать ресурс магнитожидкостных герметизаторов и подшипников скольжения на основе скорости испарения дисперсионной среды. Даны рекомендации по продлению времени нормального функционирования магнитного смазочного масла в трибоузлах. Показан пример определения долговечности магнитожидкостного подшипника скольжения, способного функционировать в вакууме и атмосфере.

Ключевые слова: ресурс магнитожидкостных узлов, магнитная жидкость, испарение, давление насыщенных паров, магнитожидкостное уплотнение.

A NEW APPROACH TO ASSESSING THE RESOURCE OF MAGNETIC-LIQUID SEALS AND BEARINGS

Equations are given that make it possible to calculate the resource of magnetic fluid seals and plain bearings, based on the evaporation rate of the dispersion medium. Recommendations are given for extending the time of normal functioning of magnetic lubricating oil in tribounits. An example of determining the durability of a magnetic-fluid plain bearing capable of operating in vacuum and atmosphere is shown.

Keywords: resource of magnetofluidic nodes, magnetic fluid, evaporation, saturated vapor pressure, magnetofluidic seal.

ВВЕДЕНИЕ

Магнитная жидкость эффективно используется во многих узлах современных машин и механизмов. Неоспоримыми достоинствами обладают триботехнические узлы, рабочим телом которых служит магнитное смазочное масло, являющееся одной из разновидностей магнитной жидкости [1, 2]. Однако до настоящего времени отсутствует методика расчета долговечности магнитожидкостных узлов или устройств, которая бы учитывала именно физико-химические особенности строения магнитного масла. Как правило, именно магнитное масло является структурным элементом сложной технической системы, которая лимитирует его срок службы [3–5]. Магнитное масло может перестать

выполнять свои функции по разным причинам. Например, может нарушиться коллоидная структура магнитного масла под влиянием сильных магнитных полей, термомеханических воздействий, и в этом случае произойдет необратимая коагуляция магнитных дисперсных частиц. Однако, изменяя условия эксплуатации магнитного масла, достаточно просто сохранить его коллоидную стабильность. Наиболее значимое ограничение ресурса изделий с магнитной жидкостью происходит из-за испарения основы магнитного масла. В результате данного термоактивированного процесса возрастает вязкость магнитного масла вплоть до потери текучести. Это означает, что магнитное масло перестает выполнять свои функции. Таким образом, для оценки ресурса магнитожидкостных узлов (подшипников, зубчатых передач, уплотнений) первоначально необходимо знать уравнение, описывающее динамику испарения основы магнитного масла. Эти уравнения для магнитожидкостных узлов, эксплуатируемых в условиях вакуума или в газовой среде (в частности, в атмосфере), были получены авторами, и их вывод приведен в статьях [6, 7]. Ресурс магнитожидкостного узла по существу равен промежутку времени, в течение которого концентрация магнитной фазы возрастает от начального значения ω_s до допустимого ω_f , которое определяется допустимой предельной вязкостью магнитного смазочного масла.

РАСЧЕТ РЕСУРСА МАГНИТОЖИДКОСТНЫХ ТРИБОУЗЛОВ Магнитожидкостный трибоузел работает в атмосферных условиях.

Ресурс t атмосферного трибоузла для случая, когда поверхность магнитного масла полностью открыта, можно рассчитать по формулам [6]:

$$t = \frac{\rho V}{\psi_1} [\omega_f - \omega_s + \omega_s \ln(\frac{1 - \omega_s}{1 - \omega_f})];$$

$$\psi_1 = \frac{DCP_s\mu}{2RT\varepsilon_0} (1 + \frac{DC}{2\varepsilon_0 S(1 - \omega_s)} \sqrt{\frac{2\pi\mu}{RT}}), \quad (1)$$

где D – коэффициент диффузии молекул пара в окружающем газе; V – исходный (заправочный) объем магнитной жидкости; S – поверхность, через которую происходит массоперенос (обычно поверхность магнитной жидкости); T – абсолютная температура; μ – молярная масса; R – универсальная газовая постоянная; ε_0 – электрическая постоянная; C – эквивалентная электрическая емкость [8]; P_s – давление насыщенных паров при данных условиях; ρ – плотность жидкой фазы.

Если магнитная жидкость находится в полости с небольшим отверстием, ресурс трибоузла рассчитывается по формулам:

$$t = \frac{V(\omega_f - \omega_s)\rho}{\psi_2};$$

$$\psi_2 = \frac{DS_0P_s\mu}{RTh} \left(1 + \frac{DS_0}{hS(1-\omega_s)} \sqrt{\frac{2\pi\mu}{RT}} \right)^{-1}, \quad (2)$$

где S_0 – площадь отверстия; h – длина канала отверстия.

Для атмосферных магнитожидкостных трибоузлов нами было создано перспективное магнитное смазочное масло ММ-ДОС [9] на основе синтетической жидкости диоктилсебагината (ДОС) с хорошей коллоидной устойчивостью. Для улучшения смазочных свойств магнитного масла, работающего при граничном режиме трения, а также для повышения антиокислительных характеристик в его состав добавлялся специально подобранный пакет присадок. Магнитная жидкость имеет намагниченность насыщения около 25 кА/м и достаточно низкую пластическую вязкость 0,1–0,3 Па·с (при 20 °С). Содержание дисперсной фазы с учетом защитных оболочек $\omega_s = 0,143$. Основные физико-химические свойства ДОС, заимствованные из различных справочников, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Основные физико-химические свойства ДОС
и хлорфенилсилоксана (ХС-2-1ВВ)

№ п/п	Свойства жидкости	ДОС	ХС-2-1ВВ
1	Молярная масса, кг/моль	0,426	~2
2	Плотность, кг/м ³	910	1 030
3	Динамическая вязкость, Па·с	0,019 – 0,023	0,045
4	Температура застывания, °С	–60	–90
5	Температура вспышки, °С	240	>240
6	Давление насыщенных паров при 20 °С, Па	0,086	4·10 ⁻⁵
7	Температура кипения при 133 Па, °С	220	>200

Для проведения расчетов ресурса узлов трения с магнитной жидкостью при различных температурах окружающей среды (помимо приведенных в табл. 1 данных) требуется знать коэффициент взаимной диффузии хотя бы для одного значения температуры и давления газа (в нашем случае воздуха) и давление насыщенных паров при температуре, отличной от 20 °С.

Рассмотрение с молекулярно-кинетических позиций частного случая равновесия между скоростью процесса испарения и скоростью обратного процесса конденсации позволяет получить простую формулу для давления насыщенного пара P_s :

$$P_s = \frac{\rho RT}{\mu} e^{-\frac{L_0 \mu}{RT}}, \quad (3)$$

где L_0 – удельная теплота испарения; ρ – плотность. Используя табличное значение P_s , можно из этой формулы найти удельную теплоту испарения и затем рассчитать P_s для любой произвольной температуры (не вблизи тройной точки). Определенное таким образом давление насыщенного пара ДОС для интересующей нас температуры 100 °С составило около 5 Па. Однако формула (3) дает не всегда надежное значение, особенно если коэффициент конденсации отличен от единицы, а свойства газа не описываются уравнением Клапейрона.

Для приближенных расчетов давления насыщенных паров часто пользуются двухпараметрической формулой Клапейрона – Клаузиуса:

$$P_s = a e^{-\frac{b}{T}}, \quad (4)$$

где a и b – некоторые константы, определяемые опытным путем. Чтобы проводить расчеты по формуле (4), необходимо определить эти константы, воспользовавшись, например, при разных температурах двумя значениями P_s , одно из которых указано в табл. 1. В этой же таблице, кроме давления насыщенного пара при 20 °С, приведена стандартизованная температура кипения ДОС при 133 Па. Из физики процесса кипения следует, что давление 133 Па является давлением насыщенного пара жидкости ДОС при температуре 220 °С. С учетом этих величин расчетные значения констант в уравнении (4) такие: $a \approx 5,4106$ Па; $b \approx 5250$ К. Следовательно, при 100 °С давление насыщенного пара $P_s \approx 4$ Па. Таким образом, применив разные подходы к определению неизвестного давления P_s , получили приблизительно одинаковые значения, среднее из которых и примем для оценки ресурса подшипника.

Чтобы найти коэффициент взаимной диффузии D , воспользуемся экспериментальными результатами, полученными нами при исследовании интенсивности испарения ДОС и магнитной жидкости на его основе. В ходе указанных исследований изучалась временная зависимость интенсивности испарения жидкостей при различных температурах. Испытуемая жидкость находилась в открытом вертикально расположенном цилиндрическом сосуде, помещенном в термостат. Для данных условий испарения можно показать, что интенсивность испарения W , т.е. скорость убыли массы в расчете на единицу поверхности, теоретически хорошо описывается формулой

$$W = \frac{DP_0 \mu}{R_0 T H}$$

где H – расстояние от края сосуда до поверхности жидкости; P_0 – давление пара над поверхностью. Выразив давление P_0 через P_s , получим уравнение,

по которому можно определить коэффициент взаимной диффузии паров ДОС в воздухе:

$$D = \frac{WR}{\mu} \frac{TH}{\left(P_s - \frac{W}{\sqrt{\frac{\mu}{2\pi R T}}} \right)^{-1}}.$$

Подставив в последнюю формулу опытные данные интенсивности испарения из работы [9], получили значение коэффициента взаимной диффузии для нормального атмосферного давления и температуры 100 °С: $D \approx 3,4 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$. Значение коэффициента диффузии при других параметрах состояния газовой среды можно определить по формуле

$$D = D_0 \frac{P_{A_0}}{P_A} \left(\frac{T}{T_0} \right)^{3/2},$$

где D – коэффициент диффузии при температуре T и давлении P_A ; D_0 – известный коэффициент диффузии при температуре T_0 и давлении P_{A_0} .

Магнитожидкостный трибоузел работает в вакууме.

Время t , за которое концентрация дисперсной фазы возрастает от ω_s до ω_f , выражается следующим образом [7]:

$$t = \left[V(\omega_f - \omega_s) + V\omega_s \ln \frac{1-\omega_s}{1-\omega_f} \right] \sqrt{2\pi\mu RT} \frac{\rho}{S\mu P_s}, \quad (5)$$

где V – исходный (заправочный) объем магнитной жидкости; R – универсальная газовая постоянная; T – температура; μ , ρ , P_s – молярная масса, плотность и давление насыщенных паров дисперсионной среды; S – площадь поверхности магнитной жидкости, обращенной в сторону вакуума. Формула (5) применяется тогда, когда можно пренебречь количеством молекул, которые конденсируются после испарения. Если испарившиеся молекулы диффундируют в вакуум по механизму молекулярной эффузии через малое отверстие площадью S_0 , время изменения концентрации дисперсной фазы от ω_s до ω_f выглядит как

$$t = \frac{V(\omega_f - \omega_s)}{P_s S_0} \sqrt{\frac{2\pi RT}{\mu}}. \quad (6)$$

Для смазывания магнитожидкостных узлов трения, работающих в вакууме, было разработано перспективное магнитное смазочное масло ММ-ХС на основе ХС-2-1ВВ, отличающееся малой испаряемостью. Магнитная жидкость имеет намагниченность насыщения около 25 кА/м и пластическую вязкость 0,3–0,4 Па·с. Наиболее значимые характеристики дисперсионной среды были приведены в табл. 1.

ПРИМЕР РАСЧЕТА РЕСУРСА МАГНИТОЖИДКОСТНОГО ПОДШИПНИКА

Покажем результаты расчета ресурса радиального магнито-жидкостного подшипника скольжения, который смазывается магнитным маслом. Принципиальная схема радиального подшипника показана на рисунке.

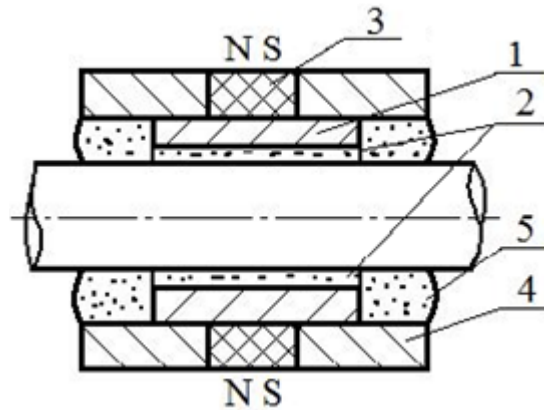


Схема радиального магнито-жидкостного подшипника

Подшипник состоит из втулки 1, выполненной из немагнитного антифрикционного материала и имеющей две цилиндрические смазочные канавки 2, открытые в сторону вала и расположенные в ненагруженной зоне подшипника. К постоянному магниту в виде тонкого кольца 3 примыкают два симметрично расположенных магнитопровода 4, служащих для перераспределения магнитного потока. Свободное пространство между магнитопроводами и валом заполнено магнитным маслом 5. При работе подшипника магнитное масло под действием термомагнитных полей поступает по смазочным канавкам в зону трения для регенерации смазочной пленки.

Выбраны следующие характерные размеры подшипника скольжения: внутренний диаметр немагнитной втулки 10 мм, длина втулки 15 мм, ширина смазочных канавок 3 мм. Подшипник заправляется магнитным смазочным маслом объемом $2,4 \text{ см}^3$. Открытая поверхность жидкости, обращенная в сторону вакуума или атмосферы, равна $4,68 \text{ см}^2$. В модифицированном варианте подшипника предполагается защита магнитного масла тонкими шайбами с торцов подшипника так, чтобы пары дисперсионной среды могли рассеиваться только через зазор между валом и шайбой площадью $6,4 \text{ мм}^2$. Для вычислений ресурса магнито-жидкостного подшипника следует определиться со значением предельной концентрации твердой фазы ω_f . Известно [9, 10], что при концентрации твердых частиц, превышающей $\omega_f = 0,52$, соответствующей условию образования в жидкости квазикубической структуры из частиц, вязкость магнитной жидкости начинает достаточно резко возрастать. В результате нарушается нормальная работа подшипника, что выражается в

недопустимом повышении температуры подшипника и переходе от гидродинамического режима трения к граничному. Поэтому критическое значение объемной концентрации дисперсной фазы принято равным 0,52. Результаты расчета ресурса магнитожидкостного подшипника для двух температур эксплуатации и двух различных условий испарения дисперсионной среды, от которых зависит скорость рассеяния пара, приведены в табл. 2.

Таблица 2

Ресурс магнитожидкостных подшипников
при различных условиях испытаний

Условия испытаний		Ресурс, годы	
Положение поверхности испарения	Температура, °С	ММ-ДОС, атмосфера	ММ-ХС, вакуум
Поверхность масла полностью открыта	20	6,9	0,17
	100	0,13	$3 \cdot 10^{-4}$
Масло находится в полости с отверстием	20	28,7	13
	100	0,53	$2 \cdot 10^{-3}$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Из расчетов видно, что долговечность подшипников может быть достаточно высокой (десятки лет) при небольшой температуре и небольшой свободной поверхности магнитной жидкости. Увеличение свободной поверхности магнитной жидкости и особенно температуры приводит к резкому снижению долговечности узла трения. Следовательно, если правильно выбрать состав магнитной жидкости, использовать рациональную конструкцию трибоузла и добиться щадящего температурного режима работы, то испарение дисперсионной среды не будет жестко лимитировать срок службы триботехнического изделия. Если стоимость низколетучего магнитного масла слишком высокая, следует рассмотреть возможность дозаправки или перезаправки узла трения магнитным маслом.

Таким образом, формулы (1), (2), (5), (6) позволяют с приемлемой для инженерных расчетов точностью оценить время, по прошествии которого объемная концентрация дисперсной фазы возрастет до недопустимого значения из-за испарения жидкости – основы магнитного масла. Анализ параметров, входящих в расчетные формулы, дает возможность более рационально подойти к выбору конструкции трибоузлов и магнитного масла с целью достижения заданной долговечности без излишних финансовых затрат.

Библиографический список

1. Магнитные жидкости в машиностроении / Д.В. Орлов [и др.]. М.: Машиностроение, 1993. 272 с.
2. Болотов А.Н., Новикова О.О., Новиков В.В. Влияние присадок на триботехнические характеристики наноструктурных смазочных магнитных масел // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 9. С. 43–47.
3. Михалев Ю.О., Сизов А.П., Дюповкин Н.И. Некоторые свойства магнитных жидкостей и применение их для герметизации подвижных сопряжений машин // Трение и износ. 1987. Т. 8. № 4. С. 697–703.
4. Исследование структурной стабильности магнитных масел для узлов трения / А.Н. Болотов [и др.] // Известия Московского государственного технического университета МАМИ. 2014. Т. 4. № 2 (20). С. 15–17.
5. Савельев Н.О., Измайкин Н.А., Гаврилов В.Д. Применение магнитожидкостных уплотнений и магнитных жидкостей в ракетно-космической технике // Актуальные вопросы современной науки и образования: сборник статей XI Международной научно-практической конференции: в 2 ч., Пенза, 20 июня 2021 года. Ч. 1. Пенза: Наука и Просвещение, 2021. С. 57–61.
6. Расчет на долговечность магнитожидкостных узлов трения, функционирующих в газовой среде / А.Н. Болотов [и др.]. // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвузовский сборник научных трудов. Вып. 10. Тверь: ТвГТУ, 2017. С. 102–107.
7. Болотов А.Н., Новикова О.О., Новиков В.В. Оценка долговечности трибоузлов с магнитной жидкостью по динамике испарения жидкостиносителя // Справочник. Инженерный журнал. 2016. № 3 (228). С. 23–28.
8. Урьев Н.Б. Макроскопические разрывы сплошности и слоистый характер течения структурированных дисперсий в сдвиговом потоке // Физикохимия поверхности и защита материалов. 2012. Т. 48. № 6. С. 503–513.
9. Фертман В.Е. Магнитные жидкости: справочное пособие. Минск: Вышэйш. шк., 1988. 184 с.

УЛЬТРАЗВУКОВОЙ КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НЕСУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ПОДЪЕМНИКА

© Барчуков Д.А., Какорин Д.Д., 2023

В статье приведены технологические особенности применения неразрушающих методов контроля сварных соединений несущих элементов подъемника. Описан ультразвуковой способ контроля, а также используемое оборудование и параметры исследований. Показаны результаты исследований.

Ключевые слова: контроль качества сварных соединений, дефекты сварных соединений, ультразвуковой контроль.

ULTRASONIC QUALITY CONTROL OF WELDED JOINTS LIFT BEARING ELEMENTS

The article presents the technological features of the application of non-destructive testing methods of welded joints of lift bearing elements. The ultrasonic control method is described, as well as the equipment used and the parameters of the studies. The results of the research are presented.

Keywords: quality control of welded joints, defects of welded joints, ultrasonic inspection.

ВВЕДЕНИЕ

Качество выполненного сварного соединения влияет на работоспособность и безопасность всей сварной конструкции. По завершении сварочных работ выполненное изделие должно быть подвергнуто контролю качества сварных соединений с целью обнаружения дефектов.

Выявленные дефекты по возможности необходимо исправить, в противном случае изделие отбраковывают. Часть дефектов можно выявить невооруженным взглядом, однако многие из них трудноразличимы либо находятся в глубине материала.

Методы контроля сварных соединений разделяют на разрушающие и неразрушающие [1, 2].

Разрушающие методы контроля: 1) механические; 2) металлографические; 3) коррозионные.

Неразрушающие методы контроля: 1) внешний осмотр; 2) радиационная дефектоскопия; 3) магнитный контроль; 4) ультразвуковая

дефектоскопия; 5) капиллярная дефектоскопия; 6) контроль сварных швов на проницаемость; 7) прочие (проверка с использованием вихревых токов и т.п.).

Ультразвуковая диагностика (УЗД) сварных швов – это неразрушающий целостности сварочных соединений метод контроля и поиска скрытых и внутренних механических дефектов недопустимой величины и химических отклонений от заданной нормы. Методом ультразвуковой дефектоскопии проводится диагностика различных сварных соединений.

Ультразвуковая диагностика эффективна при выявлении воздушных пустот, химически неоднородного состава (шлаковых включений в металле), а также наличия неметаллических элементов [3].

Качество проведения УЗД зависит от ряда факторов, таких как чувствительность приборов, настройка и калибровка дефектоскопа, выбор подходящего метода диагностики, опыт оператора и др. Контроль швов на пригодность [3] и допуск объекта к эксплуатации невозможен без определения качества всех видов соединений и устранения даже мельчайших дефектов.

С помощью проведения УЗД возможно выявить следующие дефекты: 1) трещины в околошовной зоне; 2) поры; 3) непровары шва; 4) расслоения наплавленного металла; 5) несплошности и несплавления шва; 6) дефекты свищеобразного характера; 7) провисание металла в нижней зоне сварного шва; 8) зоны, пораженные коррозией; 9) участки с несоответствием химического состава; 10) участки с искажением геометрического размера [1, 2].

Для серийного тестирования компонентов и специальных приложений существуют механизированные и автоматизированные процедуры тестирования УЗД. Например, в ультразвуковой технике погружения проверяемые детали «прозванивают» под водой, что также позволяет бесконтактно проверять компоненты со сложной геометрией поверхности.

Благодаря использованию программируемых испытательных роботов и компьютеризированной оценке возможна быстрая и точная автоматизированная ультразвуковая проверка (AUT) в крупномасштабной серии. Другие процедуры специальной проверки УЗД, такие как метод TOFD, метод проверки фазированной матрицы (PAUT) и метод сканирования поверхности (C-Scan), позволяют проводить дополнительные тестовые ситуации и получать более точные результаты. Некоторые лаборатории по испытаниям элементов предлагают специализированные ультразвуковые испытания техники погружения для удовлетворения особых требований к испытаниям УЗК в энергетическом секторе и авиации.

Более неблагоприятным является определение размера дефекта. Надежных методов оценки, к сожалению, не существует, поэтому чаще всего амплитуда отраженного ультразвукового сигнала сравнивается с отраженными амплитудами дефектов рисунка (отражатели в форме круга, отражатели цилиндра).

Размеры дефектов, которые еще можно обнаружить, находятся в диапазоне длины волны ультразвука. При благоприятных условиях этот диапазон начинается с нескольких десятых миллиметра. В менее благоприятных случаях дефекты обнаруживаются только с миллиметрового размера.

Процедура выполнения ультразвуковой дефектоскопии включает в себя этапы:

1. Удаляют краску и ржавчину со сварочных швов длиной не менее 100 мм с обеих сторон.

2. Для получения более точного результата требуется хорошее прохождение ультразвуковых колебаний, поэтому поверхность металла около шва и сам шов обрабатывают трансформаторным, турбинным, машинным маслом или солидолом, глицерином (рисунок).



Подготовка к ультразвуковой дефектоскопии колена подъемника

3. Прибор, предназначенный для решения конкретной задачи ультразвукового контроля, предварительно настраивают по определенному стандарту.

4. Для контроля толщины до 20 мм используют стандартные настройки (зарубки), свыше 20 мм – настраивают АРД-диаграммы.

5. Пьезоэлектрический преобразователь (ПЭП) перемещают продольно-поперечными движениями относительно оси сварного соединения, стараясь при этом повернуть ПЭП вокруг оси на 10–150°.

6. При появлении устойчивого сигнала на экране прибора в зоне проведения УЗК ПЭП поворачивают в сторону максимальной амплитуды отражения ультразвуковых волн.

7. Уточняют, не вызвано ли подобное колебание отражением волны от швов, что часто бывает при УЗД. Если это не так, то фиксируют дефект и записывают его координаты.

8. Контроль сварных швов проводят согласно ГОСТам;

9. Тавровые швы (швы под углом 90°) дополнительно проверяют эхо-методом или по специальным методическим документам.

10. Результаты проверки дефектоскопист заносит в таблицу данных, по которой можно будет легко визуально обнаружить дефект и устранить его.

МЕТОДЫ ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

С целью ультразвукового контроля сварных соединений пяти колен стрелы телескопического подъемника, изготовленного из листа толщиной 4 мм ГОСТ 19903-74, сталь 10ХСНД-3 ГОСТ 6713-91 с применением полуавтоматической сварки в среде углекислого газа, использовали:

ультразвуковой дефектоскоп «Пеленг» УДЗ-103;

преобразователь П121-5-70-400;

стандартные образцы: СО-2 зав. № 6088; СОП-ПС-1-4,0с 2,0×1,0 № 385; настроечный образец (НО) ПС 3-1,0×0,8 № 0531-21; ПС 4-2,0×1,0 № 0532-21.

Параметры ультразвукового контроля: частота – 5,0 МГц, угол ввода – 70°. Настройка браковочного уровня чувствительности – по угловому отражателю в СОП № 385 и НО № 0531-21, НО № 0532-21.

Условия проведения контроля: шероховатость зоны контроля – не более R_z 40. Освещенность контролируемых поверхностей – не менее 500 Лк (определено с помощью люксметра ТКА ПКМ (31)).

Нормативно-техническая документация по проведению контроля: ГОСТ Р 55724-2013 «Контроль неразрушающий. Соединения сварные. Методы ультразвуковые», РД РОСЭК-001-96 «Машины грузоподъемные. Конструкции металлические. Контроль ультразвуковой. Основные положения». Оценка качества – по нормам РД РОСЭК-001-96.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По результатам исследования десяти сварных швов протяженностью от 310 до 625 мм не обнаружено дефектов сварных соединений. Эквивалентная площадь одиночных несплошностей составила $2,0 \times 1,0 \text{ мм}^2$.

Библиографический список

1. Дожделев А.М., Барчуков Д.А., Лаврентьев А.Ю. Технологии сварочного производства: учебное пособие. Тверь: Тверской государственный технический университет, 2020. 160 с.

2. Дожделев А.М. Контроль качества сварных соединений: учебное пособие. Тверь: Тверской государственный технический университет, 2021. 112 с.

3. ГОСТ Р 55724–2013. Контроль неразрушающий. Соединения сварные. Методы ультразвуковые. М.: Стандартинформ, 2019. 31 с.

УДК 539.62

А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова
Тверской государственный технический университет

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ АДГЕЗИИ В КОНТАКТЕ ТИТАНОВЫХ ОБРАЗЦОВ С ЗАЩИТНЫМИ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫМИ ПОКРЫТИЯМИ

© Гусев А.Ф., Нестерова И.Н., 2023

В работе приведены результаты экспериментального исследования адгезии и склонности к схватыванию титана и защитных нитридных ионно-плазменных покрытий на титане при высоких температурах в вакууме. Описаны методика проведения экспериментов и условия испытаний. Определены коэффициенты адгезии как отношение усилия, необходимого для разрыва адгезионного соединения, к нормальной сжимающей нагрузке на контакт. Анализ поверхностей после термомодеформационного процесса показал, что увеличению коэффициента адгезии соответствует увеличение переноса материала покрытия, а коэффициенты адгезии покрытий соответствуют характеру их разрушения, определяемому соотношением прочности и пластичности материала.

Ключевые слова: коэффициент адгезии, нитридные ионно-плазменные покрытия, температура, вакуум.

EXPERIMENTAL STUDY OF ADHESION IN CONTACT OF TITANIUM SAMPLES WITH PROTECTIVE ION-PLASMA COATINGS

The paper presents the results of an experimental study of the adhesion and tendency to setting of titanium and protective nitride ion-plasma coatings on titanium at high temperatures in vacuum. The method of conducting experiments and test conditions are described. The adhesion coefficients are determined as the ratio of the force required to break the adhesive joint to the

normal compressive load on the contact. The analysis of surfaces after the thermal deformation process showed that an increase in the adhesion coefficient corresponds to an increase in the transfer of the coating material, and the adhesion coefficients of coatings correspond to the character of their destruction, determined by the ratio of strength and plasticity of the material.

Keywords: adhesion coefficient, nitride ion-plasma coatings, temperature, vacuum.

Адгезионное взаимодействие поверхностей играет определяющую роль при контактировании деталей машин, трении и изнашивании, а также во многих технологических процессах соединения металлов. При высоких температурах в вакууме велика вероятность образования адгезионного соединения в твердой фазе, т.е. схватывания. В узлах трения схватывание ведет к возрастанию энергетических потерь, повышенному износу и потере работоспособности из-за возникновения заедания в контакте. Несмотря на значительное количество фундаментальных работ в области адгезии и схватывания [1–3], общая теория явления еще не разработана. В настоящее время ведутся активные исследования адгезионного контакта, как теоретические, так и экспериментальные. Цель данной работы заключалась в экспериментальном исследовании титана и нитридных покрытий на титане для установления степени их адгезионного взаимодействия и склонности к схватыванию при высоких температурах в вакууме. Нанесение на контактирующие поверхности защитных покрытий является одним из эффективных способов предотвращения схватывания.

Для изучения адгезионных связей, образующихся между контактирующими под нагрузкой парами материалов и оценки их склонности к схватыванию при высоких температурах, а также для определения прочности этих связей на разрыв были проведены эксперименты по методике, описанной в работе [3]. Измерения выполняли в вакууме на серийной установке для диффузионной сварки со смонтированным специальным приспособлением для сжатия образцов. Образцы и контробразцы были изготовлены из титанового сплава ВТ 22 в виде цилиндров длиной 10 мм и диаметром 30 мм. На торцевую (контактную) поверхность контробразцов методом конденсации с ионной бомбардировкой были нанесены защитные покрытия нитрида титана (TiN), нитрида циркония (ZrN), нитрида молибдена (Mo₂N) и комплексное износостойкое покрытие на основе нитридов алюминия и кремния КПИ [4]. В одном из экспериментов титановый контробразец был без покрытия.

Методика проведения экспериментов заключалась в следующем. Образец и контробразец помещали в вакуумную камеру установки, где они соприкасались очищенными торцевыми поверхностями, а затем камеру вакуумировали до остаточного давления 1,33 МПа. После этого токами высокой частоты осуществляли нагрев образцов до заданной температуры:

300, 500 или 700 °С. Температуру измеряли термопарой, зачеканенной вблизи рабочей поверхности одного из образцов и выведенной на потенциометр, с помощью которого температуру контролировали и регулировали. Прикладывали сжимающую нагрузку такую, чтобы развиваемые контактные напряжения достигали предела текучести $\sigma_{0,2}$ основы (титанового сплава ВТ 22), который при заданных температурах испытаний был равен 828, 191 и 32 МПа соответственно.

Образцы выдерживали под нагрузкой в течение 3 минут, затем нагрузка снималась. Если происходило схватывание контактирующих поверхностей, то связанные между собою силами адгезии образцы разъединяли на разрывной машине с фиксацией требуемого для этого усилия. Зная разрушающее усилие и приложенную нагрузку, определяли коэффициент адгезии как отношение разрушающего усилия к нагрузке [2, 3]. Результаты представлены в таблице.

Коэффициенты адгезии контактирующих пар материалов

Материал поверхности контробразца	Коэффициент адгезии при температуре		
	300 °С	500 °С	700 °С
Сплав ВТ 22	Схватывания нет	1,57	26,7
Нитрид титана TiN		0,066	0,42
Нитрид циркония ZrN		0,036	0,09
Нитрид молибдена Mo ₂ N		0,039	4,74
Композиционное покрытие КПИ		Схватывания нет	4,08

Эксперименты показали, что разрушение мостиков сварки в титановой паре без покрытия происходило в объеме материала – титана. Разрушение соединения в паре «титан – титан» с покрытием происходило по материалу покрытия без отслоения последнего. Таким образом, когезия покрытия была меньше адгезии покрытия к титановой основе, что говорит о правильности выбора технологических режимов ионной бомбардировки и напыления покрытия по обеспечению сцепления покрытия с основой. Напыленные покрытия обладают хорошей адгезией к подложке, поскольку ее обрабатываемая поверхность при ионной бомбардировке очищается от загрязнений и окислов.

Получено, что при 300 °С схватывание поверхностей (как титановых, так и с нанесенными покрытиями) отсутствует. При температуре 500 °С исследованные покрытия уменьшают схватывание по сравнению с контактом незащищенных поверхностей в 20–40 раз, а в контакте с композиционным покрытием КПИ схватывания не наблюдалось. В диапазоне температур 600–700 °С покрытия Mo₂N и КПИ

диссоциируют [5], что сопровождается значительным снижением в экспериментах их защитных свойств при 700 °С.

В отсутствие внешнего сдвигового усилия степень адгезионного взаимодействия определяется степенью пластической деформации поверхности. В жестких условиях эксперимента, когда материал основы течет, важное значение приобретает соотношение прочности и пластичности покрытия. Осмотр поверхности контакта образцов на оптическом металлографическом микроскопе показал, что характер деформирования образцов в результате термодформационного процесса различен. После испытания при 500 °С образцы с покрытиями из нитрида титана и нитрида циркония имеют на поверхности кольцевую полосу шириной 0,14–0,16 мм с регулярными радиальными трещинами. На нитриде циркония трещины расположены через 0,04–0,05 мм, на нитриде титана – через 0,05–0,06 мм. При этом сетка трещин на нитриде циркония менее четкая, чем на нитриде титана. На композиционном покрытии КПИ видны две различающиеся характером контактирования зоны – внутренняя и внешняя (в виде более светлого кольца), но сетки трещин не наблюдается. На нитриде молибдена видны отпечатки шероховатости поверхности контрообразца, полученного чистовым точением. Разделение на зоны контакта и сетка трещин отсутствуют. После деформации при 700 °С процесс разрушения покрытий нитрида титана и нитрида циркония получил дальнейшее развитие: вся контактная поверхность разделилась нерегулярной сеткой трещин на блоки с размерами порядка 0,07×0,03 мм и 0,075×1,4 мм соответственно. На поверхностях с нитридом молибдена и композиционным покрытием разрушений нет, однако наблюдается тепловое травление поверхностей. Описанные картины термодформационного разрушения покрытий полностью воспроизводятся поверхностями соответствующих контрообразцов, поскольку поверхности тоже находятся в состоянии пластического течения.

Флюоресцентный анализ поверхностей контрообразцов после термодформационного процесса на установке VRA-30 показал, что увеличению коэффициента адгезии соответствует увеличение переноса материала покрытия. Это проявляется в увеличении дифракционных пиков от металлического элемента покрытия (Zr, Mo, Al, Si) и уменьшении пиков основы (Ti). В случае контактирования контрообразца с нитридом титана происходит наложение рефлексов от титана основы и титана – элемента покрытия. Разделить эти пики не удалось, но можно предположить, что коэффициент адгезии и перенос материала связаны аналогичным образом. При взаимодействии с нитридом молибдена максимум переноса приходится на 500 °С, а не на 700 °С, что следовало бы ожидать по значениям коэффициента адгезии. При 700 °С интенсивность дифракционной линии молибдена находится на уровне пика молибдена в фоне от основы – титанового сплава. Это дает основание говорить о том,

что в интервале от 500 до 700 °С нитрид молибдена испаряется в вакууме и взаимодействие происходит между менее защищенными титановыми поверхностями. Поведение композиционного покрытия, по-видимому, аналогично.

На основании проведенных экспериментов можно сделать вывод о том, что полученные коэффициенты адгезии покрытий соответствуют их характеру разрушения при термомеханическом процессе, определяемому соотношением прочности и пластичности покрытия. Для композиционного покрытия КПИ снижение коэффициента адгезии практически до нуля при температуре до 500 °С происходит, по-видимому, за счет способности композиционного покрытия релаксировать в микрообъемах возникающие напряжения, в том числе упругие, что повышает пороговую величину перехода от упругих деформаций к пластическим.

Библиографический список

1. Дерягин Б.В., Кротова Н.А., Смилга В.П. Адгезия твердых тел. М.: Наука, 1973. 280 с.
2. Бакли Д. Поверхностные явления при адгезии и фрикционном взаимодействии. М.: Машиностроение, 1986. 359 с.
3. Семенов А.П. Трение и адгезионное взаимодействие тугоплавких материалов при высоких температурах. М.: Наука, 1972. 160 с.
4. А.с. № 1453948 СССР, МПК С23С 14/32. Материал катода электродугового испарителя для нанесения износостойких покрытий № 4150593/24-21: заявл. 24.11.1986; опубл. 20.03.2001 / Н.Б. Демкин, И.Н. Нестерова, А.В. Гашинин. 2 с.
5. Самсонов Г.В. Нитриды. Киев: Наукова думка, 1969. 380 с.

УДК 620.178.1

В.В. Измайлов
Тверской государственный технический университет

К АНАЛИТИЧЕСКОЙ ОЦЕНКЕ РЕСУРСА ФРИКЦИОННОГО СОЕДИНЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ С ПОКРЫТИЕМ

© Измайлов В.В., 2023

Предложена аналитическая зависимость, связывающая величину линейного износа с величиной пути трения в паре трения деталей с покрытием рабочей поверхности. Показано, что при определенной величине линейного износа изменяется скорость изнашивания: увеличивается в случае более твердого, по сравнению с основанием,

покрытия и уменьшается в обратном случае. Важно, что это изменение происходит еще до того, как величина линейного износа достигает величины толщины покрытия. Полученные результаты следует использовать при прогнозировании ресурса фрикционного соединения и для определения величины коэффициента износа по результатам испытаний деталей с покрытием на износостойкость.

Ключевые слова: трение, изнашивание, покрытие поверхности, градиент твердости, ресурс, прогнозирование.

ON THE ANALYTICAL ESTIMATION OF THE LIFETIME OF THE FRICTION CONNECTION OF PARTS WITH COATING

An analytical dependence is proposed that relates the magnitude of linear wear to the magnitude of the friction path in a friction pair of parts with a coating of the working surface. It is shown that at a certain value of linear wear, the wear rate changes: it increases in the case of a coating that is harder than the base and decreases in the opposite case. It is important that this change occurs even before the linear wear reaches the thickness of the coating. The results obtained should be used to predict the lifetime of a friction joint and to determine the value of the wear coefficient based on the results of tests for wear resistance of coated parts.

Keywords: friction, wear, surface coating, hardness gradient, resource, prediction.

Прогнозирование возможных отказов, предельных состояний и ожидаемого ресурса технического устройства необходимо еще на стадии проектирования [1]. В процессе эксплуатации возникает необходимость оценки остаточного ресурса устройства. Известно, что большинство отказов современных технических устройств связано с износом деталей, поэтому одним из критериев предельного состояния является предельный износ [1]. Для оценки ресурса изделия по критерию предельного износа требуются аналитические зависимости, описывающие протекание процесса изнашивания во времени. Изнашивание по своей природе является случайным процессом и должно описываться соответствующими статистическими закономерностями. Однако детерминистские зависимости величины износа от времени также часто используются в трибологии. При этом (ввиду многочисленности факторов, влияющих на процесс изнашивания, и их случайного характера) не существует универсальной аналитической зависимости для описания такого процесса. Авторы обзора [2] насчитали сотни подобных зависимостей, имеющих в литературе по трибологии, и пришли к выводу, что не разработано универсальных уравнений, позволяющих предсказать результат процесса изнашивания.

Среди многочисленных вышеупомянутых детерминистских зависимостей одним из наиболее известных является так называемое уравнение Арчарда (или Хольма – Арчарда) [3–6], которое обычно записывается в виде

$$V = K \frac{N}{H} L, \quad (1)$$

где V – объем изношенного материала; N – нормальная нагрузка в контакте; H – твердость материала; L – путь трения; K – эмпирический коэффициент износа. При постоянной скорости относительного движения трущихся деталей путь трения L пропорционален времени, поэтому уравнение (1) предполагает постоянную скорость изнашивания. Это предположение часто выполняется на практике [1]. В таком случае ресурс фрикционного соединения может характеризоваться как максимальным временем работы, так и максимальной величиной пути трения.

Уравнение Арчарда достаточно универсально и применимо не только к таким распространенным механизмам изнашивания, как абразивное и адгезионное, но и к некоторым другим [4].

При постоянной номинальной площади контакта трущихся поверхностей A_n уравнение (1) можно записать в виде

$$h = K \frac{p_n}{H} L, \quad (2)$$

где $h = V/A_n$ – средняя толщина изношенного слоя; $p_n = N/A_n$ – номинальное контактное давление.

Твердость материала трущихся деталей в уравнениях (1) и (2) подразумевается постоянной в процессе изнашивания, т.е. не зависящей от глубины материала, что часто не выполняется на практике. Причиной градиента твердости по глубине может быть упрочнение или разупрочнение материала в результате механической обработки или специальной упрочняющей технологии, а также наличие покрытия, твердость которого отличается от твердости материала в объеме детали.

Цель данной работы заключается в том, чтобы с помощью уравнения Арчарда проанализировать влияние градиента твердости детали с покрытием на оценку ресурса и других эксплуатационных параметров фрикционного соединения.

Теоретические предпосылки

Для описания зависимости твердости (микротвердости) от глубины материала ранее нами были предложены эмпирические зависимости, хорошо описывающие данную зависимость для поверхностных слоев деталей из самых разных материалов, полученных самыми различными технологиями [7, 8]. В настоящей работе использована еще одна зависимость твердости материала от глубины, выведенная изначально как полуэмпирическая для твердости материала с покрытием [9, 10], которая получила теоретическое обоснование на основе энергетического метода

оценки усилия внедрения индентора в пластический материал [11]. Обсуждаемая зависимость имеет следующий вид:

$$\begin{cases} H(h) = H_f \text{ при } h \leq C\delta, \\ H(h) = H_s + 2C(H_f - H_s)\frac{\delta}{h} - C^2(H_f - H_s)\left(\frac{\delta}{h}\right)^2 \text{ при } h > C\delta, \end{cases} \quad (3)$$

где H – твердость; h – координата, направленная от поверхности вглубь материала (глубина); H_f и H_s – твердости покрытия и подложки соответственно; δ – толщина покрытия; C – эмпирический коэффициент.

Отличие зависимости (3) от предложенных нами ранее не только формальное. В работах [7, 8] твердость рассматривается как характеристика механических свойств материала в слое, расположенном на расстоянии h от поверхности. Она может быть измерена, например, на поперечном или косом шлифе детали с покрытием на разных расстояниях от поверхности. Зависимость (3) получена на основании теоретического описания процесса внедрения индентора в материал детали с покрытием, поэтому величина h здесь является, по сути, глубиной внедрения индентора, а твердость выступает как величина фактического контактного давления. Очевидно, что второй случай ближе к условиям реального контактирования, чем первый.

Зависимость (3) показана на рис. 1 для двух сочетаний твердостей материалов покрытия и подложки – твердого покрытия на более мягком основании и наоборот. Из рис. 1 видно, что влияние подложки на величину твердости материала начинает сказываться при глубине внедрения индентора меньшей, чем толщина покрытия. Это объясняется тем, что глубина распространения зоны пластической деформации под индентором превышает его фактическое заглубление. По этой причине стандарты на измерение твердости вдавливанием индентора (твердость по Виккерсу, по Бринеллю, по Роквеллу) устанавливают требования минимальной толщины образца, в 8–10 раз превышающей глубину отпечатка.

Применим зависимость (3) к расчету величины линейного износа (толщины изношенного слоя) при трении деталей с покрытием. Воспользуемся для этого уравнением (2) с учетом зависимости твердости от глубины.

Для некоторого малого участка пути трения dL уравнение Арчарда можно записать в виде

$$dh = K \frac{p_n}{H(h)} dL,$$

или

$$H(h)dh = Kp_n dL.$$

Последнее выражение представляет собой дифференциальное уравнение с разделяющимися переменными и решается простым интегрированием. Подставляя в него зависимость $H(h)$ для $h > C\delta$ и

выполняя интегрирование при начальных условиях $h = C\delta$ при $L = L_0$, после преобразований приходим к выражению, справедливому при $h > C\delta$:

$$\frac{L}{L_0} = 1 + \frac{H_f}{H_s} \left(\frac{h}{C\delta} - 1 \right) + 2 \left(1 - \frac{H_s}{H_f} \right) \ln \left(\frac{h}{C\delta} \right) + \left(1 - \frac{H_s}{H_f} \right) \left(\frac{C\delta}{h} - 1 \right), \quad (4)$$

где L_0 – путь трения, при котором линейный износ достигает величины, равной $h = C\delta$. При $h < C\delta$ изнашивание происходит при постоянной твердости $H = H_f$, поэтому величину L_0 находим из уравнения (2):

$$L_0 = \frac{C\delta H_f}{K p_n}. \quad (5)$$

Зависимость (4) показана на рис. 2 для двух сочетаний твердостей материалов покрытия и подложки: $H_f > H_s$ и $H_f < H_s$. Видим, что в процессе изнашивания скорость изнашивания деталей с покрытием изменяется: увеличивается при изнашивании твердого покрытия на более мягкой подложке и уменьшается при обратном сочетании твердостей. Такой характер зависимостей относительного износа от пути трения закономерен: при изнашивании твердого покрытия на более мягком основании с ростом пути трения в процесс изнашивания вовлекаются слои менее твердого (а следовательно, менее износостойкого) материала. При изнашивании мягкого покрытия на более твердом основании по мере изнашивания в процесс вовлекаются более твердые и более износостойкие слои.

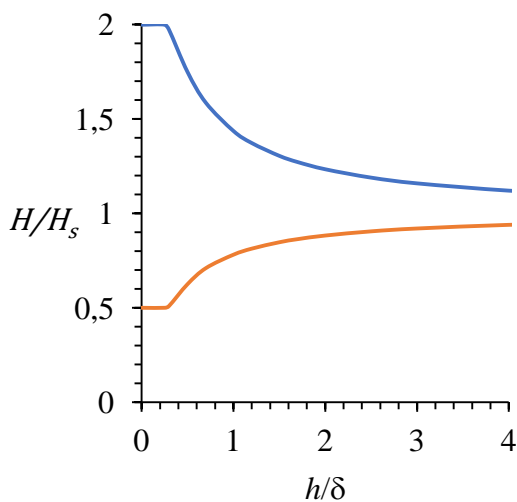


Рис. 1. Зависимость относительной твердости материала с покрытием от глубины: верхняя линия – $H_f/H_s = 2$; нижняя линия – $H_f/H_s = 0,5$; $C = 0,25$

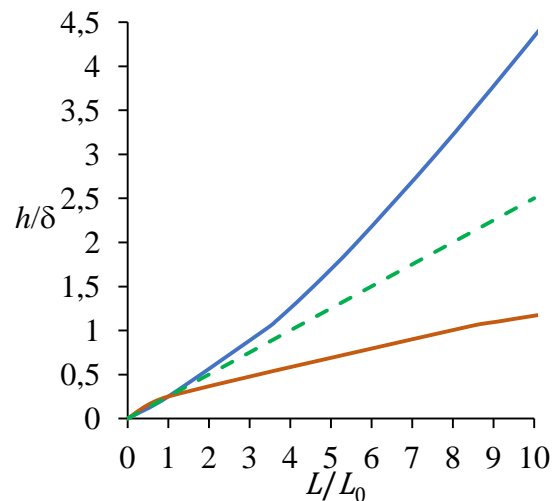


Рис. 2. Зависимость относительного линейного износа от относительного пути трения: верхняя сплошная линия – $H_f/H_s = 2,7$; нижняя сплошная линия – $H_f/H_s = 0,2$; пунктир – без учета изменения твердости; $C = 0,25$

Обсуждение результатов

Обсудим полученные результаты с точки зрения прогнозирования долговечности фрикционного соединения. При прогнозировании ресурса фрикционного узла по критерию предельного износа индикатором предельного состояния назначается предельная величина h , которая выбирается исходя из конструкции, назначения узла и предъявляемых к нему требований [1]. В случае изнашивания детали с покрытием логично за величину предельного износа принять толщину покрытия: $h = \delta$. Очевидно, что при $h > \delta$ покрытие перестает выполнять те функции, которые на него возлагались (например, снижение силы трения, контактного электросопротивления, повышение коррозионной стойкости и т.п.). Данный случай может изменить параметры фрикционного узла, что следует расценивать как параметрический отказ.

Примером сочетания твердостей $H_f/H_s = 2,7$ (см. рис. 2) может служить покрытие из сплава NiPdRe на подложке из латуни Л63. Микротвердость покрытия $H_f = 5\,800$ МПа, подложки $H_s = 2\,100$ МПа. Такое сочетание материалов используется, например, в слаботочных скользящих электроконтактных соединениях. Из зависимости (1) и рис. 2 следует, что отношение $h/\delta = 1$ достигается при относительной величине пути трения $L/L_0 \approx 3,3$. Таким образом, величина $[L] = 3,3 L_0$ может служить оценкой ресурса фрикционного соединения. Если пренебречь влиянием подложки на процесс изнашивания и считать, что вплоть до величины износа h , равной толщине покрытия δ , твердость изнашиваемого материала равна твердости покрытия, то из рис. 2 видно, что в этом случае соотношение $h/\delta = 1$ достигается на пути трения $L/L_0 = 4$, т.е. оценка ресурса $[L] = 4L_0$. Очевидно, что она завышена примерно на 20 % по сравнению с оценкой, учитывающей влияние подложки.

Примером обратного соотношения твердостей $H_f/H_s = 0,2$ может служить покрытие из сплава SnBi на латунной подложке ЛС59-1. Микротвердость покрытия $H_f = 300$ МПа, микротвердость подложки $H_s = 1\,500$ МПа. Подобное сочетание материалов также применяется в слаботочных скользящих электроконтактных соединениях. В этом случае соотношение $h/\delta = 1$ достигается при $L/L_0 \approx 7,8$. Таким образом, оценка ресурса $[L] = 7,8L_0$. Игнорирование влияния подложки приводит к той же оценке $[L] = 4L_0$, что занижено примерно на 50 % по сравнению с оценкой, учитывающей влияние подложки.

Зависимость (2) следует использовать также при экспериментальном определении коэффициента износа K .

Рассмотрим пример с использованием полученных нами экспериментальных результатов. Проводились испытания на изнашивание покрытия SnBi на латунной подложке в режиме граничного трения. Толщина покрытия $\delta = 9$ мкм. Контртелом служил образец из никеля. Номинальное контактное давление $p_n = 1$ МПа, максимальный путь трения

$L = 250$ м. Использовался консистентный смазочный материал на основе диэфиров с литиевым мылом в качестве загустителя. Среднее значение коэффициента трения $f = 0,22$, среднее значение линейной интенсивности изнашивания $I_h = 2,6 \cdot 10^{-8}$.

По известной интенсивности изнашивания определяем среднюю величину линейного износа на пути трения 250 м: $h = 6,5$ мкм. При соотношении $h/\delta = 0,72$ по уравнению (2) определяем отношение $L/L_0 = 4,55$, откуда следует, что $L_0 = 55$ м. По уравнению (3) при $H_f = 300$ МПа находим величину $K = 1,2 \cdot 10^{-5}$. Без учета влияния подложки на процесс изнашивания покрытия по формуле (1) при $I_h = 2,6 \cdot 10^{-8}$ получаем значение коэффициента износа $K = 0,78 \cdot 10^{-5}$, что почти в 1,5 раза меньше, чем с учетом влияния подложки.

Попутно отметим: величина коэффициента износа $K \approx 10^{-5}$ хорошо согласуется с рекомендуемыми в литературных источниках величинами этого коэффициента при адгезионном характере изнашивания в контакте частично совместимых материалов при средней эффективности смазки [12].

Заключение

Анализ полученных результатов и приведенные примеры показывают, что игнорирование градиента твердости материала трущихся деталей, связанного с наличием покрытия рабочей поверхности, может существенно исказить оценку ресурса фрикционного узла по критерию предельного износа. Аналитическая зависимость (4), в которой учитывается этот градиент, рекомендуется в первую очередь для сравнительной оценки влияния характеристик покрытия на ресурс данного конкретного фрикционного соединения при данном режиме эксплуатации. Такая оценка целесообразна, например, для прогнозирования повышения износостойкости фрикционного соединения при применении новых покрытий. Кроме того, зависимость (4) рекомендуется при экспериментальном определении коэффициента износа K для исследуемого покрытия в конкретных условиях эксплуатации.

Не следует ожидать от аналитических зависимостей, аналогичных зависимости (4), точных оценок абсолютного значения ресурса фрикционного соединения, прежде всего из-за принципиальных трудностей в определении коэффициента износа, особенно если это делается на основе справочных данных. Наиболее рациональный путь в данном случае – оценка коэффициента K с использованием опыта эксплуатации аналогичных пар трения [1].

Библиографический список

1. Горленко О.А., Тихомиров В.П., Бишутин Г.А. Прикладная механика: триботехнические показатели качества машин. М.: Юрайт, 2017. 264 с.
2. Meng H.C., Ludema K.C. Wear models and predictive equations: their form and content // *Wear*. 1995. V. 183–185. P. 443–457.
3. Мышкин Н.К., Петроковец М.И. Трение, смазка, износ. Физические основы и технические приложения трибологии. М.: Физматлит, 2007. 368 с.
4. Попов В.Л. Механика контактного взаимодействия и физика трения. От нанотрибологии до динамики землетрясений. М.: Физматлит, 2013. 352 с.
5. Детали машин. Конструкционная прочность. Трение, износ, смазка. Машиностроение. Энциклопедия. М.: Машиностроение, 1995. Т. IV-1. 864 с.
6. *Fundamentals of friction and wear on the nanoscale* / eds. E. Gnecco, E. Meyer. Springer. 2015. 704 p.
7. Измайлов В.В., Афанасьева Л.Е., Новоселова М.В. О прогнозировании ресурса узлов трения по критерию допустимого износа // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 4 (16). С. 5–17.
8. Измайлов В.В., Новоселова М.В. О влиянии упрочняющей обработки поверхностей трения на ресурс трибосопряжения // *Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки»*. 2022. № 3 (15). С. 5–14.
9. Burnett P.J., Rickerby D.S. Assessment of coating hardness // *Surface Engineering*. 1987. V. 3. № 1. Pp. 69–76.
10. Jönsson B., Hogmark S. Hardness measurement of thin films // *Thin Solid Films*. 1984. V. 114. № 3. Pp. 257–269.
11. Измайлов В.В. Влияние покрытий на процессы механического и электрического контактирования шероховатых поверхностей // *Трение и износ*. 1995. Т. 16. № 6. С. 1026–1047.
12. Rabinowicz E. The wear coefficient – magnitude, scatter, uses // *Transactions of the ASME. Journal of lubrication technology*. 1981. V. 103. Pp. 188–193.

**РАСЧЕТНЫЙ МЕТОД ОЦЕНКИ
ПЕРЕХОДНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ
ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ
ЭЛЕКТРОКОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ**

© Измайлов В.В., Митюрёв А.А., 2023

Предложена расчетная модель электроконтактного соединения шероховатых контакт-деталей с промежуточной жидкометаллической средой. Описана упрощенная методика теоретической оценки переходного электросопротивления жидкометаллического контактного соединения, основанная на верхней и нижней оценках проводимости. Полученные результаты сравнивались с другими теоретическими оценками и результатами экспериментального определения переходного сопротивления электроконтактных соединений с жидкометаллической межконтактной средой. Сравнение теоретических и экспериментальных оценок переходного электросопротивления показало их удовлетворительное соответствие.

Ключевые слова: электрический контакт, жидкометаллическая среда, переходное электросопротивление, верхняя и нижняя оценки.

**CALCULATION METHOD FOR ESTIMATION
OF THE TRANSITION RESISTANCE
OF LIQUID-METALLIC ELECTROCONTACT CONNECTIONS**

A computational model of electrical connection of rough contact parts with an intermediate liquid-metal medium is proposed. A simplified method for the theoretical estimation of the transient electrical resistance of a liquid-metal contact joint is described, based on the upper and lower estimates of conductivity. The results obtained are compared with other theoretical estimates and the results of experimental determination of the contact resistance of electrical contacts with a liquid-metal intercontact medium. Comparison of theoretical and experimental estimates of transient electrical resistance showed their satisfactory agreement.

Keywords: electrical contact, liquid metal medium, transient electrical resistance, upper and lower bounds.

Один из способов повышения качества и надежности электроконтактных соединений различного назначения заключается в применении жидкометаллической среды, которая заполняет межконтактный зазор, образованный шероховатостью рабочих поверхностей

контакт-деталей. Исторически первым жидким металлом, использованным в указанных целях, была ртуть [1]. Область применения ртутных контактов достаточно широка: от килоамперных контактов электролизеров и униполярных генераторов до слаботочных контактов автоматики [2]. Однако огромным недостатком ртути, перечеркивающим все достоинства ее как жидкометаллической межконтактной среды, является токсичность. Таким образом, весьма актуальна замена ртутных контактов аналогичными жидкометаллическими, не уступающими по качеству контактирования, но при этом нетоксичными.

Среди прочих жидких металлов – претендентов на роль межконтактной проводящей среды – галлий имеет ряд преимуществ [1–3]. Из всех жидких металлов у него наибольший температурный диапазон жидкого состояния: температура плавления галлия равна 29,8 °С, температура кипения – 1 983 °С. Среди жидких металлов галлий – один из наименее токсичных. Содержание галлия в земной коре достаточно для промышленного применения. Его производство способно удовлетворить потребности промышленности, т.е. галлий относительно недефицитный металл.

По совокупности перечисленных выше свойств галлий и его сплавы являются перспективным материалом для использования в жидкометаллических контактах (ЖМК) [4, 5].

Одна из основных эксплуатационных характеристик любого электроконтактного соединения – контактное электросопротивление. В статье [6] предложены расчетная модель и методика оценки контактного сопротивления с промежуточной жидкометаллической средой, основанные на применении интегральной характеристики контакта шероховатых поверхностей: кривой коэффициента смятия профиля шероховатости, или кривой Эбботта – Файрстоуна (ГОСТ Р ИСО 4287-2014), которую часто называют опорной кривой профиля.

В данной работе используется другой достаточно распространенный метод оценки проводимости. Это метод верхней и нижней оценки. Приведенный ниже теоретический анализ справедлив не только для контактов с жидкометаллической межконтактной средой, но и для любых контактов с промежуточной проводящей средой, например с токопроводящей смазкой.

Теоретические предпосылки

При аналитическом описании контакта с промежуточной проводящей средой (ЖМК) приняты следующие предпосылки. Межконтактный зазор заполнен жидкометаллической средой, так что потоки электрических зарядов через металлический контакт и через промежуточную проводящую среду сравнимы по величине. Поскольку обычно в таких контактах усилие нажатия невелико (промежуточная среда как раз

позволяет снизить усилие нажатия без увеличения сопротивления контакту), то относительная площадь механического контакта выступов (пиков) шероховатости контактирующих поверхностей и их деформация также невелики и в данной модели не учитываются.

Расчетная модель ЖМК показана на рис. 1а. Фактически она представляет собой сочетание стержневой и сферической моделей единичных выступов (пиков) шероховатости, которые используются в трибологии для расчета основных характеристик контакта. Распределение материала в шероховатом слое описывается вышеупомянутой опорной кривой, схематически изображенной на рис. 1б в относительных координатах $\eta = f(\varepsilon)$, где $\eta = A_r/A_n$ – отношение фактической площади контакта A_r к номинальной площади A_n ; $\varepsilon = y/H_{\max}$ – относительное сближение контактирующих твердых поверхностей (y – координата, отсчитанная по вертикали от линии выступов, проходящей через вершину самого высокого выступа, H_{\max} – максимальная высота шероховатого слоя). Опорная кривая (т.е. зависимость $\eta = f(\varepsilon)$) в начальной части (при $\varepsilon \leq \beta$) хорошо описывается формулой Н.Б. Демкина:

$$\eta = \alpha t_m \left(\frac{\varepsilon}{\beta} \right)^{\nu},$$

где $0,5 \leq \alpha \leq 1$ – коэффициент, зависящий от характера деформации шероховатости (упругая или пластическая); t_m – относительная опорная длина профиля шероховатости на уровне средней линии; $\beta = R_p/H_{\max}$ (R_p – максимальная высота пика профиля); ν – эмпирический показатель степени.

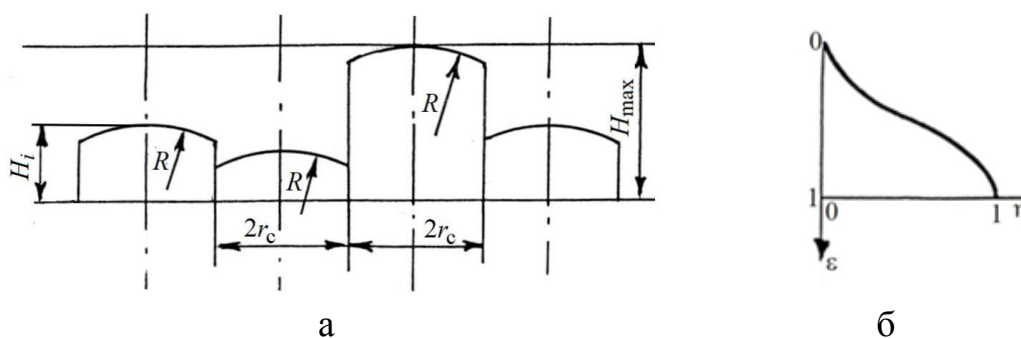


Рис. 1. Модель шероховатой поверхности (а) и опорная кривая (б):

R – радиус кривизны вершин пиков шероховатости;

r_c – радиус площадки единичного контакта

Описанная ниже расчетная методика позволяет оценить так называемое переходное сопротивление контакта, равное, согласно ГОСТ 14312-79, отношению падения напряжения на контактном переходе к току через этот переход. Контактный переход в данном случае геометрически ограничен толщиной шероховатого слоя контактирующих

деталей, т.е. суммой максимальных высот шероховатости контактирующих деталей: $H_{\max 1} + H_{\max 2}$ (см. рис. 1). Надо помнить, что переходное сопротивление составляет только часть сопротивления контакта, которое, согласно ГОСТ 14312-79, включает в себя, помимо переходного сопротивления, еще и сопротивление контакт-деталей.

Верхняя оценка переходного сопротивления

Верхнюю оценку переходного сопротивления можно получить с помощью разбиения области проводимости трубками тока (рис. 2а).

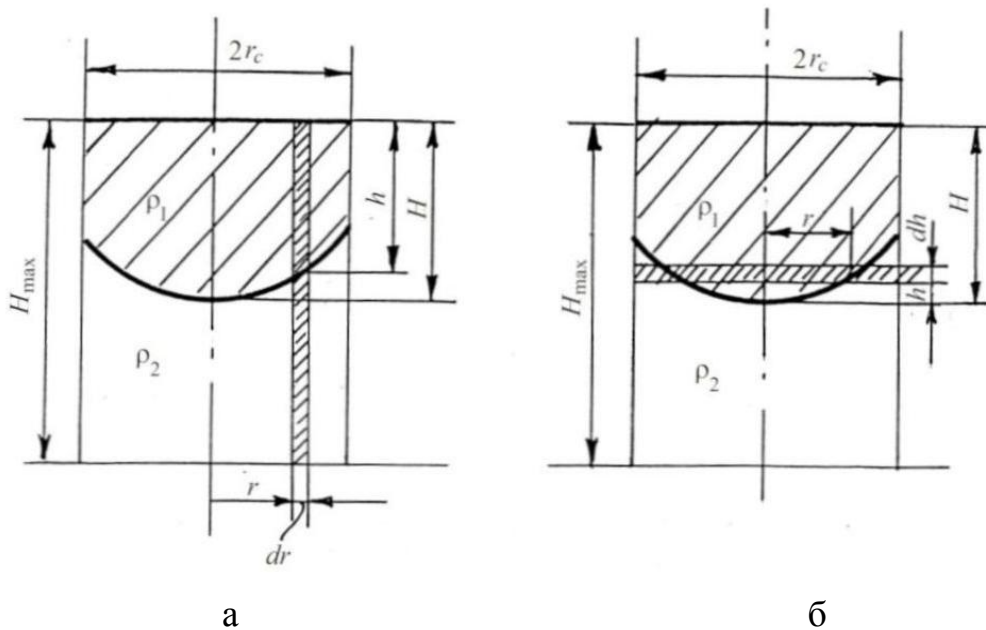


Рис. 2. Разбиение области контактирования единичного выступа (пика) шероховатости трубками тока (а) и эквипотенциальными поверхностями (б)

Сопротивление отдельной трубки тока, согласно рис. 2а,

$$dR = \frac{\rho_1 h}{2\pi r dr} + \frac{\rho_2 (H_{\max} - h)}{2\pi r dr} = \frac{\rho_1 H + \rho_2 (H_{\max} - H) + (\rho_2 - \rho_1) r^2 / 2R}{2\pi r dr},$$

где $h = H - \frac{r^2}{2R}$.

Проводимость всей области контакта находим интегрированием:

$$\Lambda = 2\pi \int_0^{r_c} \frac{r dr}{\rho_1 H + \rho_2 (H_{\max} - H) + (\rho_2 - \rho_1) r^2 / 2R}.$$

Выполняя интегрирование, получим

$$\Lambda = \frac{2\pi R}{\rho_2 - \rho_1} \ln \left\{ 1 + \frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_1} \frac{r_c^2}{2RH} \frac{1}{1 + \frac{\rho_2}{\rho_1} \left(\frac{H_{\max} - 1}{H} \right)} \right\}. \tag{1}$$

На основании принятой расчетной модели и сделанных допущений будем считать $H_{\max} = 2R_p$, радиус кривизны вершин выступов (пиков) шероховатости $R = \frac{r_c^2}{2R_p}$, среднее значение $H = R_p + \frac{R_p}{v} = R_p \frac{v+1}{v}$, откуда $\frac{H_{\max}}{H} - 1 = \frac{v-1}{v+1}$. Тогда на основании уравнения (1) получаем для верхней оценки переходного сопротивления

$$R_{\text{го}} = R_0 \frac{k-1}{2} \cdot \frac{1}{\ln \left[1 + \frac{v}{v+1} \cdot \frac{k-1}{1+k \frac{v-1}{v+1}} \right]}, \quad (2)$$

где $R_0 = \frac{2R_p \rho_1}{A_n}$ – сопротивление сплошного слоя твердого металла с удельным сопротивлением ρ_1 , высотой, равной высоте шероховатого слоя $2R_p$, и площадью, равной номинальной площади контакта A_n ; $k = \rho_2/\rho_1$, где ρ_2 – удельное сопротивление жидкого металла межконтактной среды.

При $k \rightarrow 1$ из формулы (2) получаем очевидный результат: $R_{\text{го}} \rightarrow R_0$.

Нижняя оценка переходного сопротивления

Нижнюю оценку переходного сопротивления получим с помощью разбиения области проводимости эквипотенциальными поверхностями (см. рис. 2б). На сферическом участке выступа шероховатости проводимость

$$d\Lambda = \left(\frac{\rho_1 dh}{\pi r^2} \right)^{-1} + \left[\frac{\rho_2 dh}{\pi (r_c^2 - r^2)} \right]^{-1},$$

откуда

$$dR = \frac{\rho_1 \rho_2 dh}{\rho_1 \pi r_c^2 + (\rho_2 - \rho_1) 2\pi R h}.$$

Интегрирование данного выражения по h в пределах от 0 до $r_c^2/2R$ дает общее сопротивление сферического участка контакта

$$R_{\text{сф}} = \int_0^{r_c^2/2R} \frac{\rho_1 \rho_2 dh}{\rho_1 \pi r_c^2 + (\rho_2 - \rho_1) 2\pi R h} = \frac{\rho_1 \rho_2}{(\rho_2 - \rho_1) 2\pi R} \ln \left(\frac{\rho_2}{\rho_1} \right).$$

К данному сопротивлению необходимо прибавить сопротивление цилиндра высотой $H - r_c^2/2R$ из материала с удельным сопротивлением ρ_1 и сопротивление цилиндра высотой $H_{\max} - H$ из материала с удельным сопротивлением ρ_2 . В результате общее сопротивление

$$R = (\rho_1 - \rho_2) \frac{H}{\pi r_c^2} + \rho_2 \frac{H_{\max}}{\pi r_c^2} - \frac{\rho_1}{2\pi R} \left[1 - \frac{\rho_2}{\rho_2 - \rho_1} \ln \left(\frac{\rho_2}{\rho_1} \right) \right].$$

Выражая величины R , H и H_{\max} через характеристики шероховатости R_p и ν аналогично тому, как это сделано выше, после преобразований получим формулу для нижней оценки переходного сопротивления:

$$R_{\text{но}} = R_0 \left[\frac{1-k+k\nu}{2\nu} + \frac{k}{2(k-1)} \ln k \right]. \quad (3)$$

При $k \rightarrow 1$ из формулы (3) получаем $R_{\text{но}} \rightarrow R_0$.

Обсуждение результатов

Аналитические зависимости (2) и (3) для верхней и нижней оценок переходного сопротивления жидкометаллического контакта можно представить в единообразной форме:

$$R = R_0 \Phi,$$

где параметр Φ для верхней и нижней оценок вычисляется по формулам:

$$\Phi_{\text{во}} = \frac{k-1}{2 \ln \left[1 + \frac{\nu}{\nu+1} \frac{k-1}{1+k \frac{\nu-1}{\nu+1}} \right]}; \quad (4)$$

$$\Phi_{\text{но}} = \frac{1-k+k\nu}{2\nu} + \frac{k}{2(k-1)} \ln k. \quad (5)$$

Зависимости параметров $\Phi_{\text{во}}$ и $\Phi_{\text{но}}$ от отношения удельных сопротивлений жидкого и твердого металлов $k = \rho_2/\rho_1$ представлены на рис. 3.

За окончательную оценку величины переходного сопротивления рекомендуется принимать среднее значение параметра Φ : $\Phi_{\text{ср}} = \frac{1}{2}(\Phi_{\text{во}} + \Phi_{\text{но}})$, а погрешность расчетов рассчитывать по формуле $E = \frac{\Phi_{\text{во}} - \Phi_{\text{но}}}{\Phi_{\text{ср}}}$. В диапазоне значений $1,5 \leq \nu \leq 3$ и $0,1 \leq k \leq 10$ величина $E \leq 28\%$, а в диапазоне $0,2 \leq k \leq 5$ при тех же значениях ν величина $E \leq 15\%$.

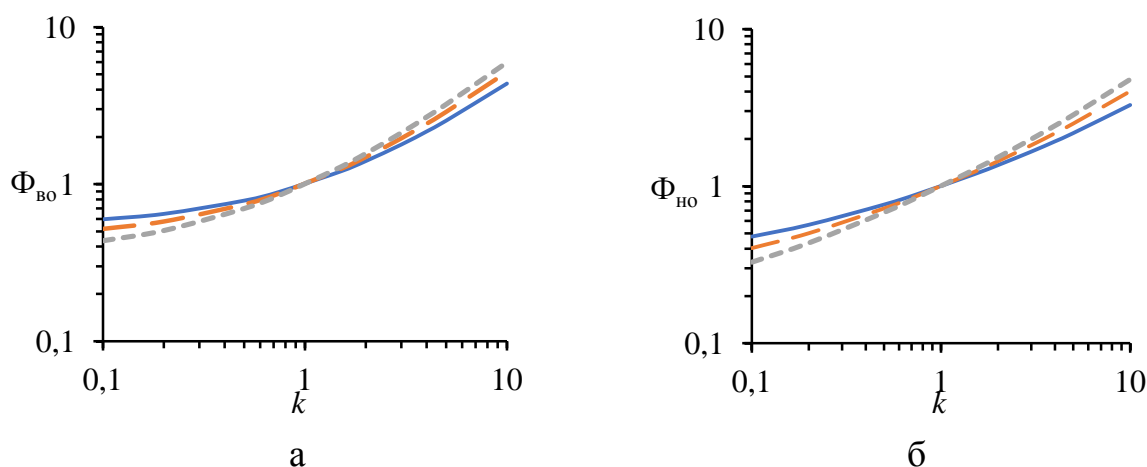


Рис. 3. Зависимость параметров $\Phi_{\text{во}}$ (а) и $\Phi_{\text{но}}$ (б) от отношения $k = \rho_2/\rho_1$:
 — $\nu = 1,5$; --- $\nu = 2$; - - - $\nu = 3$

Согласно формулам (4) и (5), оценка переходного сопротивления не зависит от нормального давления (усилия контактного нажатия). Это следствие принятых в данной модели исходных предпосылок, сформулированных выше. Для оценки правомерности такого упрощения модели целесообразно сравнить полученные с ее помощью результаты с результатами расчетов по модели ЖМК, учитывающей деформацию шероховатости и, следовательно, влияние нормальной нагрузки на переходное сопротивление ЖМК. Подобная модель описана в статье [6]. Сравнение представлено на рис. 4. При малых контактных давлениях оценки параметра Φ , рассчитанные на основании сравниваемых моделей, близки, что можно воспринимать как свидетельство адекватности моделей ЖМК реальным объектам.

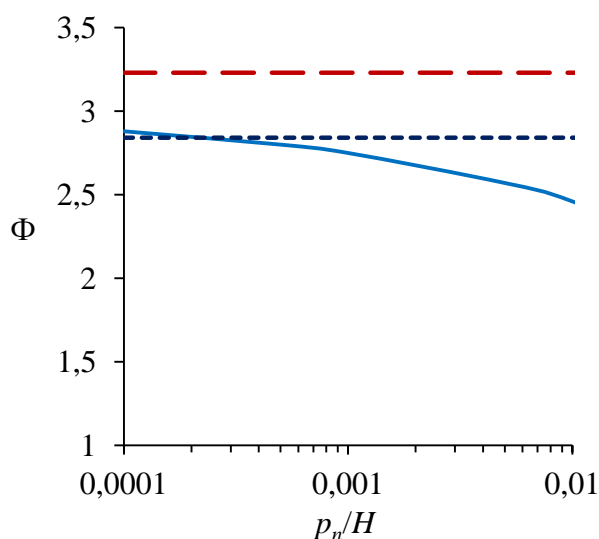


Рис. 4. Сравнение величин параметра Φ по методу верхней и нижней оценки и по модели, учитывающей деформацию шероховатости [6]:
 — — — расчет по модели [6]; — — — — $\Phi_{во}$ по формуле (4);
 - - - - $\Phi_{но}$ по формуле (5); $\nu = 3, k = 5$;
 p_n — номинальное контактное давление; H — твердость

Наконец, приведем сравнение результатов оценки переходного сопротивления ЖМК по описанной модели с экспериментальными значениями, представленными в статье [6]. Экспериментальные образцы и методика экспериментов подробно описаны в указанной статье и здесь не приводятся. Имеющаяся в таблице стандартная характеристика шероховатости рабочих поверхностей контакт-деталей R_z (максимальная высота профиля шероховатости по ГОСТ Р ИСО 4287-2014) принимается равной максимальной высоте шероховатого слоя, т.е. $H_{max} \approx R_z$. Строго говоря, $R_z \leq H_{max}$, но различие между этими параметрами небольшое. В таблице представлены диапазон экспериментальных значений, верхняя и

нижняя оценки переходного сопротивления ЖМК, образованного твердометаллическими контакт-деталлями и межконтактной жидкометаллической средой. В качестве последней использовали эвтектику GaInSn (62 масс. % Ga; 25 масс. % In; 13 масс. % Sn; $T_{пл} = 10,3 \text{ }^\circ\text{C}$) с удельным сопротивлением $\rho_2 = 33,6 \text{ мкОм}\cdot\text{см}$ (при $30 \text{ }^\circ\text{C}$).

Диапазон экспериментальных значений переходного сопротивления в таблице соответствует диапазону номинального контактного давления $p_n = 0,5\text{--}5 \text{ МПа}$, который используется в экспериментальной установке [6]. Напомним, что, согласно описываемой расчетной модели, переходное сопротивление считается не зависящим от номинального давления.

Оценки переходного сопротивления ЖМК

Материал твердометаллических контакт-деталей	Максимальная высота профиля R_z , мкм	Значения переходного сопротивления, нОм		
		Расчет		Эксперимент
		$R_{но}$	$R_{во}$	
Медь М1	140	39	60	38–54
Латунь ЛС59-1	125	57	65	52–90
Никель НП2	125	62	70	24–87

Соответствие расчетных и экспериментальных значений переходного сопротивления, приведенных в таблице, можно считать вполне удовлетворительным.

Заключение

Результаты теоретических и экспериментальных исследований, приведенные выше, подтверждают основное преимущество ЖМК перед традиционными электроконтактными соединениями твердометаллических контакт-деталей, а именно малое переходное сопротивление, сравнимое с сопротивлением неразборных сварных или паяных контактных соединений. При этом ЖМК сохраняют возможность разборки без разрушения контактного соединения, а также возможность относительного тангенциального перемещения контакт-деталей (скользящий электрический контакт). Малое переходное сопротивление ЖМК достигается уже при небольших усилиях нажатия, что упрощает конструкцию электроконтактного устройства, а в случае скользящего контакта снижает износ контакт-деталей. Кроме того, малое переходное сопротивление практически исключает перегрев контакт-деталей, что значительно повышает пожаробезопасность электросети.

Единственным существенным недостатком ЖМК является рабочий температурный диапазон, ограниченный положительными температурами. Для галлиевых эвтектик это температура не ниже +3 °С (сплав GaInSnZn – 61 масс. % Ga; 25 масс. % In; 13 масс. % Sn; 1 масс % Zn).

Библиографический список

1. Maribo D., Gavrilash M., Reilly P.J., Lynch W.A., Sondergaard N.A. Comparison of several liquid metal sliding electric contacts // Proceedings of the 56th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts. IEEE, 2010. Pp. 1–7.
2. Основы теории электрических аппаратов / под ред. П.А. Курбатова. СПб.: Лань, 2021. 592 с.
3. Галлий: технологии получения и применение жидких сплавов: монография / С.П. Яценко [и др.]. М.: РАН, 2020. 344 с.
4. Ga-based liquid metal: A novel current-carrying lubricant / J. Guo [et al.] // Tribology International. 2019. V. 135. Pp. 457–462.
5. Liquid metal as novel lubricant in a wide temperature range from –10 to 800 °C / Yi Li [et al.] // Materials Letters. 2018. V. 215. Pp. 140–143.
6. Измайлов В.В., Митюрёв А.А. К расчету проводимости электроконтактных соединений с промежуточной жидкометаллической средой // Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки». 2023. № 3 (19). С. 5–16.

УДК 621.7

К.А. Сахаров, Л.Е. Афанасьева
Тверской государственный технический университет

МИКРОСТРУКТУРА ИЗНОСОСТОЙКОГО ПОКРЫТИЯ Co-Ni-Cr-W

© Сахаров К.А., Афанасьева Л.Е., 2023

Представлены результаты экспериментальных исследований микроструктуры покрытия Co-Ni-Cr-W, полученного порошковой наплавкой с помощью многоканального CO₂-лазера. Показано, что линия сплавления параллельна поверхности покрытия и имеет однородное строение. Микротвердость наплавленного металла – около 6 000 МПа. Продемонстрирована эффективность применения многоканальных лазеров для порошковой наплавки износостойких покрытий.

Ключевые слова: сплав Co-Ni-Cr-W, износостойкое покрытие, многоканальный лазер, лазерная наплавка.

MICROSTRUCTURE OF WEAR-RESISTANT CO-Ni-Cr-W COATING

The results of experimental studies of the microstructure of the Co-Ni-Cr-W coating obtained by powder surfacing using a multichannel CO₂ laser are presented. It is shown that the fusion line is parallel to the coating surface and has a homogeneous structure. The microhardness of the deposited metal is about 6 000 MPa. The efficiency of using multichannel lasers for powder surfacing of wear-resistant coatings is shown.

Keywords: Co-Ni-Cr-W alloy, wear-resistant coating, multichannel laser, laser cladding.

Покрyтия из сплавов, содержащих кобальт, обладают повышенной пластичностью, коррозионной стойкостью, износостойкостью, жаростойкостью [1, 2]. Существуют различные системы легирования кобальтовых сплавов. Наиболее широкое практическое использование в настоящее время получили сплавы систем Co-Cr-W-C и Co-Cr-(W/Mo)-(Ni/Fe)-C с добавлением кремния и бора (стеллиты). Из-за высокой стоимости кобальта наблюдается общая тенденция к уменьшению его содержания в составе покрытий. К экономно легированным относятся сплавы систем Co-Ni-Cr-B-Si и Co-Ni-Cr-W.

Применение износостойких кобальтовых сплавов разнообразное: от аэрокосмических подшипников до зубьев промышленных пил. Кроме того, они успешно используются при наплавке деталей запорной арматуры (в частности, на уплотнительные поверхности клапанов) и в других отраслях [1–4].

Износостойкие покрытия наносят различными способами: газотермическим напылением, электродуговой, лазерной, плазменной наплавкой и т.д. Известно, что структура и свойства покрытий, имеющих одинаковый состав, но полученных различными технологиями, могут значительно различаться. Следовательно, важной задачей является контроль формирующегося структурного состояния материала покрытия для получения наилучшего комплекса эксплуатационных свойств [5–7].

В связи с интенсивным развитием лазерной техники расширяются технологические возможности применения порошковой лазерной наплавки для нанесения износостойких покрытий. Цель настоящей работы заключается в том, чтобы металлографическими методами провести анализ структурного состояния покрытия состава Co-Ni-Cr-W, полученного порошковой наплавкой с помощью многоканального лазера.

Материалы и методы исследований. Порошковую наплавку образцов выполняли с помощью непрерывного излучения многоканального (40 лучей) CO₂-лазера на комплексе модели АЛТКУ-3. Использовали порошок марки ПГ-10К-01, содержащий (масс. %) 1,3–1,7 С;

22–25 Cr; 28–32 Ni; до 2 % Fe; 0,8–1,3 Si; 1,2–1,8 В; 3,5–4,5 W; ост. Со. Гранулометрический состав – 30–110 мкм. Исследования структуры проводили на растровом электронном микроскопе (РЭМ) модели JEOL JSM-6610LV. На рис. 1 показаны частицы используемого порошка.

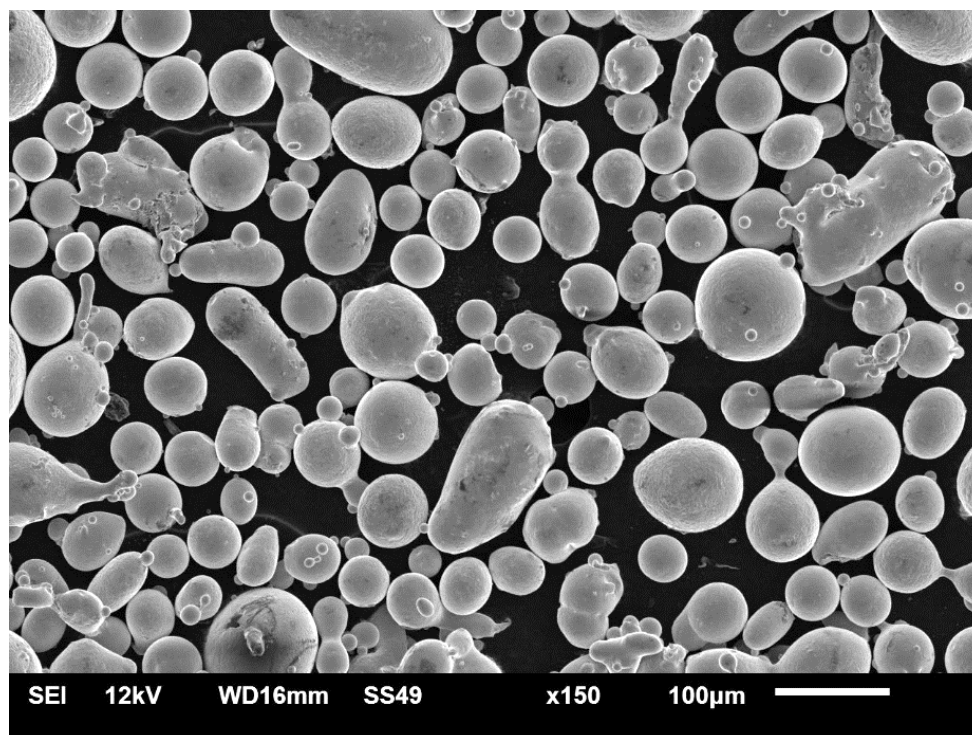


Рис. 1. РЭМ-изображение частиц порошка марки ПГ-10К-01

Легирование сплава бором и кремнием приводит к самофлюсованию. При наплавке образуется стекловидное шлаковое покрытие, защищающее наплавляемый металл от взаимодействия с воздухом, т.е. специальная защита ванны расплава во время наплавки не требуется. Легирование никелем повышает пластичность и дополнительно придает покрытию высокую коррозионную стойкость.

В качестве подложки использовали сталь 40Х (ГОСТ 4543-2016). Режимы наплавки: мощность – 1,8 кВт, диаметр пятна – 6 мм, скорость сканирования луча – 3 мм/с, перекрытие валиков – 50 %.

Микротвердость измеряли на приборе ПМТ-3 (согласно ГОСТ 9450-76) при усилии 1,96 Н. В качестве индентора применяли алмазную четырехгранную пирамидку с квадратным основанием.

Результаты исследований. На рис. 2 представлено РЭМ-изображение наплавленного покрытия. Толщина наплавленного слоя составляет около 700 мкм. Линия сплавления имеет однородное строение, проплавление подложки незначительное. Известно, что при наплавке линия сплавления имеет характерный профиль, повторяющий распределение плотности мощности лазерного излучения по сечению

дорожки. По мере приближения к поверхности подложки наблюдается частичное перемешивание материала наплавки и подложки. Для формирования наплавленных слоев, равномерных по толщине, с малым коэффициентом перемешивания (0,05–0,15) (за счет незначительного проплавления основы), важную роль играет степень однородности интегрального тепловложения по ширине дорожки. Исследования шлифов наплавленного покрытия подтвердили факт того, что многоканальные лазеры удовлетворяют этому требованию.

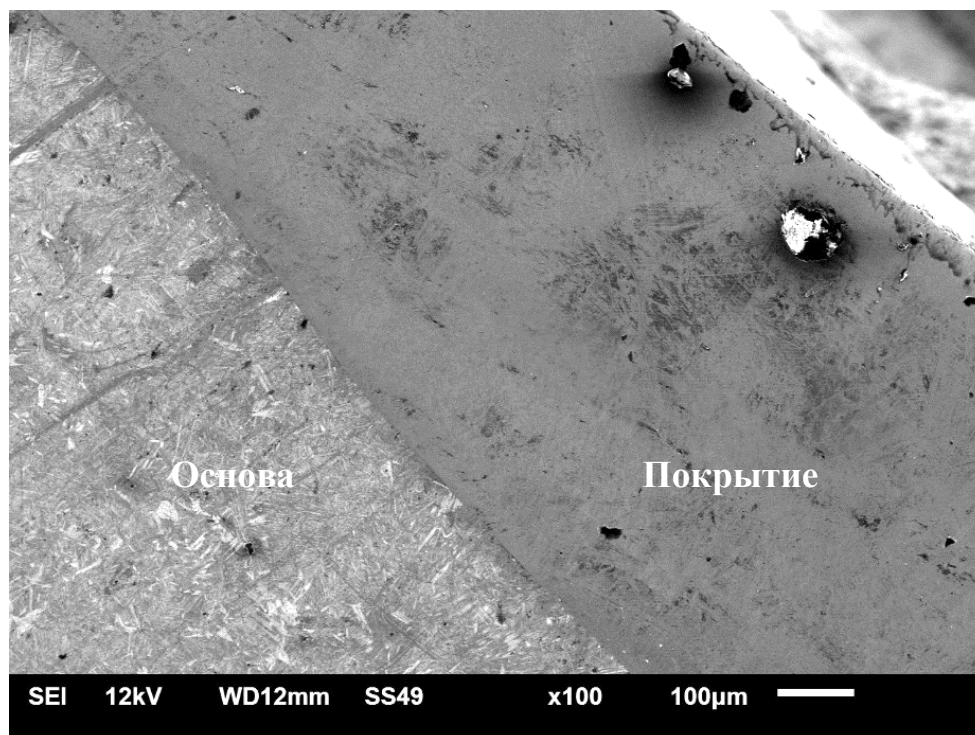


Рис. 2. РЭМ-изображение наплавленного покрытия (поперечный шлиф)

В наплавленном металле вблизи поверхности покрытия выявлены отдельные поры округлой формы диаметром 50–100 мкм. Они располагаются вблизи поверхности покрытия. Наплавленный металл имеет дендритное строение. Фазовый состав покрытия состоит из твердого раствора на основе кобальта и никеля, эвтектики, содержащей борид кобальта, и упрочняющих фаз в виде карбидов, боридов и карбоборидов. Микротвердость наплавленного металла высокая, $HV = 6\,000 \pm 140$ МПа.

На рис. 3 представлены РЭМ-изображения микроструктуры наплавленного покрытия, полученные при разных увеличениях.

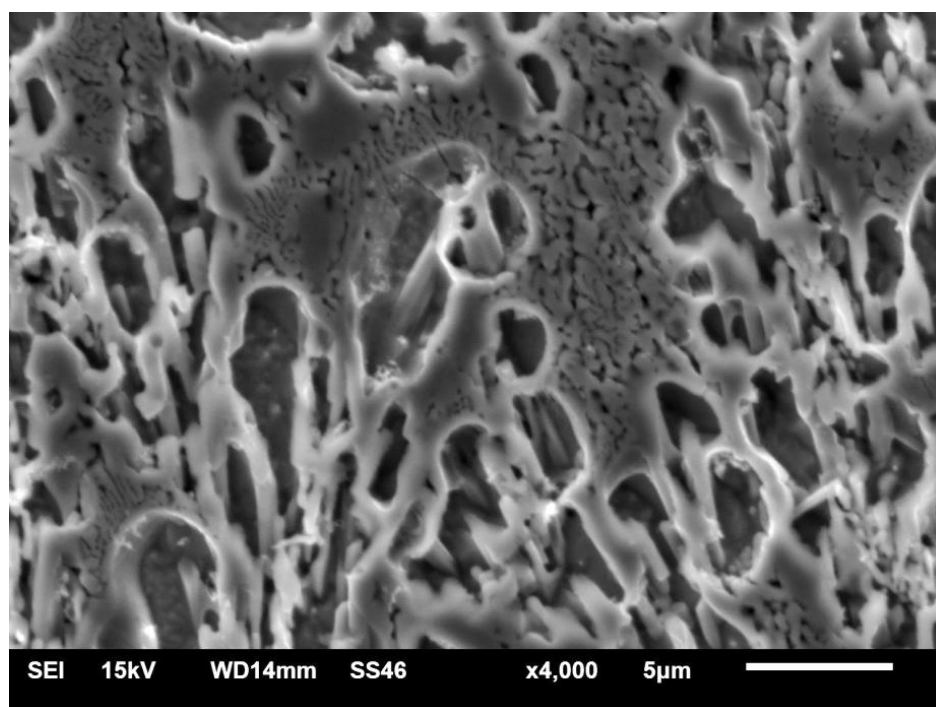
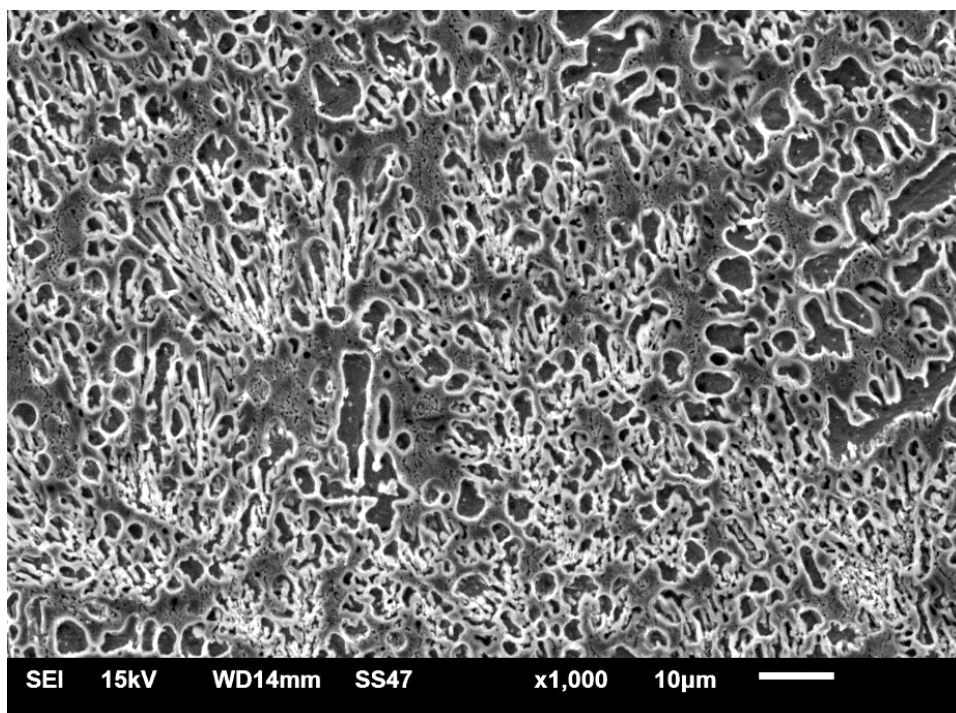


Рис. 3. РЭМ-изображения микроструктуры наплавленного покрытия, полученные при разных увеличениях

Вывод. Проведенные исследования позволили выявить гетерогенную микроструктуру наплавленного покрытия Co-Ni-Cr-W. В фазовый состав входит твердый раствор на основе кобальта и никеля, обладающий повышенной пластичностью, а также эвтектика, содержащая борид

кобальта и ряд упрочняющих фаз: карбидов, боридов и карбоборидов, имеющих повышенную твердость. Микротвердость наплавленного слоя – около 6 000 МПа. Проведенная работа показала высокую эффективность и производительность порошковой наплавки с помощью многоканальных лазеров.

Металлографические исследования выполнены с использованием оборудования регионального центра коллективного пользования на базе Тверского государственного университета.

Библиографический список

1. Savrai R.A., Soboleva N.N., Malygina I.Yu., Osintseva A.L. The structural characteristics and contact loading behavior of gas powder laser clad CoNiCrW coating // Optics & Laser Technology. 2020. V. 126. 106079.

2. Dashen W.Z., Xin X.M.L., Shiqin L. Effect of Co-Ni-Cr-W and Ni-Cr-B-Si Alloy Coatings Upon the Hot Corrosion-fatigue Resistance of Several Heat-Resisting Steels // Journal of Chinese Society for Corrosion and protection. 2009. V. 1. №. 4. Pp. 60–67.

3. Phase Transformations in Co-Ni-Cr-W Alloys During High Temperature Exposure to Steam Environment / J. Zhang [et al.] // Journal of Phase Equilibria and Diffusion. 2018. V. 39. Pp. 387–400.

4. Zhang X., Pan T., Li W., Liou F. Experimental characterization of a direct metal deposited cobalt-based alloy on tool steel for component repair // Jom. 2019. V. 71. Pp. 946–955.

5. Измайлов В.В., Новоселова М.В. О влиянии упрочняющей обработки поверхностей трения на ресурс трибосопряжения // Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки». 2022. № 3 (15). С. 5–14.

6. Афанасьева Л.Е., Раткевич Г.В. Лазерная наплавка покрытия NiCrBSiFe-WC с помощью многоканального лазера // Письма о материалах. 2018. Т. 8. № 3 (31). С. 268–273.

7. Афанасьева Л.Е., Раткевич Г.В., Новоселова М.В. Роль структурного фактора в повышении износостойкости Ni – Cr – В – Si-покрытия после лазерной обработки // Металловедение и термическая обработка металлов. 2019. № 9. С. 55–60.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАЗРУШЕНИЯ СЛАБЫХ ГОРНЫХ ПОРОД

© Горлов И.В., Болотов А.Н.,
Митусов П.Е., Полетаева Е.В., 2023

Для анализа процесса разрушения слабых горных пород предлагается модель, основанная на энергетическом методе расчета контактных давлений. Представленная модель позволяет описать процесс разрушения слабых горных пород, обладающих пластическими свойствами, при разработке нового типа измельчительного оборудования. Представлены результаты теоретического анализа процесса разрушения.

Ключевые слова: энергетический метод расчета, контактные давления, поля линий скольжения, сдвиговые напряжения, тангенциальные скорости.

MODELING THE PROCESS OF DESTRUCTION WEAK ROCKS

To analyze the process of destruction of weak rocks, a model based on the energy method for calculating contact pressures is proposed. The presented model makes it possible to describe the process of destruction of weak rocks with plastic properties in the development of a new type of grinding equipment. The results of a theoretical analysis of the fracture process are presented.

Keywords: energy calculation method, contact pressures, fields of slip lines, shear stresses, tangential velocities.

ВВЕДЕНИЕ

При разработке нового измельчительного оборудования решается широкий спектр задач (повышение эффективности процесса измельчения, достижение требуемых параметров переработанного материала и др.). Для выявления основных свойств процесса измельчения в конкретных условиях необходимо использовать математические модели (ММ), основанные на известных закономерностях и отвечающие условиям деформирования. При разработке ММ для описания объекта применяются различные по степени универсальности математические средства, которые характеризуют полноту отображения в принятой модели свойств исследуемого процесса или объекта. При этом в большинстве случаев вовсе не обязательно, чтобы модель отображала все возможные свойства объекта. Параметры точности принятой ММ могут оцениваться степенью соответствия эмпирических параметров и этих же значений, полученных с помощью оцениваемой модели.

Выбор конкретного типа ММ зависит от условий поставленной задачи и определяется как ее физической сущностью, так и формой отображения исходной информации и общей целью моделирования.

Математическую модель в общем виде можно представить как

$$F = f(x, y),$$

где x – изменяемые переменные; y – неизменяемые переменные; f – функция описания модели; F – ожидаемое значение функции.

Кроме того, необходимо представить ограничения, используемые в модели, которые в общем виде можно выразить как

$$\psi(x, y) = const.$$

При разработке математической модели необходимо решить ряд задач/

1. Выявление свойств, которые должны отражаться в модели.
2. Выявление исходной информации об отображаемых свойствах.
3. Синтез архитектуры модели.
4. Формирование функциональных связей между параметрами модели.
5. Определение числовых значений для параметров модели.
6. Проверка адекватности модели.

МОДЕЛЬ РАЗРУШЕНИЯ СЛАБЫХ ПОРОД, ОБЛАДАЮЩИХ ПЛАСТИЧЕСКИМИ СВОЙСТВАМИ

При моделировании процесса пластического деформирования, который происходит при разрушении горных пород, обладающих пластическими свойствами (гипса, талька, слабых известняков, мела и др.) [1], нужно получить математическую зависимость, описывающую процесс с точки зрения взаимосвязи силовых и геометрических параметров деформации.

В ряде исследований было установлено, что в условиях всестороннего сжатия горные породы, обладающие пластическими свойствами, при разрушении формируют критические площадки разрушения – потенциальные поверхности скольжения.

В статье [2] автором представлен критерий разрушения породы:

$$\sigma_3 = \sigma_1 - 2C \sqrt{1 + \frac{\operatorname{tg} \varphi \sigma_1}{C}}, \quad (1)$$

где σ_1, σ_3 – главные напряжения; C – сцепление (аналогично пределу прочности на сдвиг); φ – величина угла внутреннего трения.

С ростом сжимающих напряжений угол наклона таких критических площадок тоже увеличивается. Для пород, обладающих пластическими свойствами, величина предельного угла наклона критической поверхности сдвига φ будет величиной постоянной и будет равна 45° . Таким образом, критерий (1) примет вид

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2C. \quad (2)$$

Выражение (2) есть не что иное, как известный критерий разрушения Треска (Сен-Венана), следовательно, зависимости, полученные на основе анализа жестко-идеально-пластического материала, могут быть использованы для разработки модели разрушения слабых горных пород, обладающих пластическими свойствами.

В представленной задаче измельчения горных пород, обладающих пластическими свойствами, возникает сложное напряженное состояние, которое может характеризоваться различными полями напряжений, скоростями перемещений элементов породы, величинами деформаций, а также структурными преобразованиями и граничными условиями. Решение систем уравнений, описывающих движение и свойства измельчаемого материала, могло бы обеспечить достаточно точную картину процесса пластического течения. В то же время значительные математические трудности приведут к необходимости принятия ряда ограничений: деформируемый материал принимается как жестко-идеально-пластический, линии скольжения по критическим плоскостям разрушения выходят на поверхность под углом до 45° . Таким образом, решение становится менее общим, но может быть использовано для конкретной задачи. При этом должны выполняться условия пластичности (критерий Треска), а сетка линий скольжения должна соответствовать напряженному состоянию материала, отвечающему дифференциальным уравнениям равновесия и условиям на границах сечения деформируемого материала. Эти условия вытекают из того, что направление линий скольжения в каждой точке, в том числе и на внешнем контуре, должно совпадать с направлением вектора главного касательного напряжения.

РАЗРАБОТКА РАСЧЕТНОЙ МОДЕЛИ

Для реализации процесса измельчения слабых горных пород могут использоваться различные типовые устройства. В то же время известно, что при измельчении горных пород, обладающих пластическими свойствами, эффективность типовых устройств невысокая [3]. Чтобы повысить эффективность этого процесса, предлагается новое устройство, которое представляет собой перфорированный барабан с валом-измельчителем внутри [4]. Схема рабочей зоны данного устройства показана на рис. 1. На схеме представлены два этапа измельчения (*A* и *B*).

Решение поставленной задачи проводилось в два этапа/

На первом этапе измельчения уплотнение протекает до момента заполнения пустот между отдельными крупными элементами деформируемого материала мелкими фракциями (с частичной деформацией менее прочных частиц). Данный этап требует относительно невысоких затрат энергии, поэтому в расчетах не будет учитываться.

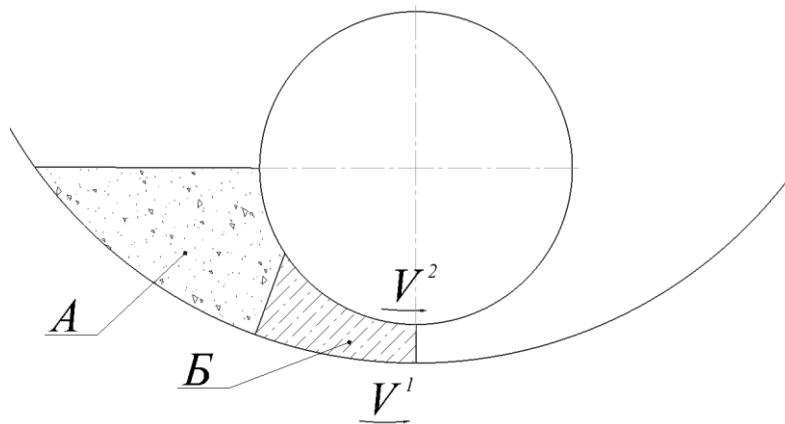


Рис. 1. Схема рабочей зоны устройства для измельчения:
 V_1 – направление тангенциальной скорости вала-измельчителя; V_2 – направление тангенциальной скорости перфорированного барабана;
 A – зона предварительного уплотнения породы;
 B – зона непосредственного разрушения

На втором этапе в зоне B уплотненная порода подвергается интенсивной пластической деформации. Для оценки удельного усилия на поверхности контакта воспользуемся энергетическим методом. Метод основан на применении экстремальных принципов теории пластичности и состоит в том, что действительное поле линий скольжения заменяется более простым кинематически возможным полем, состоящим из отдельных жестких блоков и удовлетворяющим граничным условиям в скоростях и перемещениях. Мощность, необходимая для обеспечения такой схемы деформации, превышает действительную мощность внутренних сил при пластическом формоизменении. Следовательно, удельные усилия, вычисленные при помощи этого метода, являются верхней оценкой их действительного значения. Процесс деформации в зоне B аналогичен прокатке листового материала между двумя вальками, поэтому воспользуемся известными зависимостями, полученными для плоской задачи [5].

На рис. 2 представлена схема кинематически возможного поля линий скольжения, состоящая из треугольных блоков и позволяющая определить удельные усилия на втором этапе измельчения. На основе энергетического метода расчета при отсутствии проскальзывания материала для предложенного возможного поля линий скольжения можно определить величину контактного давления q на рабочую поверхность вала-измельчителя из выражения

$$q/2k = 0,5 \sum_i^1 v_i l_i, \quad (3)$$

где k – предел прочности на сдвиг; v_i и l_i – разрывы скоростей и длины линий скольжения между блоками.

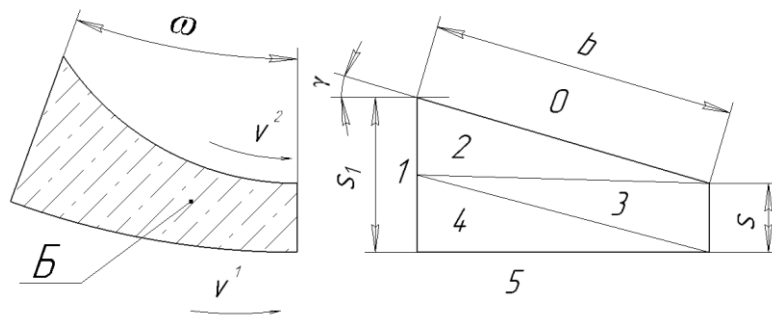


Рис. 2. Схема поля линий скольжения в зоне B :

V_1 – направление тангенциальной скорости вала-измельчителя;
 V_2 – направление тангенциальной скорости перфорированного барабана;
 ω – угловая скорость рабочих поверхностей; γ – угол захвата материала;
 S_1, S – зазор на входе и выходе из зоны B ; 0–5 – обозначение блоков

Для принятого поля линий скольжения графоаналитически определены величины v_i и l_i :

$$v^{12} = 1; v^{34} = 4,38; v^{23} = 4,23; v^{14} = 1;$$

$$l^{12} = 0,25; l^{34} = 0,99; l^{23} = 0,96; l^{23} = 0,96; l^{14} = 0,25.$$

По выражению (3) с учетом несимметричного вида принятого поля линий скольжения можно определить величину давления

$$q/k = \frac{1}{2} \sum_i v_i l_i = 0,5(V^{12} \times l^{12} + V^{23} \times l^{23} + V^{34} \times l^{34} + V^{14} \times l^{14}) = 4,45.$$

Рассматриваемый измельчитель-классификатор имеет индивидуальный привод вала-измельчителя и перфорированного барабана, что позволяет регулировать скорости V_1 и V_2 . Если скорость V_1 увеличивать, то будут изменяться величины разрывов скоростей и, следовательно, давление на рабочую поверхность вала-измельчителя. Зависимость контактного давления от отношения V_1/V_2 представлена на рис. 3.

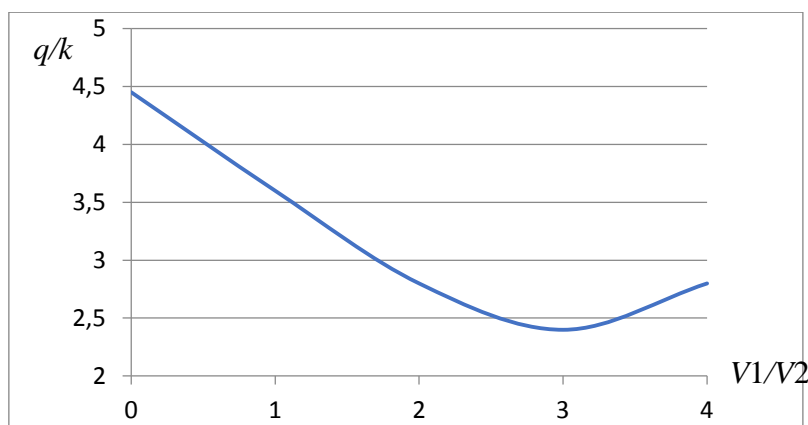


Рис. 3. Зависимость контактного давления q на рабочую поверхность вала-измельчителя от V_1/V_2

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанная модель, позволяющая проводить теоретический анализ процесса разрушения слабых горных пород, обладающих пластическими свойствами, дает возможность на стадии создания измельчителя-классификатора определить рациональные параметры установки и режимы эксплуатации, обеспечивающие высокую эффективность процесса измельчения [6]. Предлагаемый подход на основе анализа возможных полей линий скольжения при измельчении горных пород позволяет на стадии теоретического исследования выявить наиболее значимые закономерности данного процесса. Так, например, было установлено, что при отношении скоростей V_1/V_2 около трех давление на рабочие поверхности снижается почти в 2 раза, что приводит к существенному снижению затрат энергии на измельчение. Благодаря этому в ходе проектирования будут приниматься наиболее эффективные решения.

Библиографический список

1. Алванян А.К., Алванян К.А. Физико-механические свойства гипсового камня и инженерно-геологические условия Селищенского месторождения строительного гипса // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Геология. 2019. Т. 18. № 4. С. 386–393.
2. Жабко А.В. Условие прочности горных пород // Известия Уральского государственного горного университета. 2014. № 4 (36). С. 24–28.
3. Донченко А.С., Донченко В.А. Справочник механика рудообогатительной фабрики. М.: Недра, 1986. 543 с.
4. Разработка конструкции измельчителя-классификатора для переработки слабых горных пород / П.Я. Бибиков [и др.] // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). 2015. № 3. С. 233–237.
5. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов. М.: Металлургия, 1972. 408 с.
6. Горлов И.В., Митусов П.Е. Анализ процесса измельчения слабых горных пород // Вестник Тверского государственного технического университета. Серия «Технические науки». 2022. № 1 (13). С. 57–65.

М.М. Матлин, В.А. Казанкин, Е.Н. Казанкина
Волгоградский государственный технический университет

ОБЕСПЕЧЕНИЕ РАВНОЙ ПРОЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ НЕСТАНДАРТНЫХ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ

© Матлин М.М., Казанкин В.А.,
Казанкина Е.Н., 2023

Описана методика определения высоты гайки резьбового соединения из условия равенства прочности всех элементов резьбы. Эта методика может быть использована при проектировании нестандартных резьб.

Ключевые слова: резьбовое соединение, разрыв стержня болта, срез, смятие, изгиб резьбы.

ENSURING EQUAL STRENGTH OF ELEMENTS OF NON-STANDARD THREADED CONNECTIONS

A method for determining the height of a threaded connection nut from the condition of equality of the strength of all thread elements is described. This technique can be used for design of non-standard threads.

Keywords: threaded connection, rupture of the bolt shaft, shear, bearing, thread bending.

В современном машиностроении резьбовые соединения являются наиболее распространенными. Во многих механизмах и машинах примерно у 60 % деталей есть нарезанные участки. Поскольку зачастую эти детали работают под действием больших нагрузок и имеют определяющее значение в работе механизма, именно прочность таких деталей обеспечивает надежность и долговечность всего механизма. В процессе эксплуатации в нарезанных участках деталей могут возникнуть следующие виды разрушения (рис. 1): разрыв стержня болта, который происходит по внутреннему диаметру d_1 резьбы; разрушение резьбы (срез, смятие или изгиб витков резьбы на поверхности контакта болта и гайки). Несоблюдение условия равной прочности составляющих резьбового соединения приводит к неоправданным запасам прочности. В свою очередь, это увеличивает расход материала, габариты и вес соединения, а также приводит к повышению его себестоимости.

У различных видов разрушения существуют расчетные зависимости, позволяющие определить для резьбовой детали предельное напряжение.

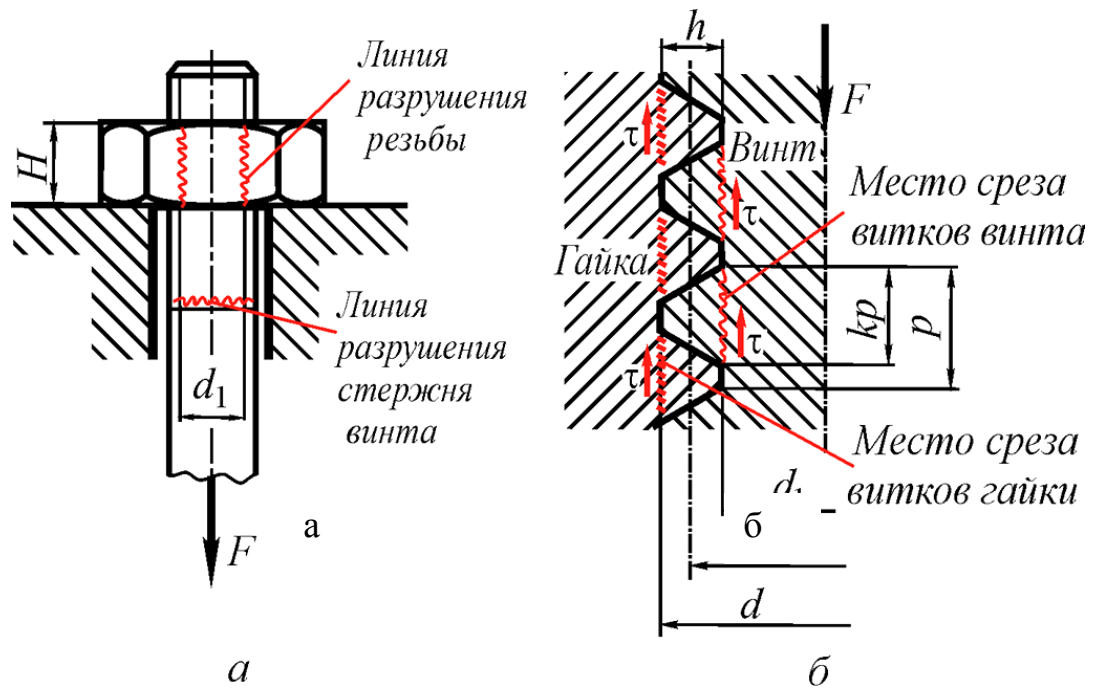


Рис. 1. Виды разрушения деталей резьбового соединения под действием осевой нагрузки F : разрыв стержня болта от действия напряжения растяжения (а); разрушение резьбы болта или гайки от действия напряжений среза, смятия или изгиба (б)

Из условия прочности предельное напряжение растяжения в стержне болта

$$\sigma_p = \sigma_T = \frac{4F}{\pi d_1^2}, \quad (1)$$

где F – критическая осевая нагрузка; σ_T – предел текучести материала болта при растяжении.

Из условия прочности резьбы на срез предельное напряжение: для резьбы болта

$$\tau_{ср, б} = \tau_{ср, т} = \frac{F}{\pi d_1 k p Z K_m}; \quad (2)$$

для резьбы гайки

$$\tau_{ср, г} = \tau_{ср, т} = \frac{F}{\pi d k p Z K_m},$$

где k – коэффициент полноты резьбы (обычно принимают для метрической резьбы $k = 0,87$, для трапецеидальной $k = 0,65$, для прямоугольной $k = 0,5$); K_m – коэффициент, учитывающий неравномерность распределения нагрузки между витками резьбы ($K_m \approx 0,6-0,7$); p – шаг резьбы; d – номинальный диаметр болта; Z – число витков; $\tau_{ср, т}$ – предел текучести на срез.

Следует отметить, что вследствие разности диаметров напряжение среза резьбы болта и напряжение среза резьбы гайки не совпадают. Если и болт, и гайка изготовлены из одного материала, то в этом случае проверка условия прочности резьбы на срез проводится только для болта.

Из условия прочности резьбы на смятие предельное напряжение (см. рис. 1)

$$\sigma_{\text{см}} = \sigma_{\text{см,т}} = \frac{F}{\pi d_2 h Z K_m}, \quad (3)$$

где h – рабочая высота профиля, по которой соприкасаются витки болта и гайки; d_2 – средний диаметр резьбы; $\sigma_{\text{см,т}}$ – предел текучести при смятии.

На рис. 2 приведена схема нагружения витка резьбы при изгибе. При расчете делается допущение о том, что сила F' , действующая на каждый виток, распределена равномерно по окружности среднего диаметра витка d_2 (т.е. на расстоянии $h/2$ от заделки) и вычисляется по формуле

$$F' = q \cdot \pi d_2 = \frac{F}{Z K_m}. \quad (4)$$

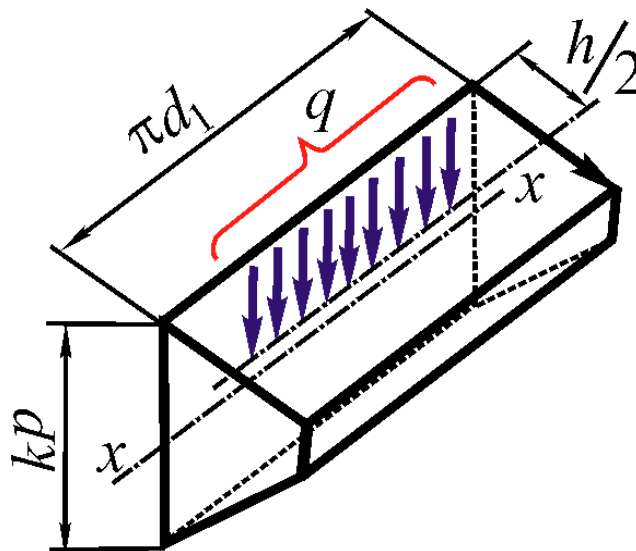


Рис. 2. Схема нагружения витка резьбы при изгибе

Напряжения изгиба в месте заделки у основания резьбы

$$\sigma_{\text{и}} = \frac{M_{\text{и}}}{W_{\text{ос } x-x}}, \quad (5)$$

где $M_{\text{и}} = F' \frac{h}{2} = \frac{F}{Z K_m} \frac{h}{2}$; $W_{\text{ос } x-x} = \frac{\pi d_1 (kp)^2}{6}$

Окончательно

$$\sigma_{\text{и max}} = \sigma_{\text{и,т}} = \frac{3 F h}{\pi d_1 Z K_m (kp)^2}. \quad (6)$$

Практическое обеспечение условия равной прочности стержня болта на разрыв, а резьбы на срез, смятие или изгиб достигается регулированием количества витков в гайке (т.е. высотой гайки $H = pZ$).

1. *Обеспечение равной прочности витков резьбы на срез, а стержня болта на разрыв.* Если условия равной прочности соблюдаются, то нормальные напряжения растяжения, а также напряжения среза в резьбе винта достигнут опасных значений при одной и той же осевой силе F . Тогда критическая сила F определяется совместным решением уравнений (1) и (2):

$$F = \frac{\pi d_1^2}{4} \sigma_T = \pi d_1 k p Z K_m \tau_{\text{ср, Т}}.$$

Отсюда необходимая высота гайки

$$H = pZ = \frac{d_1}{4kK_m} \frac{\sigma_T}{\tau_{\text{ср, Т}}}. \quad (7)$$

Для стальных болтов отношение $\tau/\sigma = 0,6$ [1]. С учетом значений коэффициентов $k = 0,87$, $K_m = 0,65$ для метрических резьб определим по формуле (7) необходимую высоту гайки $H = 0,74d_1$.

2. *Обеспечение равной прочности витков резьбы на изгиб, а стержня болта на разрыв.* Из формул (1) и (6) критическая сила

$$F = \frac{\pi d_1^2}{4} \sigma_T = \pi d_1 k^2 p^2 Z K_m \sigma_{\text{и, Т}}.$$

Отсюда высота гайки

$$H = pZ = \frac{3hd_1}{4k^2 K_m p} \cdot \frac{\sigma_T}{\sigma_{\text{и, Т}}}.$$

С учетом значений k , K_m и $h/p = 0,54$ получим $H = 0,82d_1$.

3. *Обеспечение равной прочности витков резьбы на смятие, а стержня болта на разрыв.* Из формул (1) и (3)

$$F = \frac{\pi d_1^2}{4} \sigma_T = \pi d_2 h Z K_m \sigma_{\text{см, Т}}.$$

Тогда высота гайки

$$H = pZ = \frac{d_1^2 p}{4d_2 h K_m} \cdot \frac{\sigma_T}{\sigma_{\text{см, Т}}}.$$

Установлено [2], что для углеродистых конструкционных сталей предел текучести при смятии можно определить по формуле

$$\sigma_{\text{см, Т}} = 0,25ND^{1,035},$$

где ND – пластическая твердость материала болта [3, 4]; $\sigma_T = 0,2ND$ [3].

Расчеты показывают, что при изменении пластической твердости ND от 1 000 до 5 000 МПа отношение $\sigma_T/\sigma_{\text{см, Т}}$ изменяется от 0,63 до 0,59. Принимая среднее значение этого отношения 0,607 и учитывая, что $d_2/d_1 = 1,1$, $h/p = 0,54$, $K_m = 0,65$, получим необходимую в данном случае высоту гайки $H = 0,39d_1$.

Следует отметить, что для резьб со стандартным соотношением размеров всех элементов (метрических, трубных, трапецеидальных, упорных, круглых) условия равной прочности в целом выполняются, поэтому достаточно только провести оценку прочности резьбового соединения по расчету стержня болта на разрыв [5]. Однако для нестандартной резьбы (прямоугольной) или для резьбы с соотношением размеров, отличных от стандартных (мелкой резьбы на большом диаметре стержня или вала), а также для новых профилей резьб (например, [6]) требуется проверка на все четыре возможных вида разрушения и необходимо назначение соответствующей высоты гайки.

Библиографический список

1. Иванов М.Н., Финогенов В.А. Детали машин: учебник для академического бакалавриата. 15-е изд., испр. и доп. М.: Юрайт, 2014. 408 с.
2. Способ определения предела текучести материала при смятии: пат. 2756376 Рос. Федерация. № 2021106794 / Матлин М.М., Казанкин В.А., Казанкина Е.Н.; заявл. 16.03.2021; опубл. 29.09.2021, Бюл. № 28. 10 с.
3. Методы неразрушающего контроля прочностных свойств деталей машин / М.М. Матлин [и др.]. М.: Инновационное машиностроение, 2019. 247 с.
4. ГОСТ 18835–73. Металлы. Метод измерения пластической твердости. Введ. 01.01.74 (ограничение срока действия снято Межгосударственным Советом стандартизации, метрологии и сертификации, протокол № 3-93, ИУС № 5/6, 1993 г.). М.: Стандартиформ, 2017. 5 с.
5. Анурьев В.И. Справочник конструктора-машиностроителя: в 3 т. 9-е изд., перераб. и доп. / под ред. И. Н. Жестковой. М.: Машиностроение, 2006. Т. 1. 928 с. Т. 2. 960 с.
6. Бинарное резьбовое соединение Романова: пат. 135032 Рос. Федерация. № 2012155616/12 / Романов В.А.; заявл. 20.12.2012; опубл. 27.11.2013, Бюл. № 33. 6 с.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ОБРАБОТКИ МАЛЫХ КОНИЧЕСКИХ ОТВЕРСТИЙ

© Зоренко Д.А., 2023

В работе рассмотрена физическая основа электроэрозионной обработки. Изучены критерии производительности. Выполнено комплексное исследование различных параметров эрозионной обработки на различных видах материала, определено их влияние на скорость обработки, качество и точность получаемых поверхностей.

Ключевые слова: эрозионная обработка, электроискровая прошивка, электрод, коническое отверстие, проволоочно-вырезной станок, инструментальная сталь, твердый сплав.

TECHNOLOGICAL FEATURES OF ELECTROEROSION TREATMENT OF SMALL CONICAL HOLES

The paper considers the physical basis of electroerosion treatment. A study of performance criteria was conducted. A comprehensive study of various parameters of erosion treatment on various types of material has been carried out, and their influence on the processing speed, quality and accuracy of the obtained surfaces has been determined.

Keywords: erosion treatment, electric spark piercing, electrode, conical hole, wire-cutting machine, tool steel, hard alloy.

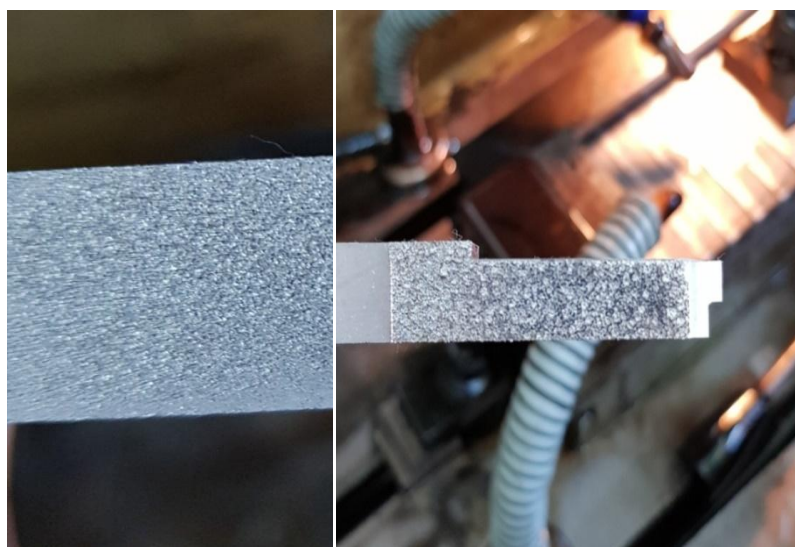
В современном машиностроении широкое применение получили материалы, представляющие сложность для традиционной обработки резанием (особенно сложных конструктивных элементов). Детали сложной формы, особенно имеющие глубокие и сверхглубокие цилиндрические и конические отверстия, к которым предъявляются высокие требования по качеству поверхности, точности формы и размеров, требуют использования современных технологических методов обработки. Кроме этого, существует постоянная необходимость снижения себестоимости обработки подобных изделий. Таким образом, формирование глубоких конических отверстий с применением электроэрозионного оборудования является перспективной технологией, способной обеспечить требуемые показатели качества и производительности. В связи с этим исследование

особенностей различных технологических методов изготовления глубоких и сверхглубоких конических отверстий – актуальная тема, направленная на поиск более производительной технологии, обеспечивающей при этом требуемое качество получаемых изделий. По сравнению с прочими (более традиционными) способами обработки электроэрозионная обработка (ЭЭО) металлов имеет ряд несомненных преимуществ и наиболее полно соответствует описанным выше требованиям. Современные эрозионно-прошивные станки эффективно прожигают сверхтонкие и высококачественные отверстия в металле (диаметром от 0,2 до 3–6 мм и глубиной до 600 мм). Отношение диаметра стержня к глубине отверстия – до 1 : 200, 1 : 300 (в зависимости от модели). Традиционные технологии обработки резанием не приводят к подобным результатам, здесь требуются существенно большие затраты за счет более высокой трудоемкости. Прожигу подвергаются любые металлы и сплавы, проводящие электрический ток, такие как стали, в том числе нержавеющие и углеродистые, чугуны, алюминиевые и медные сплавы, сплавы титана, различные инструментальные материалы, например твердый сплав. В процессе прожига за счет локального воздействия температуры стенки отверстия не перегреваются, металл не меняет структуру, при этом визуальные изменения обработанного металла незаметны. Кроме отверстий малого диаметра, эрозионно-прошивные станки позволяют получать стартовые отверстия для дальнейшей эрозионной обработки проволокой, сверлить отверстия в труднообрабатываемых местах и поверхностях сложной формы, а также получать отверстия в термически упрочненных сталях [1, 2].

Поиск наиболее технологически удачных режимов ЭЭО, определение основных преимуществ данного метода в сравнении с другими видами обработки – это актуальная тема исследования. Подбор оборудования, режимов и технологических приемов обработки конических отверстий – основная задача. В ходе исследований были выявлены наиболее удачные режимы обработки при прожиге конических отверстий в следующих сплавах: инструментальной легированной стали 5ХНМ ГОСТ 5950-2000 (термически обработанной до твердости 50–55 HRCэ), твердом сплаве ВК8 ГОСТ 3882-74 (80HRA), сплаве на основе алюминия АМг2 ГОСТ 21631 и медном сплаве марки М1 ГОСТ 193-79. Определена эффективность прожига отверстий в этих сплавах, а также пути ее повышения при изготовлении глубоких конических отверстий с помощью ЭЭО. В качестве технологического оборудования использовались наиболее часто применяемые станки: координатно-прошивной электроэрозионный станок CNC-326 и электроэрозионный проволочный станок с числовым программным управлением компании Sodick (модель VL400Q). Обработка производилась при прямой полярности, электрод (или проволока) являлись катодом (–), а заготовка – анодом (+). Эффективность обработки

оценивалась по точности получаемых размеров и геометрии, качеству поверхности, а также времени обработки. В процессе прожига определялась степень влияния разрядного тока на скорость обработки и расход электродов. Так, высокие токи разряда приводят к высокой скорости прожигания материала, но из-за этого растет скорость сгорания электрода. Показано, что качество получаемой поверхности и зазор между электродом и поверхностью зависят от мощности электрического разряда. Рост разрядной мощности ведет к увеличению шероховатости поверхности обрабатываемого элемента. При обработке инструментальной стали разрядная мощность 50 Вт позволяет получить шероховатость Ra 6,3, а мощность 400 Вт – только Ra 20. Таким образом, увеличивается и межэлектродный зазор (с 0,15 до 0,28 мм).

Серьезное влияние на качество поверхности получаемого отверстия оказывает периодичность импульсов. Примеры полученных поверхностей при рассмотренных режимах прожига представлены на рисунке. Изменение продолжительности режима ON оказывает влияние на качество поверхности получаемого элемента. Увеличение периода включенного состояния приводит к росту шероховатости получаемой поверхности, при этом снижается скорость выгорания электрода. Так, при продолжительности периода ON 50 мкс шероховатость получаемой поверхности не превышает Ra 8, а при 300 мкс превышает Ra 20. Период выключенного состояния (OFF) определяется временем выдержки после включенного состояния (ON) и характеризуется прерыванием разряда и отключением тока на электроде.



а

б

Примеры поверхностей, полученных ЭЭО с разными режимами:
чистовая обработка (Ra 5) (а); черновая обработка (Ra 20) (б)

Увеличение интервала между рабочими импульсами создает хорошие условия для промывки зоны обработки. При этом скорость обработки снижается, но снижается и скорость износа электрода. Повысить качество обрабатываемой поверхности позволяет многопроходная обработка. Каждый последующий проход снижает шероховатость на 1–2 Ra, но существенно увеличивает время обработки.

Результаты проведенных исследований показали, что при производстве сверхглубоких конических отверстий малого диаметра в большинстве сплавов на основе железа и цветных металлов рекомендуется использовать комплекс оборудования, основой которого являются проволочно-вырезные станки. Применение таких станков позволяет отказаться от изготовления электродов под каждый размер получаемых конических отверстий ввиду использования стандартной латунной проволоки. Отверстия под заправку проволоки необходимо изготавливать, используя эрозионно-прошивной станок. Для сплавов на основе меди и алюминия необходимо выполнять отверстия, применяя технологию гидроабразивного или лазерного раскроя. Эти методы более производительны в сравнении с электроэрозионной прошивной обработкой, но не обеспечивают требуемое качество поверхности, точность геометрии и размеров. Использование вышеперечисленных технологий существенно повышает производительность изготовления деталей, имеющих подобные конструктивные элементы [3].

Правильный выбор технологии создания конических отверстий, а также режимов обработки дает возможность получать требуемое качество поверхностей, точность размеров и геометрии при уменьшении времени производства продукции. На основе полученных результатов были сформулированы рекомендации, направленные на повышение эффективности обработки сверхглубоких отверстий малого диаметра.

Библиографический список

1. Артамонов Б.А., Волков Ю.С., Дрожалова В.И. Электрофизические и электрохимические методы обработки материалов: учебное пособие. М.: Высшая школа, 1983. 247 с.
2. Елисеев Ю.С., Саушкин Б.П. Электроэрозионная обработка изделий авиационно-космической техники. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010. 437 с.
3. Немилев Е.Ф. Справочник по электроэрозионной обработке материалов. Л.: Машиностроение, 1989. 164 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ СКОРОСТИ ОСАЖДЕНИЯ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ПОКРЫТИЙ ИЗ ГАЗОВОЙ ФАЗЫ ПРИ РАЗЛОЖЕНИИ ТЕТРАКАРБОНИЛА НИКЕЛЯ

© Козырева Л.В., Козырев В.В.,
Смирнов А.В., 2023

В статье указаны результаты научно-исследовательской работы по изучению скорости осаждения покрытий из газовой фазы при разложении тетракарбонила никеля, в том числе совместно с пентакарбонилем железа. Описаны возможности практического применения результатов исследования в машиностроении и ремонтном производстве.

Ключевые слова: CVD-метод, металлоорганические соединения, тетракарбонил никеля, износостойкие покрытия.

INVESTIGATION OF THE DEPOSITION RATE OF FUNCTIONAL COATINGS FROM THE GAS PHASE DURING THE DECOMPOSITION OF NICKEL TETRACARBONYL

The article presents the results of research work on the study of the deposition rate of coatings from the gas phase during the decomposition of nickel tetracarbonyl, including together with iron pentacarbonyl. The possibilities of practical application of the research results in mechanical engineering and repair production are described.

Keywords: CVD-method, metal-organic compounds, nickel tetracarbonyl wear-resistant coatings.

Функциональные металлические покрытия, полученные из газовой фазы при разложении металлоорганических соединений (МОС) CVD-методом, находят широкое применение в машиностроении и ремонтном производстве [1, 2]. Разнообразие МОС, возможности их совместного использования для формирования разнообразных по химическому составу, физико-механическим и эксплуатационным свойствам покрытий открывают широкие перспективы для совершенствования технологических процессов восстановления и упрочнения деталей машин с применением CVD-метода. Однако свойства осаждаемых из газовой фазы металлических покрытий во многом определяются температурно-скоростным режимом их нанесения. Поиск оптимальных параметров металлизации требует комплексных научных исследований, теоретическая часть реализации которых базируется на

термодинамических расчетах возможности протекания химических реакций с участием МОС. Данным вопросам посвящены многочисленные работы отечественных и зарубежных ученых [2–4].

Для эффективного практического применения результаты теоретических исследований требуют экспериментального подтверждения и корректировки с учетом всех параметров технологического процесса. Способ получения покрытий из газовой фазы тетракарбонила никеля ($\text{Ni}(\text{CO})_4$) исследовался с использованием универсальной лабораторной установки пиролиза, в том числе при совместном разложении МОС [2].

На основе анализа термодинамики разложения МОС определен диапазон температуры нагрева подложки, в котором возможна термическая диссоциация $\text{Ni}(\text{CO})_4$.

На рис. 1 показана зависимость скорости формирования никелевого покрытия от температуры нагрева образцов и скорости подачи паров $\text{Ni}(\text{CO})_4$ при остаточном давлении в реакционной камере 200 Па.

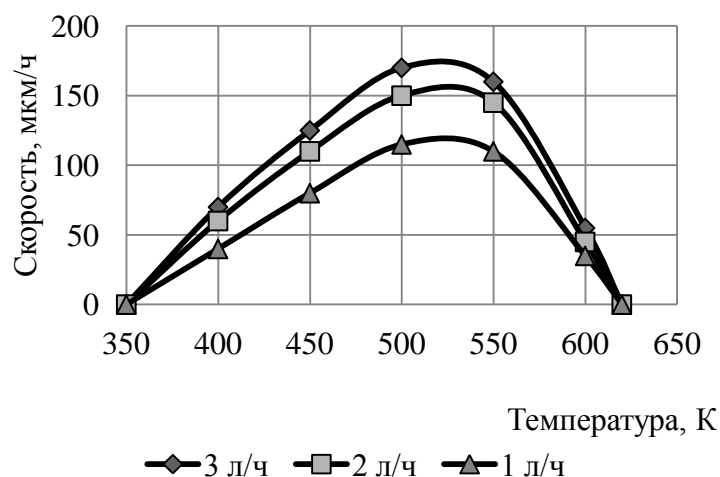


Рис. 1. Зависимость скорости формирования никелевых покрытий от температуры подложки и скорости подачи газовой смеси (л/ч)

Установлено, что процесс образования металлического слоя начинается при температуре 340 К. Скорость роста покрытий возрастает на протяжении всего интервала исследований (340–520 К).

Оптимальный температурный интервал, при котором скорость роста покрытия находится в диапазоне 160–180 мкм/ч, составляет 493–503 К.

При температуре нагрева подложки выше 510 К качество формируемого покрытия ухудшается, так как активизируется процесс разложения паров $\text{Ni}(\text{CO})_4$ в объеме реакционной камеры с образованием высокодисперсных частиц металла, которые выпадают на поверхность подложки. Увеличение скорости подачи МОС до 3 л/ч не оказывает существенного влияния на скорость металлизации подложки.

Тетракарбонил никеля благодаря высокой летучести, которая проявляется в относительно широком диапазоне температуры разложения (333–523 К) является удобным реагентом для формирования комплексных покрытий (железоникелевых, хромоникелевых и др.) CVD-методом при совместном разложении МОС [2, 5].

На рис. 2 показана зависимость скорости образования железоникелевого покрытия от температуры ведения процесса и концентрации газовой смеси $\text{Fe}(\text{CO})_5 : \text{Ni}(\text{CO})_4$, в составе которой при подачах МОС 80–160 л/ч содержится от 10 до 20 % паров тетракарбонила никеля; процесс металлизации осуществляется при атмосферном давлении.

Установлено, что образование покрытия реализуется при температуре от 350 до 500 К; наблюдается прямая корреляция температуры процесса и скорости роста покрытия. При температуре от 493 К скорость роста покрытия резко снижается из-за диссоциации МОС в объеме реакционной камеры с образованием железоникелевого порошка.

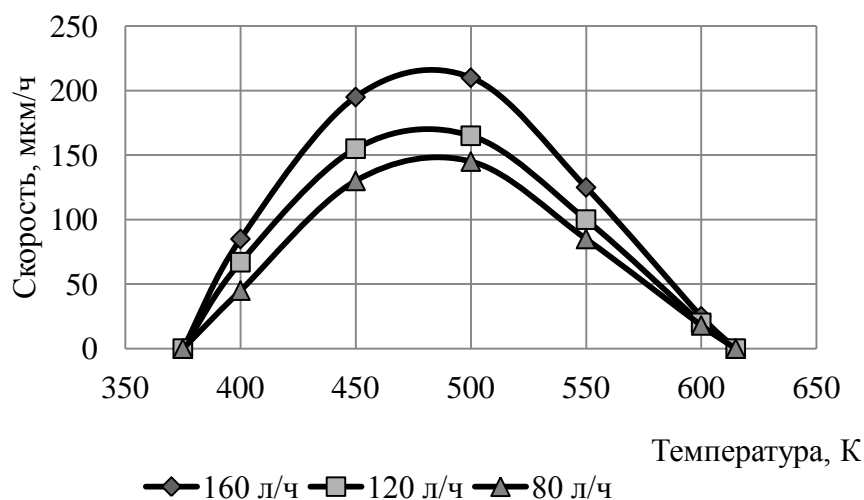


Рис. 2. Зависимость скорости формирования железоникелевых покрытий от температуры подложки и скорости подачи газовой смеси (л/ч)

Температурный интервал, при котором обеспечивается оптимальная скорость роста покрытий 220–230 мкм/ч при подаче 160 л/ч, составляет 460–490 К. Повышение скорости подачи МОС свыше 170 л/ч нецелесообразно из-за того, что МОС не успевают прореагировать в данном объеме реакционной камеры, в связи с чем часть реагентов поступает в печь дожига. При проектировании промышленных установок с большим объемом камер разложения величина подачи МОС определяется расчетным путем.

Экспериментальные исследования показали, что анализ результатов термодинамики процесса в целом соответствуют характеру металлизации из газовой фазы карбониллов никеля и железа [2–4].

Некоторое различие в значениях, в частности увеличение скорости образования покрытий при экспериментальных исследованиях (до 230 мкм/ч), объясняется повышением концентрации газовой смеси за счет дополнительного введения паров тетракарбонила никеля на этапе образования железоникелевого покрытия, которое при совместном разложении в теоретических расчетах не учитывалось.

Полученные результаты могут быть использованы для оптимизации технологических процессов восстановления деталей машин, работающих в условиях абразивного и коррозионно-механического изнашивания (золотники гидроаппаратуры, штоки гидроцилиндров, плунжеры топливных насосов), посредством газофазной металлизации с применением тетракарбонила никеля и формированием в оптимальном температурно-скоростном режиме функциональных покрытий. В частности, разработан способ нанесения железохромового покрытия на прецизионные детали из низколегированных сталей. Этот способ обеспечивает увеличение износостойкости деталей на 15–20 % [5].

Библиографический список

1. Структура и механизмы деформирования и разрушения твердых покрытий в условиях фрикционного взаимодействия / А.В. Колубаев [и др.] // Известия вузов. Физика. 2019. Т. 62. № 8 (740). С. 52–83.
2. Козырева Л.В., Козырев В.В., Чупятов Н.Н. Химическое газофазное осаждение износостойкого железоникелевого покрытия на прецизионные детали гидравлических систем // Перспективные материалы. 2018. № 5. С. 76–83.
3. Li W.M. Recent developments of atomic layer deposition processes for metallization // Chemical Vapor Deposition. 2013. Vol. 9. № 4-6. Pp. 82–103.
4. Шестаков В.А., Косинова М.Л. Термодинамическое моделирование осаждения железосодержащих пленок из газовой фазы при разложении смеси триметиламинборана и ферроцена или пентакарбонила железа // Известия Академии наук. Серия химическая. 2021. № 8. С. 1446–1453.
5. Способ нанесения износостойкого железоникелевого покрытия на прецизионные детали из низколегированных сталей: пат. 2626126 Рос. Федерация. № 201614098 / Козырев В.В., Козырева Л.В., Филиппова Н.А., Чупятов Н.Н.; заявл. 18.10.2016; опубл. 21.07.2017, Бюл. № 21. 6 с.

МЕТОДИЧЕСКИЕ ВОПРОСЫ КОНТРОЛЯ ОДНОРОДНОСТИ ОСТАТОЧНОЙ НАМАГНИЧЕННОСТИ ПОСТОЯННЫХ МАГНИТОВ ДЛЯ МАГНИТНЫХ МЕХАНИЗМОВ

© Болотов А.Н., Новиков В.В.,
Новикова О.О., Янишевский Я.А., 2023

Предложена методика контроля однородности намагниченности магнитов на основе экспериментального определения напряженности магнитного поля на полярной поверхности магнита. Для выполнения расчетов магнитосиловых свойств механизмов предлагается использовать экспериментально определенное среднее значение намагниченности. Методика может применяться для расчета магнитных муфт, редукторов, подшипников и других механизмов с магнитной связью.

Ключевые слова: постоянные магниты, высококоэрцитивные магнитные материалы, намагниченность, магнитная сила, магнитные механизмы.

METHODOLOGICAL QUESTIONS OF CONTROL OF THE HOMOGENEITY OF THE REMAINING MAGNETIZATION OF PERMANENT MAGNETS FOR MAGNETIC MECHANISMS

A method for the homogeneity of the magnetization of magnets is proposed, based on the experimental determination of the sharpness of the magnetic field on the polar surface of the magnet. To perform calculations of the magneto-force properties, experimental samples are used, the average value of the magnetization. The technique can be used to calculate magnetic couplings, gearboxes, bearings and other mechanisms with magnetic coupling.

Keywords: permanent magnets, high-coercivity magnetic materials, magnetization, magnetic force, magnetic mechanisms.

Введение. Активное создание механизмов с магнитной связью (муфт, редукторов, подшипников, пружин фиксирующих устройств) началось после появления в конце XX в. магнитов на основе редкоземельных элементов [1–4, 6]. Такие магниты характеризуются в первую очередь высокой остаточной намагниченностью и коэрцитивной силой.

Разделяют два класса редкоземельных магнитов [5, 7]: на основе сплава самария и кобальта (Sm-Co) и на основе сплава, содержащего неодим, железо и бор (Nd-Fe-B). Магниты Nd-Fe-B дешевле, но имеют

низкую коррозионную стойкость и, как правило, требуют нанесения специальных защитных покрытий. Магнитостатическая сила взаимодействия идеальных магнитов зависит от намагниченности во второй степени, поэтому сила между магнитами из сплава Nd-Fe-B примерно в два раза выше, чем у аналогичных по размерам магнитов из сплава R-Co.

Чтобы рассчитать силы взаимодействия между постоянными магнитами, удобно использовать метод эквивалентного соленоида [4, 6]. Этот метод следует применять при расчете магнитных полей в магнитах, имеющих однородную и анизотропную намагниченность. Такие поля можно представить в виде соленоидов с постоянной плотностью тока в обмотке соленоида. Однако используемые на практике магниты обычно не имеют однородную намагниченность, поэтому расчеты магнитных сил будут не совсем точные. Кроме того, при нагревании магнитов происходит обратимое и необратимое уменьшение остаточной намагниченности, которое зависит от температуры, локальной структуры материалов, формы и размеров магнитов, что следует учитывать при расчете магнитных механизмов. Неоднородная намагниченность не только затрудняет теоретические расчеты, но и может привести к ухудшению свойств магнитных механизмов. Авторами настоящей статьи было показано, что, несмотря на то, что в магнитных подшипниках применяют постоянные магниты с осевой симметрией формы, внешнее магнитное поле не сохраняет осевую симметрию.

Во время работы магнитного подшипника на каждый из магнитов воздействует со стороны сопряженных магнитов переменное магнитное поле. Оно приводит к тому, что на вращающуюся часть подшипника действует электромагнитный момент торможения, обусловленный диссипацией кинетической энергии на вихревые токи и магнитный гистерезис. Таким образом, для повышения точности расчета магнитных сил между постоянными магнитами и усиления эффективности функционирования магнитных механизмов необходимо контролировать степень однородности намагниченности по объему магнитов.

Цель работы заключалась в создании простой и достаточно объективной методики контроля однородности намагниченности постоянных магнитов. Методика для контроля свойств (остаточной намагниченности, однородности намагниченности) и отбраковки высококоэрцитивных постоянных магнитов в виде параллелепипеда, изготовленных из сплавов $\text{Fe}_2\text{O}_3 - \text{Ba}$, Nd-Fe-B, Sm – Co и других, распространяется только на магниты, которые предполагается использовать в магнитосиловых устройствах (например, системах магнитной разгрузки, муфтах или подшипниках).

Обоснование методики. Основным показателем качества магнитосиловых систем является величина магнитной силы притяжения или

отталкивания, возникающей между постоянными магнитами, а также постоянным магнитом и ярмом из магнитомягкого материала. Для сокращения затрат относительно дорогого магнито жесткого материала и уменьшения размеров магнитной системы величина силы должна быть максимально возможной в расчете на единицу объема магнита. Магнитная сила для магнитов оговоренных материалов пропорциональна квадрату остаточной намагниченности J_r , поэтому именно остаточная намагниченность выбрана в качестве основного контролируемого параметра.

В идеальном случае постоянный магнит должен иметь однородную по всему объему намагниченность. Однако по технологическим причинам, а также в результате некачественного намагничивания постоянные магниты имеют неоднородную магнитную структуру, т.е. содержат области с различной остаточной намагниченностью. Определение степени однородности намагниченности предлагается производить по значениям напряженности магнитного поля, создаваемого магнитом в нескольких точках около его поверхности. Значения величины полей не должны отличаться от соответствующих значений, полученных для однородно намагниченных магнитов.

Поле однородного магнита рассчитывается теоретически (исходя из гостированного значения остаточной намагниченности и с учетом его формы и размеров). Если величина поля контролируемого магнита не такая, как у идеального, то его намагниченность нельзя считать однородной.

При производстве магнитов разброс свойств может достигать 10 % и более. Принято считать технологически разумным допустимое отклонение свойств магнитов от гостированных на 10 % в меньшую сторону и на любое в большую.

Содержание методики. Вначале выполняется аналитический расчет магнитного поля призматического магнита с однородной намагниченностью. Расчет проводится методом эквивалентного соленоида для «идеальных» магнитов с однородной намагниченностью. При учете геометрии магнитов для описания магнитного поля используется декартова система координат. Ее начало находится в середине ребра магнита, вдоль которого направлен вектор намагниченности. Размеры магнита приняты следующими: a , b – стороны полярной поверхности; h – высота магнита.

Далее фиксируются три точки на полярной поверхности магнита для определения его свойств: первая – в центре поверхности; две другие – на прямой, проходящей параллельно большому ребру магнита через центр на расстоянии $a/6$ от краев магнита, где a – длина большей стороны магнита. Могут быть взяты и любые другие точки, только не на близком расстоянии от краев, где имеется большая неоднородность магнитного поля. Другое

условие выбора указанных точек на поверхности магнита заключается в том, что в этих точках по технологическим причинам может наблюдаться более низкое значение намагниченности.

Рассчитываются значения напряженности магнитного поля в указанных точках для «идеального» магнита:

для центральной точки по формуле

$$H_1 = \frac{J_r}{\pi} \cdot \left[\operatorname{arctg} \frac{ab}{2\Delta \cdot \sqrt{a^2 + b^2 + 4\Delta^2}} - \operatorname{arctg} \frac{ab}{2(\Delta + h) \cdot \sqrt{a^2 + b^2 + 4(\Delta + h)^2}} \right];$$

крайних точек по формуле

$$H_{2,3} = \frac{J_r}{2\pi} \cdot \left[-\operatorname{arctg} \frac{(a-x) \cdot \frac{b}{2}}{(h+\Delta) \cdot \sqrt{(a-x)^2 + \frac{b^2}{4} + (h+\Delta)^2}} - \operatorname{arctg} \frac{x \cdot \frac{b}{2}}{(h+\Delta) \cdot \sqrt{x^2 + \frac{b^2}{4} + (h+\Delta)^2}} + \operatorname{arctg} \frac{(a-x) \cdot \frac{b}{2}}{\Delta \cdot \sqrt{(a-x)^2 + \frac{b^2}{4} + \Delta^2}} + \operatorname{arctg} \frac{x \cdot \frac{b}{2}}{\Delta \cdot \sqrt{x^2 + \frac{b^2}{4} + \Delta^2}} \right],$$

где J_r – остаточная намагниченность (берется из ГОСТов на свойства магнитов); Δ – расстояние от поверхности магнита до преобразователя Холла (обычно 0,4 – 1,2 мм); $x = a/6$, $y = b/2$, $z = \Delta + h/2$ – координаты точки, в которой измеряется поле. С помощью тесламетра (гауссметра) измеряется напряженность магнитного поля в указанных точках для контролируемого магнита. Можно использовать достаточно точный телеамперметр марки Ф4354/1, для которого $\Delta = 0,4$ мм.

Сравниваются расчетные и экспериментальные значения напряженности поля:

если расхождение значений поля в идентичных точках не превышает 10 %, то магнит считается однородно намагниченным и может использоваться в магнитосиловых системах;

если хотя бы одно экспериментальное значение напряженности поля меньше расчетного более чем на 10 %, то магнит отбраковывается.

Для прошедших контроль магнитов рассчитывается среднее значение остаточной намагниченности. Определяются три значения намагниченности J_r по экспериментальным величинам магнитного поля

при использовании вышеприведенных формул. Устанавливается среднее значение намагниченности магнита:

$$J_r = \frac{J_r^1 + J_r^2 + J_r^3}{3}.$$

По этому значению рекомендуется проводить расчеты магнитных систем конкретных механизмов. Отбракованные магниты могут найти применение в менее ответственных магнитных механизмах.

Заключение. Предлагается простая и наглядная методика оценки однородности намагниченности постоянных магнитов из закритических магнитомягких материалов. Методика основана на экспериментальном изучении топографии магнитного поля постоянного магнита. Недопустимым считается отклонение намагниченности постоянного магнита на 10 % в меньшую сторону от значения, указанного в ГОСТе на магнитный материал.

Для расчетов магнитных механизмов предлагается использовать среднее значение намагниченности, определенное для трех областей магнита. В данном случае качество магнитного механизма будет достигнуто при меньшем объеме дорогостоящего магнитного материала.

Библиографический список

1. Filion G., Ruel J., Dubois M.R. Reduced-Friction Passive Magnetic Bearing: Innovative Design and Novel Characterization Technique // *Machines*. 2013. Vol. 1. Pp. 98–115.
2. Bolotov A.N., Novikov V.V., Pavlov V.G. Magneto-liquid sliding bearings // *Journal of Friction and Wear*. 2004. Vol. 25. № 3. Pp. 286–291.
3. Bolotov A.N., Khrenov V.L. Tribology of bearings and guides with magnetic loading off // *Journal of Friction and Wear*. 1995. Vol. 16. № 6. Pp. 1048–1069.
4. Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О. Расчет и оптимизация постоянных магнитов для специальных подшипниковых опор: монография. Тверь: ТвГТУ, 2013. 123 с.
5. Тишин А.М. Перспективы применения редкоземельных постоянных магнитов в электроприводах специального назначения. К 100-летию использования постоянных магнитов в технике // *Инноватика и экспертиза: научные труды*. 2017. № 1 (19). С. 175–192.
6. Comparative study of torque analysis for synchronous permanent magnet coupling with parallel and halbach magnetized magnets based on analytical field calculations / H. Kang [et al.] // *IEEE Transactions on Magnetics*. Vol. 50. № 11. Pp. 1–4.
7. Пятин Ю.М. Постоянные магниты: справочник. М.: Энергия, 1971. 486 с.

УДК 621.891

В.В. Новиков, О.О. Новикова, А.Н. Болотов, Я.А. Янишевский
Тверской государственный технический университет

ОЦЕНКА ВЕРОЯТНОСТИ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ЛОКАЛЬНЫХ ОЧАГОВ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ КОРРОЗИИ ПРИ МИКРОДУГОВОМ ОКСИДИРОВАНИИ

© Новиков В.В., Новикова О.О.,
Болотов А.Н., Янишевский Я.А., 2023

Представлены результаты исследования оценки вероятности возникновения локальной электрохимической коррозии при микродуговом оксидировании алюминиевых сплавов. Использован параметр соотношения скорости изменения напряжения на обрабатываемой детали при наличии детерминанты коррозии и скорости изменения напряжения при базовом составе электролита. Показано, что при уменьшении параметра соотношения резко повышается вероятность повреждения поверхности детали. Это делает дальнейшее продолжение микродугового оксидирования нецелесообразным. Оценка вероятности возникновения электрохимической коррозии позволяет существенно сократить материальные затраты и повысить энергоэффективность технологического процесса упрочнения изделий.

Ключевые слова: микродуговое оксидирование, керамическое покрытие, электрохимическая коррозия, энергоэффективность.

EVALUATION OF THE PROBABILITY OF THE APPEARANCE OF LOCAL POINTS OF ELECTROCHEMICAL CORROSION DURING MICROARC OXIDATION

The results of a study of the assessment of the probability of occurrence of local electrochemical corrosion during microarc oxidation of aluminum alloys are presented. To do this, we used the ratio of the rate of change in voltage on the workpiece in the presence of a corrosion determinant to the rate of change in voltage with the basic composition of the electrolyte. It is shown that when it decreases, the probability of damage to the surface of the part increases sharply, which makes further continuation of microarc oxidation inexpedient. Evaluation of the probability of occurrence of electrochemical corrosion makes it possible to significantly reduce material costs and increase the energy efficiency of the technological process of hardening products.

Keywords: microarc oxidation, ceramic coating, electrochemical corrosion, energy efficiency.

В конструкциях современных технических устройств часто используются узлы трения из цветных металлов. Особое место среди этого класса материалов занимают алюминий и его сплавы, обладающие рядом уникальных свойств. Однако работоспособность их поверхностного слоя в условиях агрессивной внешней среды и при наличии абразивных частиц различного размера не является удовлетворительной. Для повышения эксплуатационных характеристик поверхность трения алюминиевой детали необходимо упрочнить, повысив коррозионную стойкость, твердость и износостойкость. Если воздействие среды на поверхность достаточно мягкое, то для решения технических задач можно прибегнуть к методам обычного анодирования. При использовании этих методов формируется достаточно тонкий слой оксида алюминия на поверхности изделия. Если имеются высокие требования к работоспособности узла трения, то традиционных методов упрочнения недостаточно. Кардинально изменить физико-механические и триботехнические свойства поверхности можно при использовании метода микродугового оксидирования (МДО). В процессе МДО на поверхности алюминия возникают микроплазменные разряды, вызывающие окисление основного материала детали, в результате чего формируется композиционный материал, обладающий высокой твердостью и износостойкостью, а основную часть его составляет оксид алюминия. Можно отметить также, что при этом возможно достичь толщины керамического покрытия в несколько раз большей, чем при обычных методах анодирования [1, 2]. Однако на процесс МДО алюминия и его сплавов влияет большое число факторов, в частности состав алюминия, состав электролита, форма обрабатываемого изделия. В результате в некоторых случаях на поверхности возникают очаги локальной электрохимической коррозии, приводящие к нарушению сплошности покрытия и местному изменению геометрических размеров детали. Это делает невозможным использование ее в трибосопряжениях, приводит к большим материальным затратам, поскольку восстановить перво-начальную (исходную) форму и требуемые физико-механические свойства поверхности не представляется возможным [3].

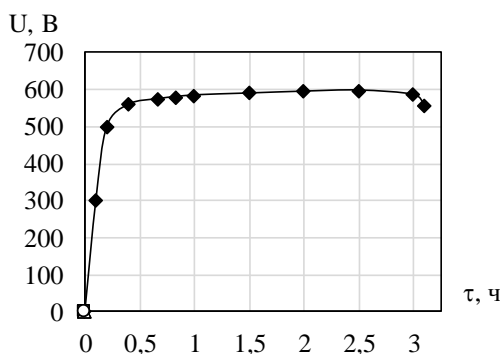
Появление электрохимической коррозии носит вероятностный характер. В связи с этим во многих случаях при одинаковых основных факторах проведения эксперимента повреждения поверхности детали могут возникнуть или нет. Важно то, что установить наличие повреждения можно только при полном прекращении микродуговых разрядов и извлечении детали из гальванической ванны. Соответственно, необходимо установить вероятность данных неблагоприятных электрохимических процессов и провести косвенную оценку вероятности повреждения поверхности непосредственно во время работы установки. Представляет интерес прогнозирование вероятности возникновения очагов локальной

электрохимической коррозии при МДО деталей узлов трения из алюминия и его сплавов.

Цель исследования: выработка критерия оценки вероятности возникновения очагов локальной электрохимической коррозии при МДО.

Оборудование и методика исследования. Нанесение композиционного керамического покрытия проводилось на деталях из алюминиевого сплава Д16 в гальванической ванне с водяной рубашкой охлаждения. Для создания равномерного распределения температуры электролита по объему ванны и его химического состава использовался воздушный барботаж, который обеспечивался лабораторным компрессором SICOLAB 025 mini. Импульсный ток, подававшийся на обрабатываемую деталь через систему подводящих проводов, формировался блоком питания, оборудованным амперметром. Блок питания был подключен к промышленной сети переменного тока напряжением синусоидальной формы с номинальным значением частоты 50 Гц и номинальными действующими значениями напряжений 380 В. Исследование проводилось на деталях из алюминиевого сплава Д16, которые имели форму пластин. Площадь деталей составляла 0,1 дм². В качестве электролита использовался раствор щелочи NaOH концентрации 2 г/л, в качестве детерминанты коррозии – NaCl концентрации 0,2–2 г/л, остальное – вода дистиллированная. Плотность тока – 5 А/дм². Температура электролита при МДО поддерживалась в пределах 15–20 °С. В данном диапазоне температур формируется композиционное керамическое покрытие с высокой микротвердостью порядка 10–20 ГПа [4, 5]. Для отвода продуктов химической реакции использовалась вытяжная система, оборудованная вентилятором ERA PROFIT 4 86-383. Для сравнения было проведено МДО без содержания NaCl. На следующем этапе в электролит добавили соль NaCl с шагом 0,2 г/л. Наличие локальных очагов коррозии оценивалось визуально. При проведении МДО снималась вольт-амперная характеристика.

Результаты исследования. На первом этапе была снята вольт-амперная характеристика при МДО образца в растворе щелочи NaOH концентрации 2 г/л. Результаты представлены на рисунке.



Вольт-амперная характеристика при МДО образца в растворе щелочи NaOH концентрации 2 г/л

Как видно, существенный рост напряжения, возникающий из-за роста диэлектрической пленки на поверхности, происходит на начальном этапе МДО. В дальнейшем напряжение меняется очень слабо.

На следующем этапе в электролит добавлялась соль NaCl таким образом, чтобы ее концентрация увеличивалась с 0,2 до 2 г/л. Для каждого состава электролита было покрыто 20 образцов. Вероятность возникновения коррозии рассчитывалась по формуле

$$P = N_{\Pi} / N_{\Sigma},$$

где N_{Π} – число поврежденных деталей; N_{Σ} – общее число обрабатываемых деталей.

При проведении экспериментов установлено, что очаги локальной электрохимической коррозии всегда возникают в пределах 5–7 минут после подачи напряжения на исследуемый образец. При этом сплошность диэлектрической пленки оксида алюминия на поверхности детали нарушается, сопротивление детали меньше, чем при стандартном процессе, и напряжение на образце растет медленнее. Таким образом, представляет интерес отношение скорости изменения напряжения на обрабатываемой детали при наличии детерминанты коррозии к скорости изменения напряжения при базовом составе электролита в течение первых 5–7 минут МДО. Оно рассчитывалось по формуле

$$w = v_{\text{исс}} / v_{\text{баз}},$$

где $v_{\text{исс}}$ – скорость изменения напряжения на обрабатываемой детали при наличии детерминанты коррозии; $v_{\text{баз}}$ – скорость изменения напряжения при базовом составе электролита. Результаты приведены в таблице.

Зависимость вероятности возникновения коррозии от соотношения скоростей изменения напряжения на образце

Параметры оксидирования	Концентрация NaCl в электролите, г/л									
	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
Вероятность возникновения коррозии, P	0	0,05	0,15	0,25	0,6	0,65	0,7	0,8	0,85	1,0
Отношение скоростей изменения напряжения, w	0,95	0,93	0,90	0,83	0,8	0,68	0,62	0,54	0,46	0,4

Заключение. Результаты исследования позволяют сделать вывод, что соотношение скорости изменения напряжения на обрабатываемой детали при наличии детерминанты коррозии и скорости изменения напряжения при базовом составе электролита w можно рассматривать как критерий оценки вероятности возникновения локальных очагов электрохимической коррозии при МДО. Показано (см. таблицу), что при

уменьшении параметра соотношения скоростей изменения напряжения (а конкретно в тех случаях, когда он становится менее 0,9) резко повышается вероятность повреждения поверхности детали. Таким образом, дальнейшее продолжение МДО является нерациональным. Результаты исследования можно использовать для сокращения материальных затрат и повышения энергоэффективности МДО.

Библиографический список

1. Суминов И.В. Микродуговое оксидирование: теория, технология, оборудование: монография. М.: ЭКОМЕТ, 2005. 352 с.

2. Болотов А.Н., Новикова О.О., Новиков В.В. Интенсификация формирования износостойкого керамического покрытия на алюминии и его сплавах // Вестник Тверского государственного технического университета. 2013. № 1 (23). С. 60–62.

3. Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О. Особенности возникновения очагов локального повреждения керамического покрытия, формируемого методом микродугового оксидирования // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвузовский сборник научных трудов. Вып. 14. Тверь: ТвГТУ, 2021. С. 38–43.

4. Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О. Синтез абразивных инструментов с алмазным керамическим покрытием для прецизионной микрообработки сверхтвердых материалов // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2020. № 4. С. 30–37.

5. Болотов А.Н., Новикова О.О., Новиков В.В. Применение износостойких керамических покрытий в строительстве // Вестник Тверского государственного технического университета. 2016. № 2 (30). С. 112–114.

УДК 621.891

В.В. Новиков, О.О. Новикова, А.Н. Болотов, Я.А. Янишевский
Тверской государственной технической университет

КОМПЛЕКТ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ КЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВАХ

*© Новиков В.В., Новикова О.О.,
Болотов А.Н., Янишевский Я.А., 2023*

В работе предложены комплект оборудования для микродугового оксидирования и технологическая схема его расположения на участке. Приведен анализ основ технологии и даны рекомендации по выбору оборудования для получения оксидного керамического слоя на поверхности

алюминиевых сплавов с заданными физико-механическими свойствами. Рекомендовано перед шлифованием поверхности образца для задания требуемой шероховатости проводить ее химическую обработку.

Ключевые слова: микродуговое оксидирование, оборудование, керамическое покрытие, трение, износ.

SET OF EQUIPMENT FOR OBTAINING CERAMIC COATINGS ON ALUMINUM ALLOYS

In this work, the set of equipment for microarc oxidation and the technological scheme of its location on the site are continued. An analysis of the basics of technology is given and recommendations are given for the choice of equipment for obtaining an oxide ceramic layer on the surface of aluminum alloys with specified physical and mechanical properties. It is recommended that the sample surface be chemically roughened before it is ground to give the required roughness.

Keywords: microarc oxidation, equipment, ceramic coating, friction, wear.

В настоящее время существует проблема повышения работоспособности узлов трения различных машин и механизмов. При этом во многих случаях целесообразно в качестве конструкционного материала трибосопряжения использовать алюминиевые сплавы, которые обладают способностью существенно снижать массу механизма, что исключительно важно, например, в авиационной и космических отраслях промышленности [1, 2]. Однако износостойкость поверхности, особенно при наличии абразивных частиц и коррозионно-активной среды, недостаточна. Ее можно повысить путем нанесения покрытий на контактирующие поверхности [2–4]. Одним из методов упрочнения поверхности при данных условиях работы узла трения является микродуговое оксидирование (МДО), которое выгодно отличается от обычного анодирования алюминия увеличенным размером упрочненного слоя, его высокой адгезией к основному материалу, высокой твердостью. В связи с этим представляет интерес задача по оптимизации комплекта оборудования для создания на алюминиевых сплавах керамических покрытий с необходимыми физико-механическими и триботехническими свойствами (для конкретных узлов трения).

Особенности технологии МДО. Чтобы решить данную задачу, провели анализ процессов, происходящих на поверхности алюминиевого сплава при МДО. При обычных условиях внешней среды на поверхности образца с хорошей электропроводностью существует тонкая пленка оксида алюминия, обладающая диэлектрическими свойствами, которая, конечно, защищает основной материал от дальнейшего окисления в условиях отсутствия контакта с агрессивными химическими элементами, но не

может противостоять даже минимальному абразивному износу. Увеличить ее возможно путем создания разности потенциала по ее толщине, последующим электрическим пробоем и окислением основного материала подложки. Это делается, например, при помощи обработки образца в электролитах с небольшим содержанием щелочи. С течением времени (с учетом увеличения размера слоя оксида алюминия) число искровых воздействий станет больше, а их мощность увеличится. Таким образом происходит рост упрочненного слоя. Данный процесс представлен на рис. 1.

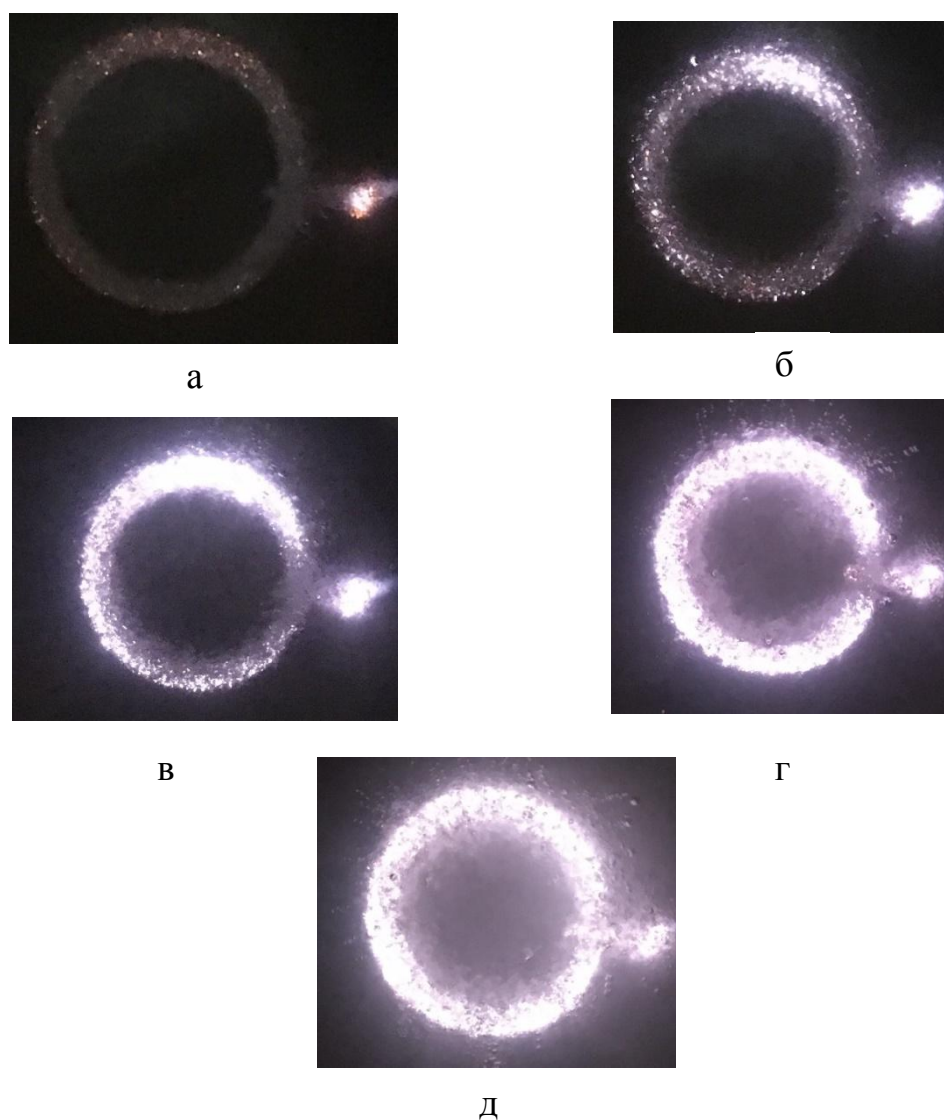


Рис. 1. Вид образца при МДО:
через 30 секунд (а); 1 минуту (б); 2 минуты (в); 4 минуты (г); 7 минут (д)

Как видно из рис. 1, при подаче напряжения на обрабатываемое изделие возникают искровые разряды, сначала локально (см. рис. 1а), а затем их площадь постепенно растет (см. рис. 1а, б, в). В результате они

распространяются на всю поверхность детали (см. рис. 1д). При этом выделяется большое количество тепла и происходит разложение воды на кислород и водород [1–3]. В ходе обработки увеличивается толщина упрочненного слоя. Его можно условно разделить на внутренний, более плотный, который формируется из основного материала образца, и внешний, более рыхлый, который преимущественно состоит из химических элементов, окружающих изделие в электролите. Практически используют в трибосопряжениях только внутренний упрочненный слой материала, а внешний обычно удаляется.

Технические характеристики МДО-технологии. Основные технические параметры, определяющие выбор оборудования для реализации процесса МДО [5, 6]:

необходимость обеспечения высокой производительности нанесения покрытий. Данное требование может быть достигнуто, например, путем повышения скорости формирования покрытия (от 0,5 до 1,5 мкм/мин) и увеличения мощности установки (до 20 кВт). Кроме того, можно ускорить рост покрытия с помощью применения ступенчатой технологии формирования упрочненного слоя, но для этого необходимо предусмотреть две электролитические ванны, поскольку используются два разных электролита. Для небольших деталей применяется единовременная загрузка десятков обрабатываемых деталей до 100 дм², что определяет потребность в разработке способа их фиксации;

выбор технологических источников тока, позволяющих получать покрытие за более короткое время и с меньшими энергозатратами (до 0,12 кВт/м²). В зависимости от назначения оборудование для МДО может иметь конденсаторные, трансформаторные, тиристорные и другие виды источников питания;

возможность покрытия сложнопрофильных или крупногабаритных деталей. При оксидировании сложнопрофильных деталей важно обеспечить равномерный доступ электролита и электрического поля по поверхности изделия. Например, напряженность электрического поля существенно снижается внутри отверстий длинных узких трубок. Выделяющиеся в процессе оксидирования кислород и водород образуют гремучую смесь, которая под действием разрядов стимулирует микровзрывы, разрушающие керамический слой. Если не удастся предотвратить данный процесс подбором электролитов, то необходимо вносить конструктивные изменения в конфигурацию электролитической ванны. Введение дополнительных противоэлектродов позволяет достичь более постоянного по поверхности обрабатываемого изделия градиента электрического поля;

необходимость получения покрытий конкретного функционального назначения (диэлектрических, коррозионно-стойких, жаростойких и т.д.).

В этом случае комбинируется вид электролита (кислый или щелочной) и режимы МДО (анодный, анодно-катодный или комбинированный);

экологическая безопасность технологии МДО, при реализации которой не требуются специальные средства утилизации. Наиболее часто в технологических процессах используются слабощелочные электролиты. Образующиеся при этом сточные воды относятся к маточным растворам IV группы, содержащим вещества, диссоциирующим на ионы, которые не вредят окружающей среде. Отходы (при разведении их в 10 раз) разрешено утилизировать в общепромышленную канализацию. Установлено, что в процессе электрохимических превращений при МДО происходит выделение водорода и кислорода в достаточно больших количествах. В связи с этим зона формирования покрытий должна быть оборудована системой вентиляции;

защитное ограждение с системой блокировки. Оно монтируется вокруг электролитической ванны при учете высокой мощности оборудования. Для оператора, обслуживающего установку, необходимо создать эргономичное рабочее место, оборудованное персональным компьютером с соответствующим программным обеспечением.

Схема оборудования для нанесения керамического покрытия. Анализ технологии МДО позволяет составить ориентировочный план участка и необходимый комплект оборудования (рис. 2).

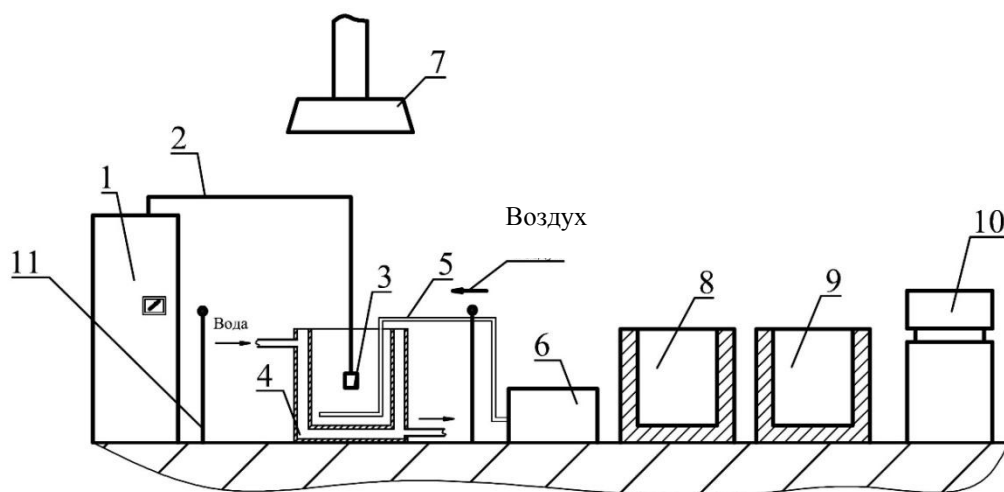


Рис. 2. Комплект оборудования участка МДО

Чтобы создать требуемую величину напряжения на поверхности обрабатываемой детали, необходимо использовать источник питания 1 (см. рис. 2), способный создать условия для возникновения искровых разрядов. Он должен позволять регулировать плотность тока в пределах от 1 до 15 А/дм² и необходимый вид вольт-амперной характеристики микроплазменного разряда. Данные требования обусловлены заданными физико-механическими свойствами, которыми должен обладать

создаваемый керамический слой. От источника питания 1 через подводящие провода 2 на обрабатываемый образец 3 подается разность потенциалов, заданная источником питания 1. Образец 3 находится в электролите в гальванической ванне 4. Ее конструкция должна предусматривать рубашку охлаждения, так как при обработке детали площадью 1 дм² за час в среднем выделяется 36 кДж энергии [7]. Для охлаждения целесообразно использовать техническую воду, которая подается в нижнюю часть ванны и выходит из верхней. Материал гальванической ванны – нержавеющая сталь. Она предотвращает внесение в электролит примесей, негативно влияющих на данный электрохимический процесс. Для создания равномерного распределения химических компонентов по объему ванны, а также отвода тепла от обрабатываемого образца 3 необходимо постоянно перемешивать электролит. Это удобно делать сжатым воздухом через барботер 5, на который воздух подается компрессором 6. Отвод газообразных продуктов электролиза осуществляется вытяжной системой 7. После окончания МДО для удаления внешнего рыхлого слоя его целесообразно дополнительно обработать в ванне 8 плавиковой кислотой в течение 1–3 минут. Затем образец следует поместить в промывочную ванну 9 [8]. Окончательно удаляется верхний слой на шлифовальном оборудовании 10. Поскольку МДО происходит при высоких напряжениях, гальваническая ванна должна быть помещена за заземленную ограду 11, предотвращающую случайный доступ к ней.

Данный комплект оборудования позволяет формировать на поверхности алюминиевых сплавов высокотвердое керамическое покрытие различного триботехнического назначения методом МДО с заданными параметрами шероховатости.

Библиографический список

1. Bolotov A.N., Burdo G.B., Novikov V.V. Solid lubricant ceramic coatings on aluminium and its alloys // *Journal of Physics: Conference Series*. 2018.
2. Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О. Применение износостойких керамических покрытий в строительстве // *Вестник Тверского государственного технического университета*. 2016. № 2 (30). С. 112–114.
3. Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О. Формирование матрицы алмазосодержащего композиционного керамического инструментального материала // *Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвузовский сборник научных трудов*. Вып. 12. Тверь: ТвГТУ, 2019. С. 80–87.

4. Новиков В.В., Зоренко Д.А., Болотов А.Н. Получение антифрикционных композиционных керамических покрытий и их триботехнические свойства // Упрочняющие технологии и покрытия. 2019. Т. 15. № 4 (172). С. 185–190.

5. Стабильность свойств защитных покрытий, формируемых методом микродугового оксидирования при групповой обработке деталей / В.Б. Людин [и др.] // Известия высших учебных заведений. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2018. № 1. С. 44–50.

6. Майборода В.А., Абрамов С.С. Строение и свойства слоистых композиционных материалов, получаемых на основе алюминиевых сплавов микродуговым оксидированием // Материалы 54-й Международной научной студенческой конференции МНСК-2016: Новые конструкционные материалы: сборник тезисов конференции. Новосибирск: НГУ, 2016. С. 44.

7. Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О. Выбор толщины керамического слоя на алюминии и его сплавах с учетом затрат энергии и ресурсов на его получение // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвузовский сборник научных трудов. Вып. 15. Тверь: ТвГТУ, 2022. № 15. С. 12–17.

8. Способ получения износостойкого покрытия на алюминии и его сплавах: пат. 2424381 С1 Рос. Федерация. № 2010123097/02 / Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О., Васильев М.В., Горлов А.И.; заявл. 07.06.2010; опубл. 20.07.2011, Бюл. № 20. 8 с.

УДК 621.891

Д.А. Зоренко
Тверской государственный технический университет

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ СЛОЖНОЙ ФОРМЫ

© Зоренко Д.А., 2023

В статье представлены основные результаты исследования процесса формирования микродуговых износостойких оксидных покрытий на поверхности вентильных металлов. Рассмотрены особенности их получения на деталях сложной формы. Приведены составы электролитов для получения покрытий на алюминиевых и титановых сплавах.

Ключевые слова: микродуговое оксидирование, оксидная керамика, вентильные металлы, детали сложной формы.

INCREASING THE WEAR RESISTANCE OF THE INTERNAL FRICTION SURFACES OF PARTS OF COMPLEX SHAPE

The article presents the main results of the study of the formation of micro-arc wear-resistant oxide coatings on the surface of valve metals. The features of their production on parts of complex shape are considered. The compositions of electrolytes for obtaining coatings on aluminum and titanium alloys are given.

Keywords: microarc oxidation, oxide ceramics, valve metals, parts of complex shape.

В условиях стабильного увеличения объемов применения деталей узлов трения, имеющих сложные внутренние поверхности, повышение их долговечности представляет собой актуальную задачу современного производства. Основной проблемой, влияющей на долговечность деталей, является невозможность использования смазки из-за особенности их эксплуатации. Существенная часть подобных деталей изготавливается из различных цветных сплавов, в том числе на основе алюминия и титана. Одним из путей решения данной задачи является принудительное ускоренное образование на трущихся поверхностях износостойких, композиционных, самосмазывающихся покрытий, полученных методом микродугового оксидирования (МДО) с внедренными мелкодисперсными частицами твердого смазочного материала. Существующие широко распространенные антифрикционные покрытия невозможно нанести на поверхности алюминиевых и титановых сплавов из-за низкой адгезионной активности этих металлов. Наиболее перспективным способом повысить твердость и износостойкость рабочих поверхностей подобных деталей является МДО. Этот процесс позволяет получать твердые оксидные пленки на поверхностях алюминиевых и титановых сплавов толщиной до нескольких десятых долей миллиметра, а их структура и физико-механические свойства дают возможность успешно противостоять абразивному износу.

При микродуговом оксидировании защищаемая деталь является анодом, а процессы, происходящие на аноде, описаны в работах [1–3]. В источнике [2] подробно исследованы физико-механические и триботехнические свойства МДО-покрытий. Результаты предварительных испытаний показывают, что поверхности деталей, на которых необходимо сформировать покрытие, можно разделить на закрытые, полужакрытые, открытые. Наиболее интересными для исследования являются полужакрытые и закрытые поверхности. Они сильно экранированы от противоиэлектрода, к ним затруднен доступ электролита из-за сложности его циркуляции, приводящей также к ухудшению условий отвода

продуктов реакции, и охлаждения. При этом процесс протекает крайне неустойчиво, необходимо подбирать специальные режимы для формирования качественного упроченного слоя с высокими физико-механическими и триботехническими характеристиками.

В Тверском государственном техническом университете проводились исследования процесса формирования оксидного слоя заданной толщины с требуемыми физико-механическими и триботехническими свойствами на полузакрытых поверхностях из алюминиевых и титановых сплавов. В качестве защищаемых деталей использовались втулки, имеющие сквозные отверстия. Было установлено, что при постоянном составе электролита распределение толщины покрытия по длине внутреннего отверстия существенно зависит от отношения L/d . С ростом относительной длины отверстия наблюдалось снижение качества и равномерности покрытия, а при $L/d > 3$ на поверхности отверстия образуются открытые участки. Причиной этого является увеличение неравномерности распределения электрического поля.

На качество и стабильность роста МДО-покрытия устойчивой толщины в очень большой степени влияет состав электролита. Увеличение процентного содержания щелочи в электролите уменьшает неравномерность толщины покрытия практически до нуля. Дальнейшее увеличение концентрации щелочи резко нарушает однородность покрытия у торцов отверстия. Под действием локальных дуговых разрядов происходит отслаивание слоя, причем одновременно с этим начинается процесс травления щелочью образовавшихся участков непокрытого алюминия. Такую концентрацию электролита можно считать предельно допустимой для рассматриваемого соотношения L/d . Исследования, проводившиеся при получении покрытия на втулках из титана (Ti), показали подобное поведение процесса, но с меньшими результирующими толщинами слоя. Для обеспечения надежной работы узлов трения в условиях масляного голодания проводились исследования, направленные на получение износостойкого композиционного самосмазывающегося покрытия на основе оксида алюминия и мелкодисперсного порошка дисульфида молибдена. Путем подбора рабочей концентрации компонентов электролита и токовых режимов нанесения было получено покрытие, имеющее в своем составе частицы твердого смазочного материала. Состав предложенного электролита: щелочь NaOH – 1 г; жидкое стекло – 11 г; дисульфид молибдена (размером частиц 2–10 мкм) – 45 г; глицерин – 30 г; 1 л дистиллированной воды. Алюминиевую деталь подвергали дуговому окислению в течение 0,5 часа до достижения рабочего напряжения 300–400 В и толщины покрытия 0,05–0,1 мм. После этого в электролит добавляли частицы дисульфида молибдена и процесс продолжали до достижения рабочего напряжения 540–630 В и толщины

слоя 0,15–0,5 мм. Было проведено исследование процесса нанесения покрытия с помощью четырех принципиально разных электролитов: на основе жидкого стекла и щелочи; буры; ортофосфорной кислоты; ортофосфорной и серной кислот. Покрытие, получаемое на последнем электролите, характеризуется хорошей повторяемостью и высокой скоростью нанесения – 5–10 мин. В целом получаемые покрытия отличаются сравнительно высокой твердостью, высокой скоростью нанесения, простотой и дешевизной получения, но выполнить их в композиционном самосмазывающемся виде невозможно. В отличие от покрытий, получаемых на сплавах алюминия, покрытия на сплавах титана характеризуются худшей однородностью, меньшей толщиной и прочностью, так как в их составе, кроме оксида титана, присутствует двуокись титана. Поскольку получаемые покрытия имеют высокую шероховатость, необходимо проводить их механическую обработку перед эксплуатацией. Для чистовой обработки покрытия на внутренних цилиндрических поверхностях следует использовать тонкое развертывание. Деталь из алюминиевого сплава должна быть изготовлена таким образом, чтобы рабочие поверхности, на которые будет нанесено покрытие, были выполнены с необходимым допуском, учитывающим толщину будущего покрытия. Таким образом, цилиндрическое отверстие должно иметь диаметр на 0,01–0,07 мм больше номинального.

Результаты проведенных исследований позволили разработать технологию нанесения покрытий, в том числе композиционного самосмазывающегося, на полузакрытые поверхности деталей. Полученные покрытия обеспечивают высокую надежность работы узлов трения, работающих в условиях отсутствия смазочного материала. Прделанная работа показывает технико-экономическую целесообразность использования представленных покрытий в тяжело нагруженных узлах машин.

Библиографический список

1. Великосельская Н.Д. Повышение долговечности деталей узлов трения подводного нефтепромыслового оборудования посредством поверхностного упрочнения методом микродугового оксидирования: дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04 – трение и износ в машинах: М., 1989. 190 с.

2. Новиков В.В. Создание и комплексное исследование алмазосодержащих керамических трибоматериалов для узлов трения различного назначения: дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04 – трение и износ в машинах. Тверь, 1998. 158 с.

3. Баковец В.В., Поляков О.В., Долговесова И.П. Плазменно-электролитическая анодная обработка металлов. Новосибирск: Наука, 1991. 152 с.

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ
НОЖЕЙ СИЛОВОГО РЕЗАНИЯ ДРЕВЕСИНЫ**

© Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А., 2023

Исследованы основные триботехнические свойства сталей отечественного и зарубежного производства для изготовления дереворежущих ножей. Результаты испытаний инструментальных сталей позволили разработать рекомендации по выбору материалов, используемых при изготовлении ножей силового резания древесины, а также выбору режимов объемного и поверхностного упрочнения.

Ключевые слова: ножи силового резания, изнашивание, трение, инструментальные стали, дереворежущий инструмент.

**IMPROVEMENT OF MATERIALS FOR MANUFACTURING KNIVES
FOR FORCE CUTTING WOOD**

The basic tribotechnical properties of steels of domestic and foreign production for the manufacture of wood-cutting knives are investigated. The results of testing tool steels made it possible to develop recommendations on the choice of materials for the manufacture of knives for power cutting wood, modes of volumetric and surface hardening.

Keywords: power cutting knives, wear, friction, tool steels, wood cutting tools.

Процесс силового резания древесины сопровождается высокими динамическими и ударными нагрузками, приводящими к быстрому снижению остроты режущего клина. При этом износ ножей происходит преимущественно за счет выкрашивания лезвия, которое развивается в результате роста микротрещин, имевшихся в прикромочных зонах еще перед началом эксплуатации в результате термической обработки и образовавшихся вследствие усталости материала в процессе работы.

Материал для изготовления дереворежущего инструмента должен обеспечить сочетание таких свойств, как прочность, пластичность, твердость, устойчивость против коррозии и абразива. Высокая усталостная прочность необходима для сопротивления циклически изменяющимся контактными нагрузкам. Пластичность нужна для сопротивления ударным нагрузкам и минимизации развития микротрещин [1, 2]. Твердость определяет стойкость материала к истиранию и абразивному износу. Коррозионная стойкость резца позволяет сопротивляться воздействию коррозионно-механического изнашивания при обработке древесины [3].

Для изготовления дереворежущих ножей традиционно используются высококачественные легированные быстрорежущие стали отечественного производства. Твердость, вязкость и теплостойкость высоколегированных и высококачественных инструментальных сталей обеспечиваются введением легирующих элементов: хрома (Х), никеля (Н), кремния (С), марганца (Г), молибдена (М), ванадия (Ф) и др. Окончательные свойства сплава определяются соответствующей термической или термомеханической обработкой. Инструментальные материалы отечественного производства для изготовления деревообрабатывающих ножей представлены в таблице.

**Инструментальные материалы
для деревообрабатывающих ножей**

Материал ножа, твердость режущей кромки	Назначение
Х6ВФ, 8ХНФТ, HRC 57–61	Строгальные ножи для обработки древесины мягких пород
85ВФ, 8Х6НФТ, HRC 55–60.	Луцильные ножи для обработки древесины мягких пород
P18, HRC 57–60	Ножи для обработки древесины мягких и твердых пород
85ВФ, 8ХНФТ HRC 55–60	Ножи шпонострогальных станков
9Х5ВХ, 8Х6НФТ, 6Х6В3СМФ, 6Х6В3МФС HRC 57–60	Ножи стружечных станков для обработки древесины мягких и твердых пород
6ХС, 6ХВ2С, 55Х7ВСМФ и 55Х6В3СМФ, HRC 55–59	Ножи рубительных машин для обработки влажной древесины мягких и твердых пород
6ХС, 9ХС, 6ХВ2С, 60С2А HRC 50–58	Корообдирочные ножи для обработки влажной древесины мягких и твердых пород
60С2ХА, 45ХНМФА, 45ХН2МФА, HRC 54–58	Сучкорезные ножи для обработки влажной древесины мягких и твердых пород

В настоящее время на рынке деревопереработки имеется большое количество зарубежных аналогов дереворежущих инструментов, изготовленных из специальных сталей производства Германии, Финляндии, Австрии, Чехии, Японии. Эти сложнoleгированные стали близки между собой по химическому составу, но обладают различным содержанием вольфрама и молибдена, имеют высокое содержание хрома и

небольшие добавки ванадия и никеля с твердостью режущей кромки 52–58 HRC.

Необходимая твердость ножей может быть получена путем оптимизации химического состава и термической обработки режущих кромок (закалки и отпуска). Приведенные в таблице материалы хорошо показали себя в процессах резания древесины при невысоких динамических нагрузках.

Тем не менее для сучкорезных ножей, работающих при высоких динамических нагрузках ударного действия, приведенные материалы не обладают достаточной стойкостью и быстро выходят из строя, поскольку для сопротивления образованию трещин важным является ударная вязкость материала, которая должна составлять не менее 8–10 Дж/см² [4].

В рассматриваемых эксплуатационных условиях при изготовлении ножей силового резания перспективными являются углеродистые стали, легированные хромом, никелем, молибденом и некоторыми другими элементами и обладающие пластичностью, вязкостью и низким порогом хладоломкости. Нами были рассмотрены хромоникелевые стали аустенитного и ледебуритного класса, сочетающие необходимый набор свойств [5].

Для изготовления сучкорезных ножей харвестерных головок предложена высокоуглеродистая легированная сталь марки 7X15BMФСН, содержащая углерод, хром, марганец, кремний, ванадий, никель, молибден, алюминий и редкоземельные металлы. Термическая обработка рекомендуемой стали выполнялась путем закалки и двукратного отпуска, что позволило получить твердость 52–56 HRC и ударную вязкость 0,6–0,8 Дж/см².

Для увеличения контактной выносливости и устранения возможных дефектов термической обработки режущие кромки ножей были упрочнены электродеформационным методом и пластическим деформированием гибким щеточным инструментом [6].

Исследования стойкости инструментальных сталей к динамической, циклической и ударной нагрузкам, коррозионно-механическому изнашиванию, а также износоустойчивости при истирании абразивно-кислотной суспензией проводились на соответствующих экспериментальных установках согласно разработанным методикам [4].

Результаты испытаний рекомендуемых материалов при подаче в зону трения кислотно-абразивной суспензии с рН = 4,5 представлены на рис. 1.

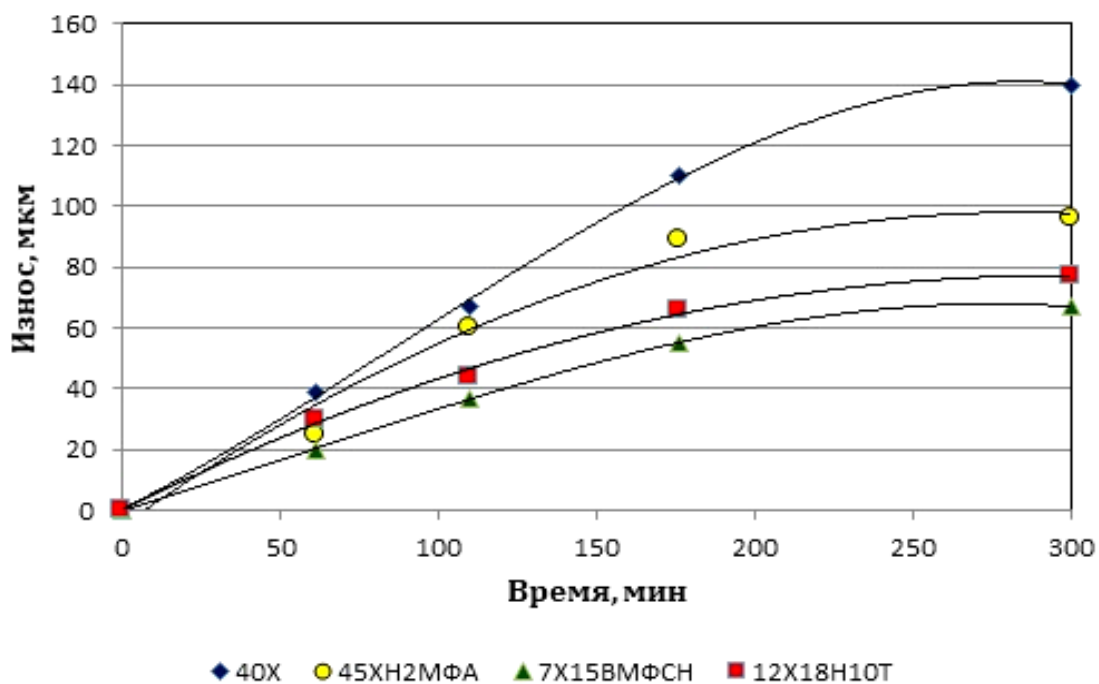


Рис. 1. Износ образцов абразивно-кислотной суспензией

Устойчивость легированных сталей к коррозии является известным фактом. Пассивность сталей 45ХН2МФА, 7Х15ВМФСН и 12Х18Н10Т достигается образованием на поверхности оксидной пленки, имеющей такую же кристаллическую решетку, как и основной металл, а также введением в состав ферритообразующих (Cr, Mo, Al, Si, Ti, Nb, W, V) и аустенитообразующих (Ni, C, Mn, N, Co, Cu) элементов. Однако при механическом воздействии абразивных частиц, приводящем к образованию ювенильных поверхностей, устойчивость коррозии снижается, так как образовать оксидную пленку металл не успевает. За счет этого образуется питтинговая или щелевая коррозия, что наблюдается у стали 45ХН2МФА. Введение в состав стали около 13–15 % хрома способствует пассивации металла при сохранении высоких прочностных показателей (стали 7Х15ВМФСН, 45ХН2МФА). Высокое содержание хрома приводит к снижению ударной вязкости и охрупчиванию, тогда как никель снижает энергию взаимодействия дислокаций с атомами внедрения, тем самым увеличивая пластичность и вязкость стали, что ведет к повышению сопротивления стали хрупкому разрушению. Хром, никель, алюминий, кремний, введенные в состав стали, образуют непрерывную прочную оксидную пленку и повышают электродный потенциал.

Высокое содержание углерода стали 7Х15ВМФСН позволяет получить высокие значения механических свойств. Лезвие ножа отличается чрезвычайной твердостью и максимально долго сохраняет остроту.

Легирование сталей элементами, образующими твердые растворы замещения или внедрения, вызывает повышение прочностных характеристик. Степень упрочнения твердого раствора определяется влиянием растворенных элементов на электронную структуру атомов матрицы. Это влияние выражается в размерном несоответствии атомов легирующего элемента и аустенита [7].

Молибден оказывает положительное воздействие на сопротивляемость питтинговой коррозии, а также повышает критическую температуру питтингообразования.

Следующая серия испытаний позволила определить эффективность поверхностной упрочняющей обработки в целях повышения долговечности ножей силового резания (рис. 2).

Одним из вариантов повышения износостойкости поверхностного слоя является обеспечение упрочнения путем механического наклепа, осуществляемого в процессе $\gamma \rightarrow \alpha$ -превращений. Благоприятное влияние на эффективность упрочнения сплавов оказывает мартенситное превращение благодаря образованию дисперсных кристаллов. При наличии в сплаве хрома и марганца в процессе трения часть энергии расходуется на структурные превращения остаточного аустенита в мартенсит с образованием поверхности из аустенитно-мартенситной матрицы с включенными в нее карбидами хрома.

Высокая износостойкость исследуемой стали 7X15BMФСН при упрочнении образцов электродеформационным методом и пластическое деформирование гибким щеточным инструментом очевидны в результате протекания мартенситного превращения $\gamma \rightarrow \alpha$ и образования мелких кристаллов мартенсита деформации.

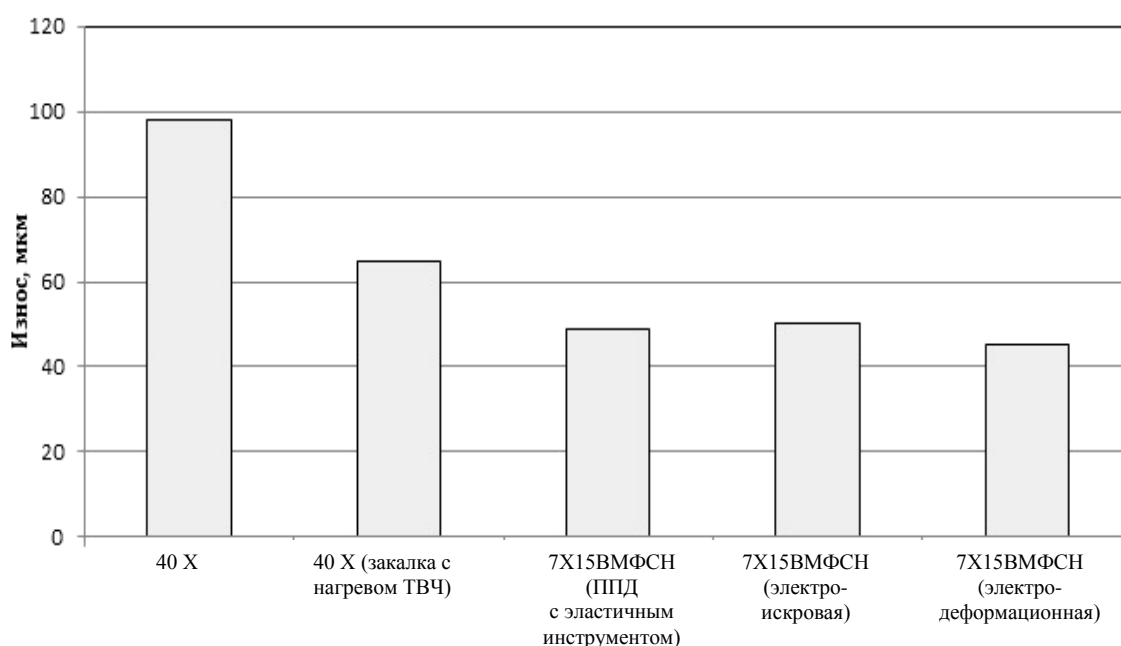


Рис. 2. Износ исследуемых образцов влажным абразивом

В процессе электроискровой обработки происходят разогрев и оплавление локальных зон за счет электроискрового разряда, а деформирование микрообъема материала осуществляется при температурах, соответствующих низко- и высокотемпературной механической обработке. В этом случае термоциклическая обработка позволяет из деформированного аустенитного зерна получить мелкозернистую структуру мартенсита, что повышает прочность на 10–20 % и ударную вязкость в 1,5–2 раза.

Холодная пластическая деформация приводит к упрочнению вследствие не только наклепа и увеличения дефектности структуры, но и мартенситного превращения, в результате которого из ОЦК-фазы выделяется интерметаллидная фаза NiAl.

Повышение упругих свойств в результате холодной пластической деформации обусловлено, с одной стороны, наклепом и усилением дефектности структуры γ -твердого раствора вследствие развития пластического деформирования путем скольжения и двойникования, а с другой – интенсивностью протекания $\gamma \rightarrow \alpha$ превращения, появлением в аустените высокодисперсных кристаллов мартенсита деформации. Количество мартенсита деформации в исследуемой стали достигает 80 %. При этом шероховатость поверхности уменьшается в 3,5–4,0 раза, а остаточные сжимающие напряжения, возникающие в поверхностном слое, имеют максимум на поверхности 800 МПа.

Поскольку полученные значения износостойкости электродеформационного упрочнения и пластического деформирования гибким щеточным инструментом для исследуемой стали практически равны, то в каждом конкретном случае следует руководствоваться технологическими возможностями обработки.

Таким образом, выбирая материал при изготовлении ножей силового резания древесины, необходимо руководствоваться показателями его структурного состояния и механическими характеристиками, а также технологическими возможностями упрочняющей обработки.

Из исследуемых сталей наиболее высокий уровень контактной выносливости, стойкости к коррозии и абразивному изнашиванию показывает сталь 7X15BMФСН, что позволяет рекомендовать использовать ее при изготовлении ножей силового резания древесины и сучкорезных ножей харвестерных головок.

Минимизировать дефектное состояние рекомендуемого инструментального материала, снизить уровень негативных остаточных и эксплуатационных напряжений, а также исключить возможности их концентрации в опасных зонах возможно путем применения изотермической закалки и высокотемпературного двукратного отпуска.

Повысить сопротивляемость механическому поверхностному разрушению и стойкость ножевого клина к трещинообразованию можно путем пластического деформирования гибким щеточным инструментом.

Библиографический список

1. Рекомендации по выбору материалов для ножей рубительных машин / А.В. Алифанов [и др.] // Труды БГТУ. № 2. Лесная и деревообрабатывающая промышленность. 2014. № 2 (166). С. 185–187.
2. Грибенюк Я.В., Пилюшина Г.А. Перспективные инструментальные материалы для обработки древесины // Новые материалы и технологии в машиностроении. Брянск. 2020. № 32. С. 13–17.
3. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Капустин В.В. Основы повышения износостойкости железоуглеродистых сплавов при коррозионно-механическом изнашивании // Вестник Брянского государственного технического университета. 2018. № 11 (72). С. 57–66.
4. Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А. Возможности и перспективные пути повышения работоспособности машин и оборудования лесного комплекса // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2013. № 5. С. 129–141.
5. Pilyushina G.A., Pyrikov P.G., Rukhlyadko A.S. Improving the performance of machining tools for nonmetallic materials // Russian Engineering Research. 2013. Vol. 33. № 9. С. 532–535.
6. Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А., Шевелева Е.В. Повышение износостойкости сучкорезных ножей многооперационных лесозаготовительных машин // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2019. № 6 (372). С. 174–184.
7. Утевский Л.М., Хамитов Ф.Р. О дислокационной структуре деформированного аустенита и ее «наследовании» мартенситом // МиТОМ. 1966. № 4. С. 4–6.

УДК 621.892.5

С.Ю. Мишаков, П.Н. Хопин
Московский авиационный институт

ОЦЕНКА ИЗНОСОСТОЙКОСТИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ СМАЗЫВАНИИ МАСЛАМИ С ПРИСАДКАМИ ГРАФЕНА

© Мишаков С.Ю., Хопин П.Н., 2023

Рассмотрены конструкция прибора, методика и результаты оценки износостойкости металлического контртела в паре скольжения «скрещенные цилиндр – кольцо» при смазывании моторным маслом с присадками графена. Износостойкость металлических поверхностей по критерию Бруггера при смазывании синтетическим маслом 5W-30 с добавлением фторированного графена по сравнению с чистым графеном

возросла в среднем на 42,4 %, а по сравнению с маслом без добавок – на 48,8 %.

Ключевые слова: смазочные масла, трение скольжения, фторированный графен, масляная пленка, износ.

ASSESSMENT OF WEAR RESISTANCE OF METAL SURFACES WHEN LUBRICATED WITH GRAPHENE ADDITIVES

The design of the device, the methodology and the results of assessing the wear resistance of a metal counterbody in a sliding pair "crossed cylinder – ring" when lubricated with motor oil with graphene additives are considered. The wear resistance of metal surfaces according to the Brugger criterion when lubricated with 5W-30 synthetic oil with the addition of fluorinated graphene increased by an average of 42,4 % compared to pure graphene, and by 48,8 % compared to oil without additives.

Keywords: lubricating oils, sliding friction, fluorinated graphene, oil film, wear.

Введение. Первостепенной задачей разработки любого смазочного материала, будь то пластичная смазка или жидкое масло, является уменьшение износа сопряженных деталей и узлов трения, а также отвод тепла и снижение затрат мощности на преодоление сил трения. Доказано, что порядка 1/3 всей вырабатываемой в мире энергии может расходоваться на преодоление сил трения [1]. В этой связи актуальной задачей становится поиск новых смазочных материалов и, в частности, присадок к ним, способных увеличить износостойкость металлических поверхностей при смазывании маслами с углеродными присадками, обеспечить их длительную работоспособность. В настоящее время проводятся обширные исследования эффективности использования графена (в том числе и как присадок к смазочным маслам) [2, 3]. Таким образом, целью данной работы является исследование эффективности введения графена в качестве присадки к различным смазочным маслам при трении скольжения.

Методика оценка износостойкости металлических поверхностей при смазывании маслами с присадками графена. Решение поставленной задачи осуществлялось с использованием установки для испытания смазочных материалов в зоне трения скольжения. Схема приведена на рис. 1.

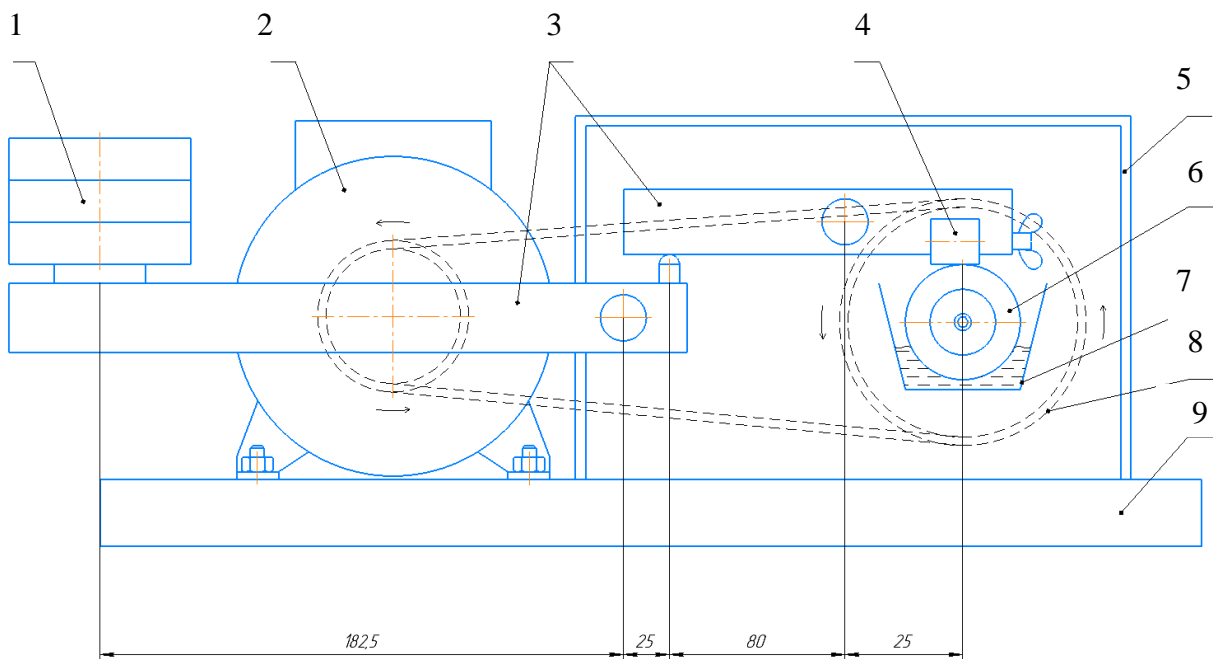


Рис. 1. Схема установки для испытания смазочных материалов в зоне граничного трения: 1 – грузы; 2 – электродвигатель; 3 – рычаг; 4 – испытуемый контрообразец; 5 – корпус; 6 – кольцо; 7 – емкость для масла; 8 – ременная передача; 9 – основание

Испытуемый контрообразец (цилиндрический ролик 14×14 мм) (рис. 2а) зажимается в правом рычаге с помощью барашковой гайки. Величина нормальной нагрузки на кольцо задается грузами через составной рычаг, образованный системой рычагов. Рычаги крепятся с помощью штифтов, запрессованных в корпус. Кольцо представляет собой внешнюю обойму конического роликового подшипника 6-7203 А $17 \times 40 \times 13,25$ ГОСТ 27365-87 (рис. 2б) и фиксируется на ответной конусной части вала с помощью прижимной шайбы. Вращательное движение кольца обеспечивается электродвигателем через ременную передачу. Испытуемое масло заливается в емкость. Узлы установки монтируются на основании.



Рис. 2. Элементы пары трения: цилиндрический ролик (а); внешняя обойма конического роликового подшипника (б)

Трение реализовывалось по схеме «скрещенные цилиндры», характерной для зубчатых соединений (рис. 3).

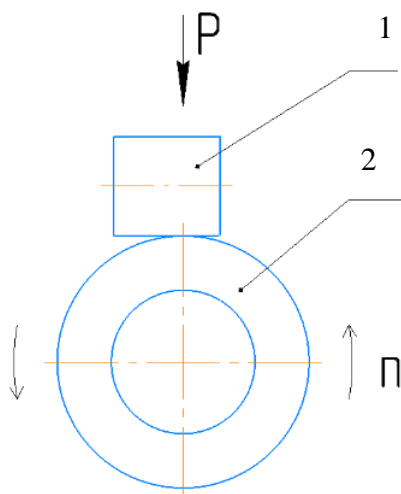


Рис. 3. Схема трения «скрещенные цилиндры»: 1 – испытуемый образец (цилиндр); 2 – кольцо

Испытуемые контробразцы изготавливались из стали ШХ15 с твердостью 58–65 HRC, а кольца – из стали 20Х2Н4А с твердостью 60 HRC. Твердость измерялась на микротвердомере HVS-1000 при нагрузке на индентор $P = 1,96$ Н по методу Виккерса с последующим переводом значений в шкалу Роквелла. Условия испытаний задавались в соответствии с DIN 51347 и с учетом конструктивных особенностей используемой установки (таблица).

Условия (параметры) испытаний

Параметр	Значение	
	в испытаниях	по стандарту DIN 51347
Нагрузка, Н	400±10	
Время испытания, с	30±1,5	
Частота вращения, об/мин	500	860
Размеры вращающегося кольца (диаметр × ширина), мм	40×11	25×14
Размер испытуемого образца (диаметр × длина), мм	14×14	18×18
Скорость скольжения, м/с	1,05	1,20

Время испытания $30 \pm 1,5$ было выбрано в соответствии с требованиями стандарта DIN 51347.

В результате экспериментов на испытуемом контробразце образовывалась зона износа в форме эллипса (рис. 4а). Оценка величины весового износа производилась по уменьшению массы контробразцов после испытаний с помощью аналитических весов OHAUS Adventurer AX 324.

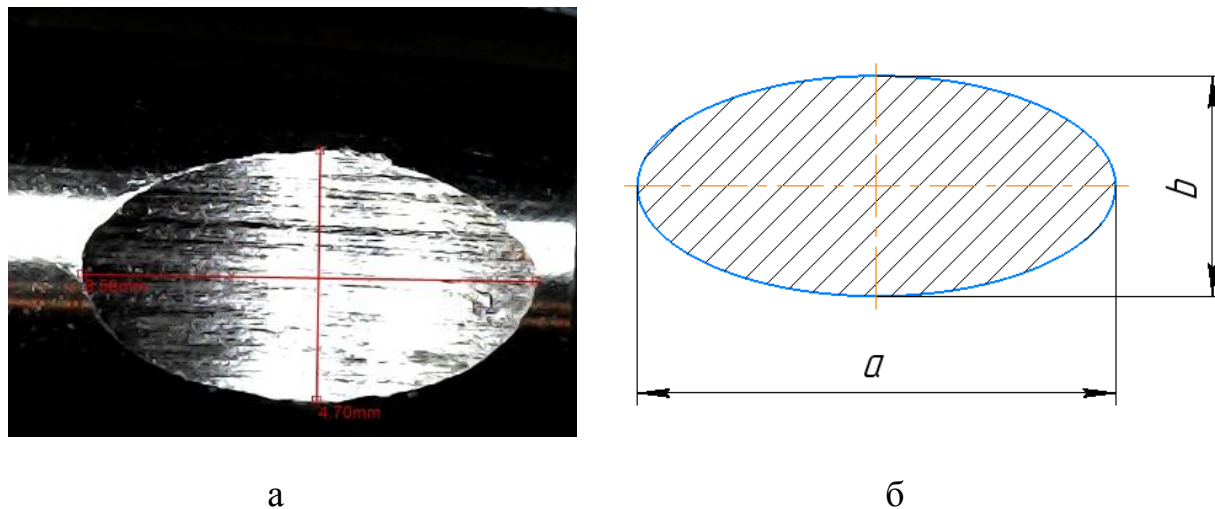


Рис. 4. Поверхность износа контртела:
снимок зоны износа (а);
«эллипс» пятна износа (б)

Эллиптическая поверхность износа измерялась с помощью портативного цифрового USB-микроскопа Espada U1600x. Оценка износостойкости металлических поверхностей при смазывании жидкой масляной пленкой производилась по уравнению (критерию) Бруггера в соответствии с DIN 51347 и исходя из измеренных осей эллипса износа (см. рис. 4б):

$$B_n = \frac{4 \times P}{a \times b \times \pi} \left[\frac{H}{\text{мм}^2} \right], \quad (1)$$

где a – длина продольной оси эллипса износа, мм; b – длина поперечной оси эллипса износа, мм; P – контактная нагрузка (400 Н).

Конечная оценка износостойкости металлических поверхностей представляет собой среднее значение трех отдельных тестовых прогонов:

$$B = \frac{1}{3} \sum_{n=1}^3 B_n \left[\frac{H}{\text{мм}^2} \right]. \quad (2)$$

Результаты испытаний. В качестве смазочной среды использовалось синтетическое моторное масло 5W-30, модифицированное чистым и фторированным графеном (CF) с разными концентрациями (от 0,01 до 0,2 % масс.). На рис. 5 приведено сравнение износостойкости металлической поверхности контртела при смазке синтетическими маслами по критерию Бруггера согласно уравнению (1).

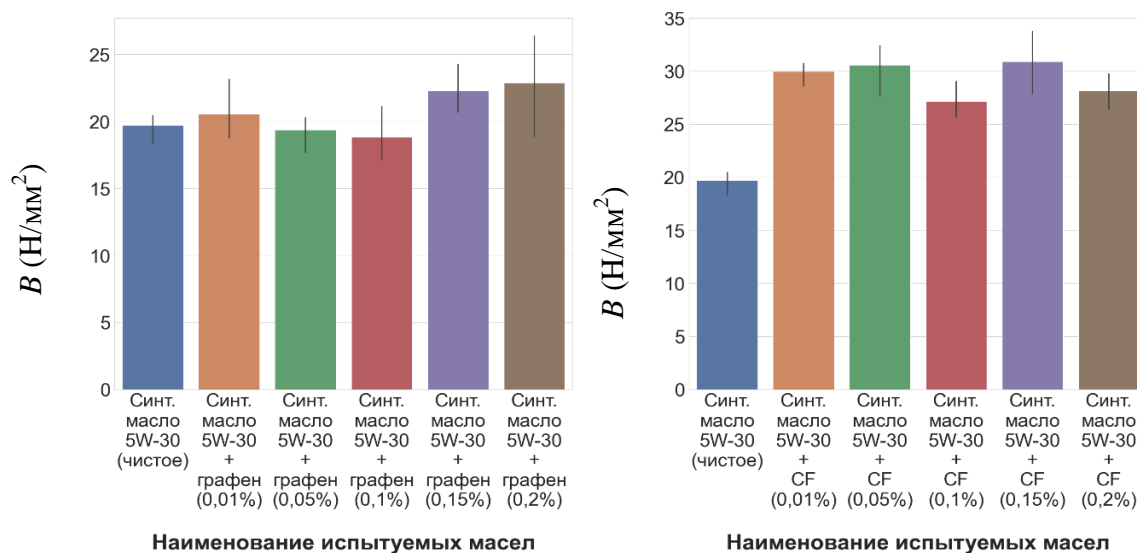


Рис. 5. Оценка износостойкости металлической поверхности контртела при смазывании синтетическими маслами с присадками графена по критерию Бруггера

На рис. 6 представлено сравнение среднего весового износа контрообразцов при смазывании синтетическим маслом с присадками графена различного состава.

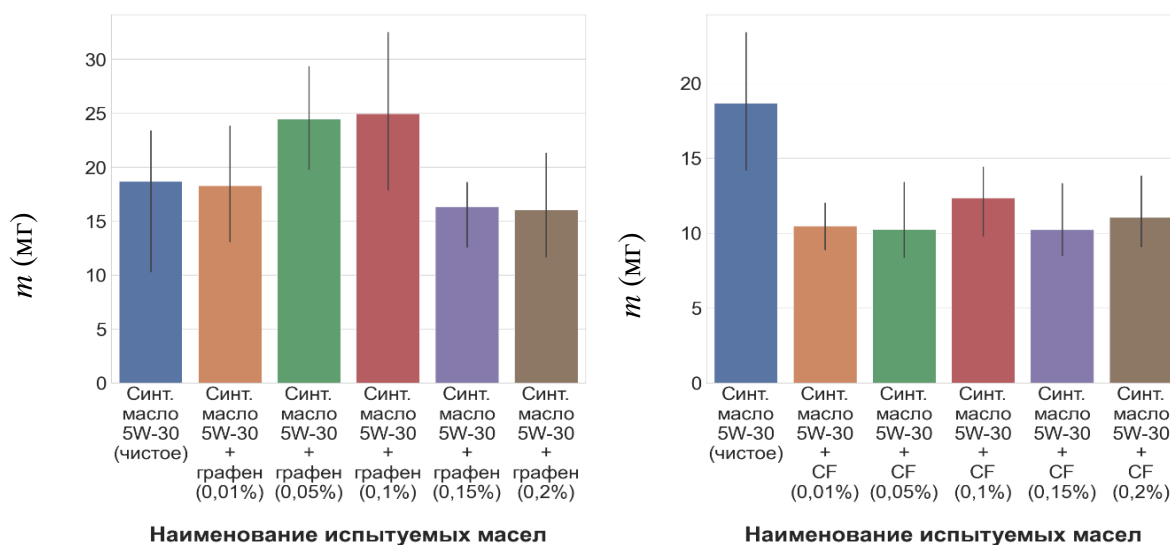


Рис. 6. Средний весовой износ контрообразцов при смазывании синтетическим маслом с присадками графена различного состава

Анализируя полученные результаты, можно сделать следующие выводы:

1. Износостойкость металлических поверхностей по критерию Бруггера при смазывании синтетическим маслом 5W-30 с добавлением фторированного графена возросла (по сравнению с чистым графеном) в среднем на 42,4 %, а по сравнению с маслом без добавок – на 48,8 %.

2. Средний весовой износ образцов при испытаниях в маслах с фторированным графеном снизился на 25,2 % по сравнению с маслом без добавок.

3. Максимальное значение критерия Бруггера ($B = 30,9$ Н/мм²) и минимальный износ контртела ($m = 10$ мг) наблюдались при трении синтетического моторного масла 5W-30 с присадками фторированного графена (0,05 и 0,15 % масс.).

Библиографический список

1. Recent advances in friction and lubrication of graphene and other 2D materials: Mechanisms and applications / L. Liu [et al.] // Friction. 2019. № 07 (03). Pp. 199–216.

2. Effect of Graphene and MoS² Flakes in Industrial Oils to Enhance Lubrication / K.K. Singh [et al.] // ACS Omega. № 4. Pp. 14569–14578.

3. Investigation on tribological properties of used engine oil with graphene. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J / A. Kumar [et al.] // Journal of Engineering Tribology. 2021. № 235 (7). Pp. 1420–1429.

УДК 621.315

А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова
Тверской государственный технический университет

КОМПЛЕКС АППАРАТУРЫ ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ ЭЛЕКТРОФРИКЦИОННЫХ КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ЧАСТЬ 4

© Гусев А.Ф., Измайлов В.В.,
Новоселова М.В., 2023

В статье продолжено описание конструкций оборудования и методик исследования фрикционного и электрического контакта материалов. Приведено описание конструкции трибометра, разработанного для экспериментального исследования изменения фактической площади касания и контактного электросопротивления при сдвиге. Двусторонняя

симметричная схема нагружения позволяет применить данный трибометр для измерения коэффициентов трения при высоких нормальных нагрузках на контакт, а также для изучения склонности материалов к схватыванию при трении.

Ключевые слова: трение, фактическая площадь контакта, переходное сопротивление, схватывание.

THE SYSTEM OF EQUIPMENT FOR TESTING OF ELECTROFRICTIONAL CONNECTIONS PART 4

The description of equipment designs and methods for the study of friction and electrical contact of materials is continued. A description of the design of a tribometer developed for experimental study of changes in the actual contact area and contact electrical resistance during shear is given. The two-sided symmetrical loading scheme makes it possible to use this tribometer to measure friction coefficients at high normal contact loads and to study the predisposition of materials to seizure during friction.

Keywords: friction, actual contact area, junction resistance, seizure.

Трибометр СМТ-0.3 для исследования изменения фактической площади касания и контактного электросопротивления при сдвиге

Трибометр СМТ-0.3 предназначен для экспериментального исследования изменения фактической площади касания шероховатой поверхности с гладкой и исследования изменения фактической площади касания модельных шероховатостей при относительном сдвиге поверхностей, а также для установления зависимостей между изменением площади фактического контакта и изменением переходного электросопротивления. Прибор состоит из рабочего узла – собственно трибометра и узла нагружения, смонтированных на раме прибора для определения контактных деформаций (ПКД) конструкции Н.Б. Демкина [1], схемы измерения силы трения и схемы измерения контактного электросопротивления.

Принципиальная схема трибометра показана на рис. 1.

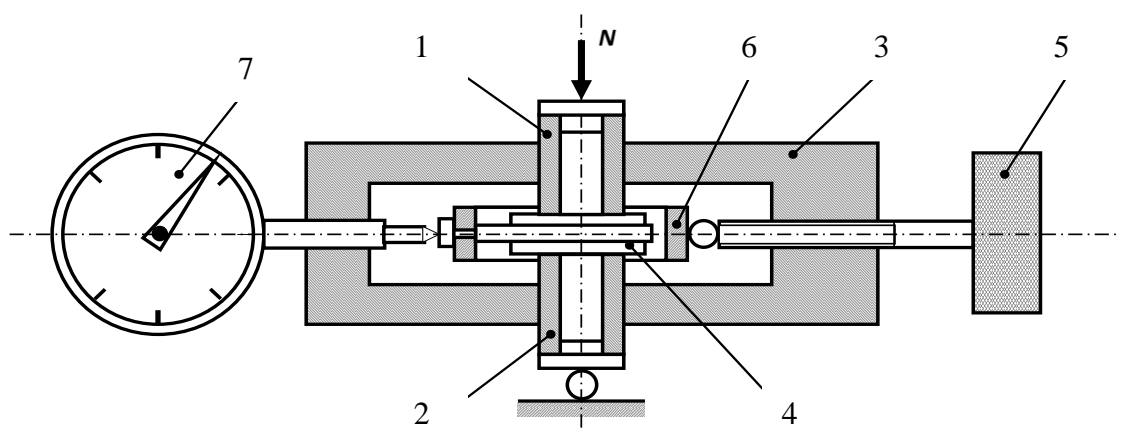


Рис. 1. Принципиальная схема рабочего узла трибометра

В трибометре реализуются схема торцевого трения и двусторонняя симметричная схема нагружения контакта. Образцы 1 и 2 цилиндрической формы помещаются соосно в направляющие гнезда на корпусе 3 с возможностью свободного перемещения вдоль общей оси. Контробразец имеет вид плоской пластины, разделяющей контактные поверхности образцов и жестко зафиксированной в оправке 4, которая закреплена внутри тензометрического кольца 6. Нормальное усилие N на контакт прикладывается вдоль общей оси к верхнему и нижнему образцам через пару шариков, прижимает образцы с двух сторон к плоским поверхностям контробразца. Сдвигающее усилие прикладывается вручную к тензометрическому кольцу при помощи ходового винта с маховиком 5 через шарик и втулку из диэлектрического материала. Деформация упругого элемента (кольца), пропорциональная возникающей в контакте силе трения, измеряется посредством наклеенных на поверхность кольца тензодатчиков, сигнал от которых поступает на тензоусилитель, а затем на регистрирующий прибор – вольтметр. Пределы измерения силы трения составляли в экспериментах от 5 Н до 1 кН. Величина смещения кольца вместе с пластиной контробразца в процессе сдвига фиксируется индикатором перемещения часового типа 7, который закреплен винтом в корпусе трибометра. При выборе тензометрического способа измерения силы трения с помощью упругих элементов, расположенных между контробразцом и приводом горизонтального перемещения, как правило, наблюдаются нелинейные колебания контробразца – скачки при трении, характеризующиеся некоторой периодичностью. Эти колебания отражаются на диаграмме силы трения. Частота и амплитуда колебаний обусловлены коэффициентом трения в контакте образцов, скоростью скольжения и жесткостью тензометрического кольца. В данной установке удастся достаточно эффективно минимизировать скачки при трении с помощью сменных колец и обеспечивать плавное движение, подбирая оптимальную скорость скольжения.

Схема установки трибометра на приборе ПКД и приложения нормальной нагрузки показаны на рис. 2.

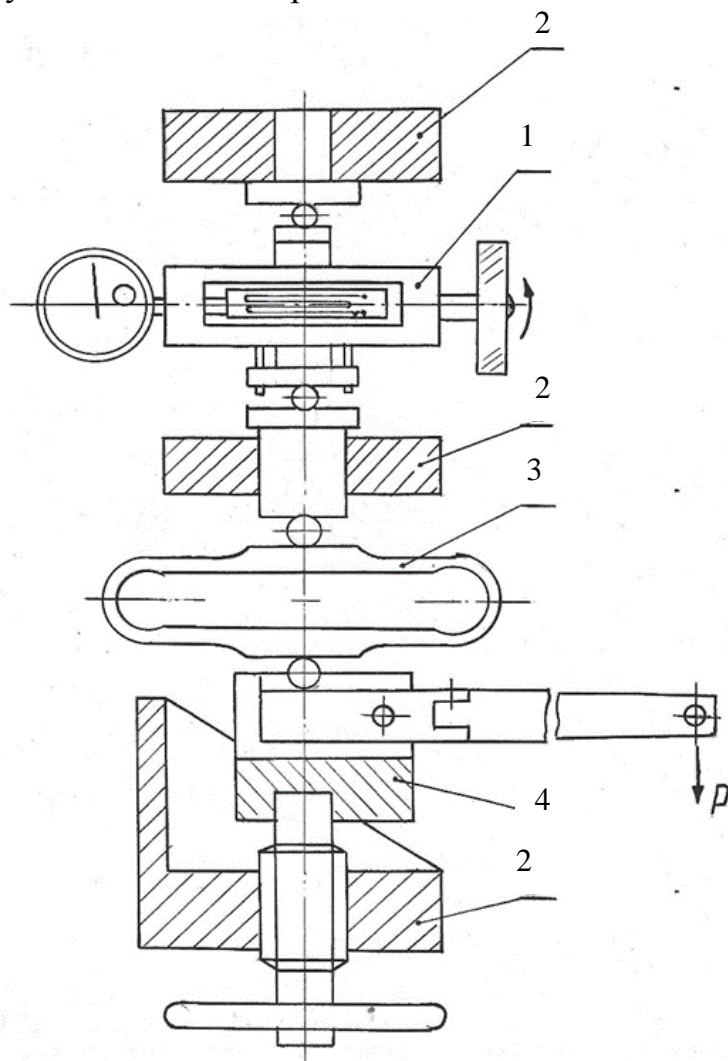


Рис. 2. Схема установки рабочего узла трибометра на приборе ПКД-2

Используемый в трибометре принцип нагружения и сдвига позволяет осуществлять самоустановку образцов и исключать перекосы и заедание при сдвиге. Трибометр 1 устанавливается через шарики между направляющими штоками, расположенными на раме 2 прибора ПКД. Нормальная нагрузка прикладывается к нижнему штоку, свободно перемещающемуся вдоль вертикальной оси, через рычажный механизм 4 с помощью набора грузов и фиксируется динамометром 3. Диапазон нагрузки на контакт образцов при данной схеме нагружения составляет 0,1–2 кН. Данная схема нагружения выгодно отличается тем, что в процессе трения она обеспечивает стабильную и надежную нормальную нагрузку на контакт, поэтому при дальнейшем расчете коэффициента трения погрешность задаваемой нормальной нагрузки можно считать ничтожно малой. В рассматриваемой установке возможно также задавать нормальную нагрузку без помощи рычага и набора грузов,

непосредственно с помощью ходового винта, расположенного в нижней части прибора. В этом случае верхнее значение диапазона нормальных нагрузок на контакт практически ограничено только задачами эксперимента. При выполнении измерений тарировка узла нагружения и силоизмерительной тензометрической системы проводится предварительно с помощью образцовых динамометров.

Контактное электрическое сопротивление измеряется по стандартной четырехпроводной схеме, описанной в статье [2]. Электроды, с которых снимается контактная разность потенциалов, подведены к точкам, лежащим непосредственно у контактной поверхности образцов. Через контакт пропускается постоянный электрический ток в диапазоне 1,0–10 А, стабильность значения силы тока в ходе измерений непрерывно контролируется с помощью амперметра. При сдвиге образцов производится запись контактной разности потенциалов синхронно с записью силы трения.

Некоторые экспериментальные результаты, полученные с помощью трибометра СМТ-0.3

Чтобы продемонстрировать возможности описываемого трибометра, приведем примеры экспериментальных результатов, полученных с его помощью.

Изменение фактической площади контакта (ФПК) при относительном сдвиге контактирующих поверхностей. На трибометре экспериментально изучалось изменение ФПК при переходе от покоя к скольжению на моделях шероховатых поверхностей с различной формой модельных выступов в условиях пластического контакта [3]. Изменение фактической площади касания обычно связывается с коэффициентом трения или коэффициентом сцепления, который определяется в функции коэффициента статического трения. В экспериментах интервал значений коэффициента трения обеспечивался разной степенью очистки поверхностей трения образцов и применением смазки. Многие теоретические и экспериментальные исследования свидетельствуют о том, что площадь фактического контакта шероховатых поверхностей при их относительном сдвиге должна увеличиваться по сравнению со статическим контактом, однако в различных источниках это изменение оценивается по-разному: от нескольких процентов до нескольких раз [4].

Эксперименты подтвердили, что фактическая площадь контакта A_r при сдвиге для всех образцов растет. На рис. 3 показана диаграмма относительного прироста фактической площади контакта A_r/A_{r0} в зависимости от коэффициента трения f .

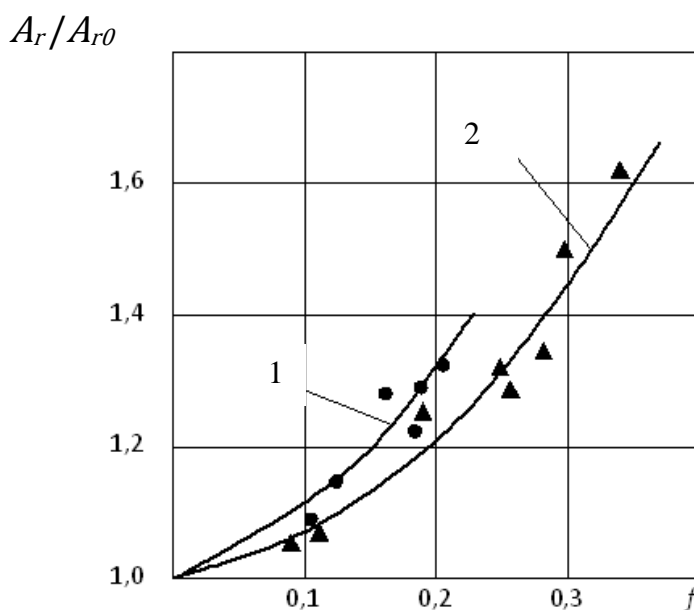


Рис. 3. Зависимость изменения ФПК от коэффициента трения:
1 – клиновые выступы; 2 – пирамидальные выступы

Полученные экспериментальные зависимости как для одноосной модели выступов в виде достаточно протяженного клина, так и для осесимметричных выступов в форме четырехугольной пирамиды достаточно хорошо аппроксимируются формулой [4]

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

где ξ – постоянный коэффициент. Для клиновой модели выступов числовое значение $\xi = 20$, для пирамидальной модели $\xi = 13$, что примерно в 1,5 раза меньше, чем для клиновой модели. Выступы клиновой формы моделируют анизотропную технологическую шероховатость, характеризующуюся явно выраженным направлением следов обработки (точение, строгание), а выступы пирамидальной формы моделируют изотропную технологическую шероховатость (полирование, доводку, электроискровую обработку и т.п.).

Исследование склонности к схватыванию материалов контактирующих поверхностей при относительном сдвиге. На описываемом трибометре были проведены эксперименты по исследованию склонности к схватыванию в воздушной среде нитридных покрытий на металле, полученных методом конденсации с ионной бомбардировкой [5]. Исследования проводили по схеме торцевого трения. Подвижный металлический контрообразец контактировал с торцевыми поверхностями неподвижных образцов, на которые были нанесены покрытия. В качестве материала контрообразца и материала цилиндрических образцов диаметром 10 мм, на торцевые поверхности которых наносили исследуемые покрытия, использовали титановый сплав ОТ4. Двусторонняя

симметричная схема нагружения позволяла проводить испытания в широком диапазоне нормальных нагрузок на контакт.

Методика испытаний была следующая. Образцы с покрытием поджимали к контробразцу и к нему прикладывали сдвигающую силу. Контробразец перемещали со скоростью порядка 1–2 мм/с на расстояние 1–2 см. Величину нормальной нагрузки при переходе к следующему измерению увеличивали ступенчато с шагом 25 Н и контролировали динамометром. При этом регистрировали величину силы трения и характер ее изменения. Начало схватывания определяли по резкому увеличению силы трения, после чего испытания прекращали. Нормальную нагрузку, при которой происходил резкий рост силы трения, принимали за порог схватывания. При этом на контробразце наблюдали явные признаки задира – борозды в направлении скольжения. Результаты испытаний приведены в таблице.

Критическая нагрузка схватывания
(порог схватывания) материалов при сдвиге

Материал компонента пары трения	Сплав ОТ4 (без покрытия)	Покрытие			
		Нитрид молибдена	Нитрид титана	Нитрид циркония	Композиционное покрытие КПИ-2
Критическая нагрузка схватывания, Н	300	350	425	550	750

Наименее склонным к схватыванию (наиболее задиростойчивым) при трении в паре с титановым сплавом ОТ4 оказалось композиционное покрытие (см. таблицу). Незащищенные титановые поверхности (без покрытий) схватываются наиболее активно, что характерно для фрикционного контакта одноименных материалов.

Заключение

Приведенные экспериментальные результаты показывают далеко не все возможности описываемого трибометра. Он может использоваться в научных исследованиях для испытания фрикционных и антифрикционных материалов, покрытий и смазочных материалов, для определения фрикционных и электроконтактных характеристик конкретных пар трения в широком диапазоне нормальных нагрузок.

Тем не менее вышеуказанным не ограничивается область возможного применения описываемого трибометра. Принимая во внимание простоту и надежность конструкции прибора, а также несложную методику проведения испытаний, описываемую установку

можно успешно использовать для исследования электрофрикционных характеристик пар трения при больших контактных нагрузках (например, в лабораторном практикуме по дисциплине «Основы триботехники» и других аналогичных практикумах).

Библиографический список

1. Основы трибологии (трение, износ, смазка): учебник для технических вузов / А.В. Чичинадзе [и др.]; под общ. ред. А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2001. 664 с.

2. Измайлов В.В., Гусев А.Ф., Новоселова М.В. Комплекс аппаратуры для испытаний электрофрикционных контактных соединений. Часть 1 // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвузовский сборник научных трудов: межвузовский сборник научных трудов. Вып. 15. Тверь: ТвГТУ, 2022. С. 29–37.

3. Гусев А.Ф. Сравнительное экспериментальное исследование фактической площади контакта при смятии и сдвиге клиновых и осесимметричных пирамидальных моделей выступов // Вестник Тверского государственного технического университета. 2016. № 2 (30) С. 49–51.

4. Измайлов В.В., Гусев А.Ф. Фрикционные характеристики контакта и карты режимов трения // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2017. № 3. С. 123–129.

5. Гусев А.Ф., Нестерова И.Н. Ионно-плазменное покрытие для повышения износостойкости поверхностей электрических контактов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвузовский сборник научных трудов. Вып. 2. Тверь: ТвГТУ, 2009. С. 129–130.

УДК 621.315

А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова
Тверской государственной технической университет

КОМПЛЕКС АППАРАТУРЫ ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ ЭЛЕКТРОФРИКЦИОННЫХ КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ЧАСТЬ 5

© Гусев А.Ф., Измайлов В.В.,
Новоселова М.В., 2023

В статье продолжено описание конструкций оборудования и методик исследования фрикционного и электрического контакта материалов. Приведено описание конструкции прибора, разработанного для

экспериментального исследования фактической площади касания и переходного электрического сопротивления в контакте двух частиц порошкового материала в процессе их деформации при сжатии. В устройстве реализована оригинальная схема фиксации частиц и измерения их контактных параметров. С помощью данного прибора можно контролировать в лабораторных условиях качество исходного сырья – гранул дисперсного материала – для электроконтактных изделий, получаемых методом порошковой металлургии.

Ключевые слова: фактическая площадь контакта, переходное сопротивление, электроконтактные материалы, порошковая металлургия.

THE SYSTEM OF EQUIPMENT FOR TESTING OF ELECTROFRICTIONAL CONNECTIONS PART 5

This article continues the description of equipment designs and methods for investigation of friction and electrical contact of materials. The description of the design of the device developed for the experimental study of the real contact area and the transient electrical resistance in contact of two particles of powder material during their deformation in compression is given. The device implements an original scheme for fixing particles and measuring their contact parameters. Use of this device enables to examine in laboratory conditions the quality of raw product - granules of dispersed material for electrocontact devices obtained by powder metallurgy.

Keywords: actual contact area, transient resistance, electrical contact materials, powder metallurgy.

Выбор для электрических контактов материала, обладающего необходимыми конструкционными и эксплуатационными свойствами, имеет большое значение при решении задач повышения качества и надежности электрических коммутирующих устройств. Электроконтактные материалы должны сочетать в себе комплекс противоречивых свойств, таких как, с одной стороны, высокая проводимость, а с другой – высокая прочность и износостойкость [1]. Одним из путей решения проблемы сочетания таких свойств в одном материале является применение методов порошковой металлургии. При этом каждый этап технологического процесса получения изделия из порошкового электроконтактного материала имеет значение для обеспечения качества конечного продукта. В частности, предварительное прессование, при котором разрушается поверхностная окисная пленка, образуется металлический контакт между гранулами и обеспечивается требуемое начальное электросопротивление прессовок, не менее значимо, чем последующее спекание гранул.

Электропроводность порошкового материала определяется не столько объемными свойствами его компонентов, сколько сопротивлением контактов между его частицами [2]. В связи с этим важно изучение закономерностей изменения переходного электрического сопротивления в контакте двух отдельных гранул при нагружении контакта сжимающей силой. Кроме того, по величине электрического сопротивления контакта двух гранул можно контролировать состояние их поверхности: шероховатость, химическую чистоту, степень окисления, характер разрушения окисных пленок, наличие других загрязнений [3]. По результатам исследования площади отпечатка можно оценить твердость материала гранул, контролировать его механические свойства, искажение кристаллической структуры, наличие внутренних пор.

Прибор и методика для исследования контакта двух частиц порошковых материалов

Конструкция прибора для исследования контакта двух частиц (гранул) порошкового материала должна способствовать измерению нагрузки, сжимающей частицы, и контактного сопротивления в широком диапазоне (от 10^{-5} до 10^{-1} Ом). При этом нужно обеспечить фиксацию частиц от взаимного смещения, так как относительный сдвиг сильно влияет на величину контактного сопротивления из-за дополнительного разрушения поверхностных пленок. В экспериментах по исследованию поведения контактного сопротивления при сдвиге последний должен быть контролируемым. Кроме того, прибор должен обеспечивать возможность визуального наблюдения области остаточных пластических деформаций поверхности гранул и измерения размеров пластических отпечатков после контактирования.

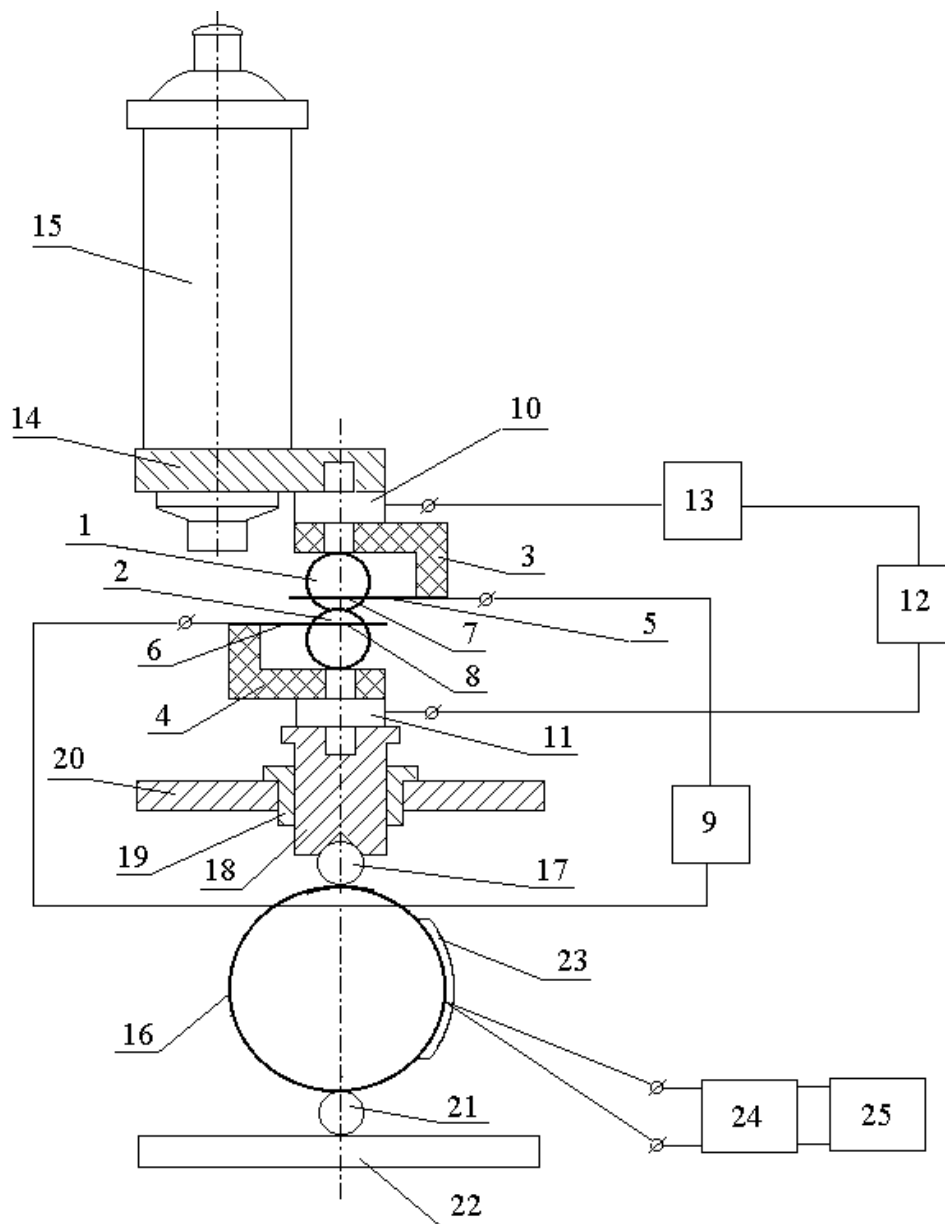
Для измерения в контакте двух проводников переходного сопротивления, имеющего, как правило, малое значение, применяется четырехпроводная схема, при которой к контактирующим телам по двум проводникам подводится электрический ток, а два других, присоединенных вблизи места контакта, служат для измерения контактного падения напряжения (разности потенциалов). Преимущества четырехпроводной схемы заключаются в том, что на результат измерения сопротивления (контактного падения напряжения) не влияет сопротивление проводов, поскольку через потенциальные провода не течет электрический ток и на них нет падения напряжения. Строго говоря, последнее утверждение справедливо, если падение напряжения измеряется методом компенсации (например, потенциометром). Если применяется достаточно высокоомный (электронный) вольтметр, то падением напряжения в потенциальных проводах и местах их присоединения можно пренебречь. Контактное сопротивление рассчитывается по показаниям амперметра и вольтметра. Возможно подключение электронных миллиомметров, имеющих токовые и потенциальные клеммы. У

сферических однородных частиц, контактирующих своими полюсами, целесообразно измерять падение напряжения между их экваториальными сечениями, которые в силу симметрии являются эквипотенциальными. Это обеспечит подобие, воспроизводимость и сопоставимость результатов экспериментов с частицами разных диаметров.

На основе изложенных выше данных авторами была разработана оригинальная конструкция устройства для измерения контактного сопротивления частиц порошковых материалов [4]. Она основана на следующей принципиальной схеме измерения. Контактующие частицы сжимаются между плоскими твердыми металлическими наковальнями, через которые подводится электрический ток. От бокового смещения частицы фиксируются тонкими плоскими пружинами, в которых выполнены отверстия диаметром, немного меньшим диаметра самих частиц. Частицы входят в отверстия почти до экватора. Пружины также служат контактами, к ним подведены потенциальные проводники. Чтобы иметь возможность изучать контакт частиц разных размеров, в пружинах требуется сделать ряд отверстий, различающихся по диаметру. Данная схема была реализована в приборе для исследования контакта двух частиц (гранул) порошковых материалов при нагрузках от 3 до 50 Н. Этот прибор создан на базе металлографического микроскопа. Он включает узлы крепления частиц, систему нагружения и измерения нагрузки, устройства для визуального наблюдения поверхности контакта частиц, электрическую схему для измерения тока и напряжения. Принципиальная схема прибора показана на рисунке.

Исследуемые образцы 1 и 2 (рисунок) в виде двух гранул порошкового электроконтактного материала закреплены по оси приложения нагрузки в съемных головках, выполненных в виде верхнего и нижнего зажимов 3 и 4. Гранулы фиксируются с помощью упругих пластин 5 и 6, имеющих отверстия 7 и 8. Упругие пластины 5 и 6 служат одновременно потенциальными электродами, электрически соединенными с измерительным устройством напряжения – милливольтметром 9. В верхнем 3 и нижнем 4 зажимах помещены электроды 10 и 11, посредством которых образцы в виде гранул включены в последовательную электрическую цепь, содержащую источник тока 12 и измерительное устройство тока – миллиамперметр 13. Верхний зажим 3 с гранулой 1 установлен в оправке 14 на тубусе микроскопа 15 с возможностью возвратно-поступательного перемещения в горизонтальной плоскости. Нижний зажим 4 с гранулой 2 установлен в оправке 18, которая размещена во втулке 19 с возможностью свободного вертикального перемещения. Зажим 4 посредством шарика 17 и оправки 18 механически соединен с системой измерения нагрузки в виде тензометрического кольца 16. Втулка 19 жестко закреплена в столике микроскопа 20. Тензометрическое кольцо 16 через шарик 21 установлено на станине микроскопа 22. На

тензометрическом кольце наклеены тензорезисторы, образующие тензометрический датчик 23, включенный в мостовую схему тензоусилителя 24, выходной сигнал которого регистрирует цифровой вольтметр 25.



Принципиальная схема прибора
для исследования контакта двух частиц порошковых материалов

Измерения характеристик контакта двух гранул проводят следующим образом. Сначала измеряют диаметры частиц электроконтактного порошкового материала и выбирают съемные головки с отверстиями соответствующего диаметра. Для этой цели можно использовать оптическую систему микроскопа самого прибора. Частицы

закрепляют в отверстиях упругих пластин верхней и нижней головок соответственно, прижимая их к поверхностям твердых наковален. Головки устанавливают в оправки на приборе и подключают к ним потенциальные провода. Затем совмещают вершину нижней гранулы с перекрестьем в поле зрения микроскопа, наводя микроскоп на вершину гранулы. С помощью системы горизонтального перемещения смещают тубус микроскопа вместе с верхней головкой на расстояние, равное расстоянию между оптической осью микроскопа и вертикальной осью верхней оправки. При этом вершины гранул оказываются на одной вертикальной оси. Используя систему вертикального перемещения тубуса микроскопа, прикладывают нормальную нагрузку, прижимающую образцы друг к другу. При этом возможно как ступенчатое, так и непрерывное увеличение нагрузки. По показаниям предварительно протарированного вольтметра, подключенного к тензоусилителю, определяют величину нормальной сжимающей силы. Включают источник тока и пропускают через образцы постоянный электрический ток. Величину силы тока и разность потенциалов на контакте измеряют синхронно с измерением нагрузки при помощи миллиамперметра и милливольтметра. По величине разности потенциалов в контакте и величине силы тока определяют электрическое сопротивление контакта.

После достижения в эксперименте предельной нагрузки разгружают контакт с помощью системы вертикального перемещения тубуса микроскопа. Применяя систему вертикального и горизонтального перемещения тубуса микроскопа, наводят оптическую систему на поверхность отпечатка на нижней грануле. С помощью оптической системы тубуса микроскопа визуально оценивают состояние площади контактирования и измеряют диаметр отпечатка на грануле. По величинам диаметра отпечатка и сжимающей силы определяют твердость материала в контакте двух гранул.

На данном приборе были выполнены экспериментальные исследования контакта сферических частиц из разных материалов. Полученные в ходе этих экспериментов зависимости контактного сопротивления частиц порошковых материалов от нагрузки свидетельствуют о том, что решающую роль в процессах электрического контактирования играют поверхностные пленки на частицах. Воспроизводимые значения контактного сопротивления наблюдаются в случае пластического контакта гранул. При упругом контакте, когда разрушение поверхностных пленок отсутствует, электрический контакт тоже практически отсутствует. При малых нагрузках, превышающих, однако, критические нагрузки перехода от упругого контакта к упругопластическому, контактное сопротивление характеризуется большими средними значениями и большим разбросом.

Указанное устройство может найти применение при разработке методов лабораторного контроля сырья и полуфабрикатов для изделий порошковой металлургии. С его помощью можно контролировать качество исходного сырья – гранул дисперсного материала – для электрических контактов, изготавливаемых по порошковой технологии. По величине электрического сопротивления контакта гранул можно контролировать состояние их поверхности, по величине твердости гранул – их механические свойства. Раннее выявление брака в лабораторных условиях позволит исключить дорогостоящие операции, которые проводят на бракованном сырье или полуфабрикате при изготовлении конечных изделий.

Библиографический список

1. Мышкин Н.К., Кончиц В.В., Браунович М. Электрические контакты. Долгопрудный: Интеллект, 2008. 506 с.
2. Новоселова М.В. Прогнозирование электропроводности и износостойкости композиционных электроконтактных материалов: автореф. на соиск. ученой степ. канд. техн. наук: 05.02.01 – материаловедение. М., 2003. 20 с.
3. Измайлов В.В., Новоселова М.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография. Тверь: ТГТУ, 2010. 110 с.
4. Устройство для измерения контактных характеристик гранул дисперсного металлического материала: пат. 2181896 Рос. Федерация. № 2001121443/09 / Гусев А.Ф., Измайлов В.В., Новоселова М.В.; заявл. 30.07.2001; опубл. 27.04.2002, Бюл. № 12. 6 с.

УДК 621.753

Д.А. Зоренко
Тверской государственный технический университет

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПУАНСОНА ПРИ ФОРМОВАНИИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ЛИСТОВОЙ СТАЛИ

© Зоренко Д.А., 2023

В статье представлены основные результаты САЕ-моделирования напряженного состояния пуансона при холодно-листовой штамповке. Описан процесс моделирования в программном продукте «Компас АРМ FEM». Произведено качественное сравнение результатов САЕ-моделирования с натурным экспериментом.

Ключевые слова: САЕ-системы, штампы, формообразующие элементы, пуансон, матрица, холодно-листовая штамповка.

MODELING OF THE STRESS STATE OF THE PUNCH DURING THE MOLDING OF SHEET STEEL PRODUCTS

The article presents the main results of CAE modeling of the stress state of the punch during cold-sheet stamping. The modeling process in the Compass APM FEM software product is described. A qualitative comparison of the results of CAE modeling with a full-scale experiment was made.

Keywords: CAE systems, dies, forming elements, punch, matrix, cold-sheet stamping.

Формообразующие элементы современного штампа являются технологически сложными и самыми дорогостоящими деталями в его составе, обеспечивающими его стабильное функционирование. Штампы различают по технологическому назначению, конструктивному исполнению, по способу загрузки заготовок и удалению отходов. По технологическому признаку штампы подразделяются на две группы: штампы для разделительных операций и штампы для формоизменяющих операций [1, 2].

Многие современные САЕ-системы позволяют моделировать работу формообразующих элементов технологической оснастки. Для решения поставленных перед нами задач был выбран программный комплекс «Компас АРМ FEM» фирмы «АСКОН». Являясь отечественной разработкой, комплекс не уступает иностранным аналогам, но при этом существенно доступнее и проще в освоении. Цель исследования заключалась в расчете ряда параметров напряженного состояния пуансона в процессе объемного формования листового металла в различных условиях и при жестко заданном значении технологического усилия в 200 кН. Число виртуальных экспериментов определялось комбинацией материалов пуансона (У8А, Х12М, ХВГ) и заготовки (Ст3, 08КП), являющихся наиболее распространенными при холодно-листовой штамповке. Моделирование проводилось для трех вариантов пуансона: пуансона для вытяжки круглой формы; для вытяжки квадратной формы; для гибки. При этом работа пуансонов моделировалась в паре с заготовками трех толщин: 1, 3, 8 мм, являющихся наиболее распространенными в холодно-прессовом производстве. В ходе исследования фиксировались механические напряжения, возникающие в пуансоне, упругие деформации пуансона, коэффициент запаса по пределу текучести, коэффициент запаса по усталостной прочности, в результате чего определялось количество рабочих циклов оснастки. В качестве виртуальных расчетных моделей были созданы 3D-сборки, состоящие из матрицы, пуансона и заготовки (рис. 1а). Материалы компонентов сборок для каждого эксперимента задавались из справочника системы АРМ FEM с контролем основных прочностных характеристик. После этого

формировалась четырехугольная тетраэдрическая расчетная сетка (рис. 1б). С целью получения более достоверных результатов моделирования контакт между пуансоном, листовым материалом и матрицей в тангенциальном направлении задавался скользящим. Визуализация результатов расчета представляет собой цветовую заливку поверхности детали (рис. 2). В качестве результатов виртуального эксперимента были проанализированы следующие параметры: напряжение, перемещение, нагрузка, коэффициент запаса прочности, главные напряжения, усталостные характеристики, деформации.

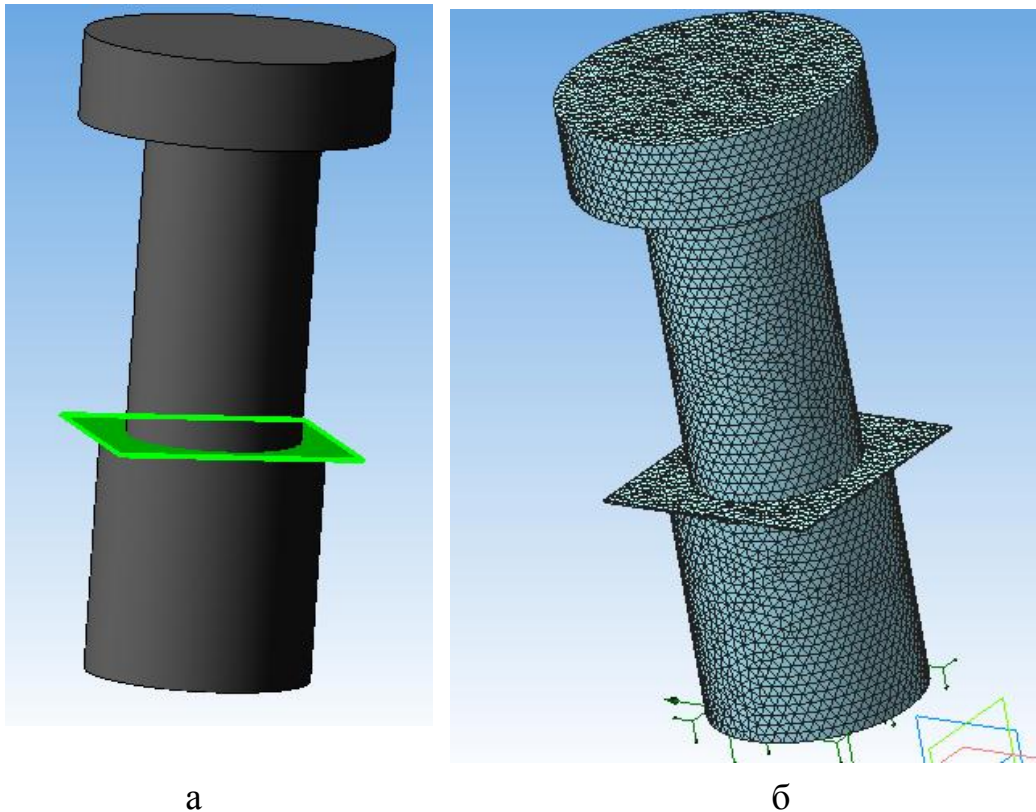


Рис. 1. Пример состава сборки (а), используемой в расчете; пример расчетной сетки (б)

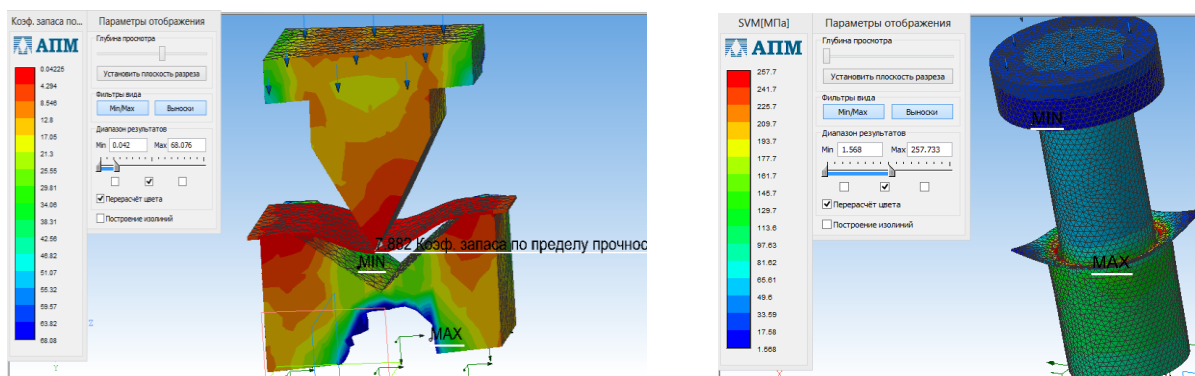
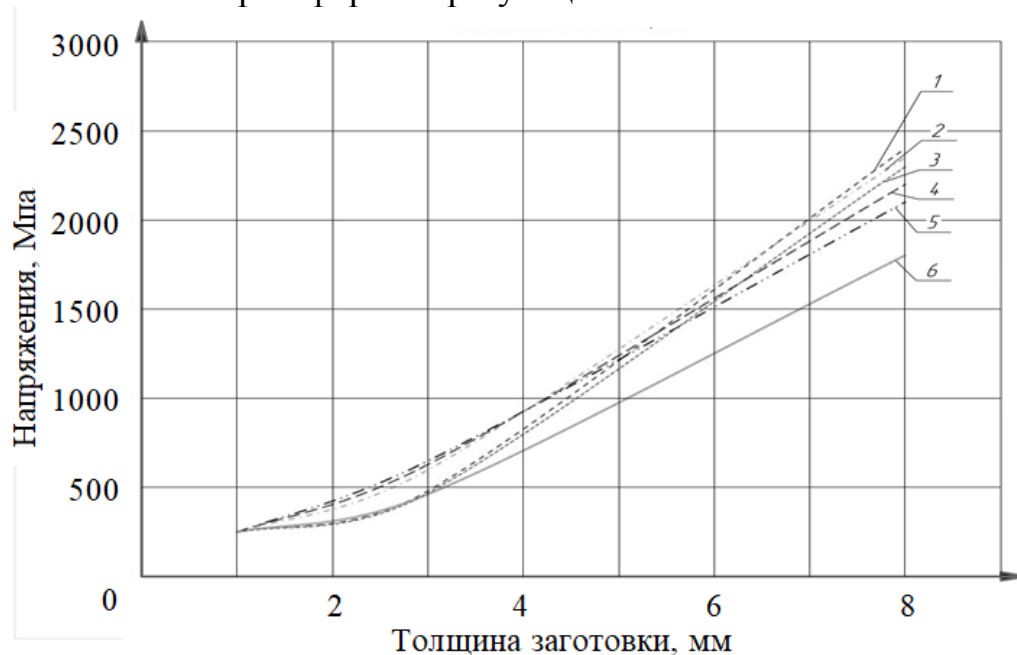


Рис. 2. Пример визуализации результатов

На рис. 3 представлена зависимость механических напряжений, возникающих на рабочих частях пуансона, от толщины формуемой заготовки для шести вариантов пар материалов инструмента и заготовки при различной геометрии формообразующих элементов.



1 – У8А, Ст3 3– Х12М, Ст3 5– ХВГ, Ст3
 2 – У8А, 08КП 4– Х12М, 08КП 6– ХВГ, 08КП

Рис. 3. Зависимость величины максимальной деформации заготовки от ее толщины

Исследуемые комбинации показали линейную зависимость роста механических напряжений пуансона от роста толщины листа. При увеличении толщины заготовки с 1 до 3 мм рост менее значительный, чем при увеличении толщины до 8 мм.

Наиболее удачным сочетанием материалов пуансона и заготовки (с точки зрения наименьших деформаций первого) оказалось сочетание сталей Х12М для пуансона и Ст3 для заготовки. При этом значения деформации пуансона минимальны при вытяжке заготовок всех рассматриваемых толщин. Наибольшие же значения деформации инструмента наблюдались в парах «Х12М – пуансон» и «08КП – лист». При сравнении результатов, полученных во время операции гибки, с результатами вытяжки видно, что напряжения и деформации пуансона значительно выше при операции вытяжки. Для верификации данных, полученных посредством программного комплекса «Компас АРМ FEM», был проведен натурный эксперимент в тех же условиях. Результаты представлены на рис. 4.

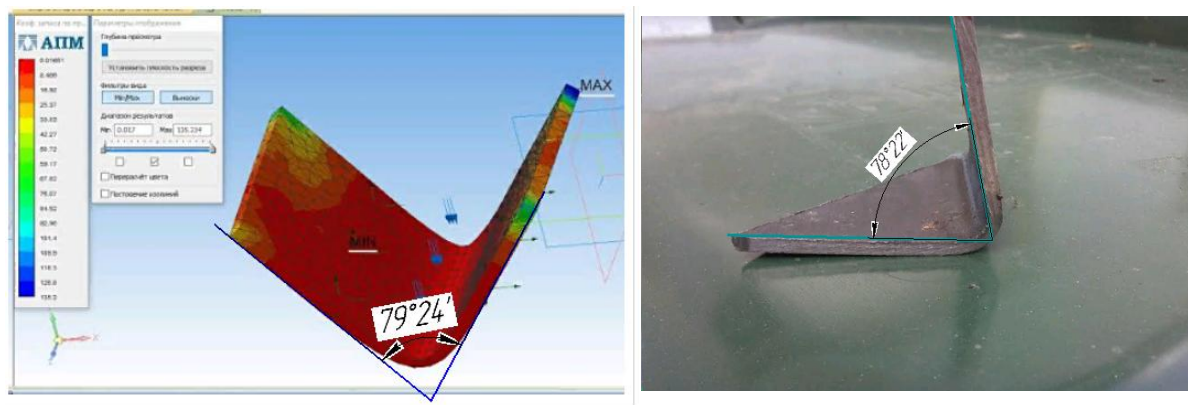


Рис. 4. Результаты виртуального и натурального экспериментов

В качестве оборудования для проведения эксперимента был использован пневмогидравлический пресс П-20 с оснасткой для гибки, состоящей из матрицы с углом формующей части 79° и пуансона с углом 78° . Стальной лист (Ст3) толщиной 3 мм использовался как заготовка. Технологическое усилие составляло 1,5 т. В качестве сравниваемого параметра был выбран угол заготовки при остаточной деформации после снятия нагружения. Степень расхождения данных виртуального и натурального экспериментов не превысила 2,62 %, и это весьма хороший результат. Исследования показали, что основной путь повышения долговечности пуансона заключается в изготовлении его рабочих поверхностей из инструментальных сплавов, в то время как основное тело можно изготавливать из углеродистых конструкционных сталей. Анализ зон напряжения показал необходимость использования плавных переходов между рабочими поверхностями пуансона.

Применение метода конечных элементов дает возможность быстро, эффективно, а главное, достоверно оценить напряженное состояние штампового инструмента. Результаты натуральных экспериментов показали хорошую корреляцию с результатами моделирования, тем самым подтвердив, что расчетный модуль АРМ FEM фирмы «АСКОН» позволяет успешно решать подобные задачи.

Библиографический список

1. Схиртладзе А.Г., Морозова В.В. Автоматизированное проектирование штампов: учеб. пособие. Владимир: Изд-во Владим. гос. ун-та, 2007. 284 с.
2. Почекуев Е.Н., Путеев П.А., Шенбергер П.Н. Проектирование штампов для последовательной листовой штамповки в системе NX. М.: ДМК-Пресс, 2012. 336 с.

Содержание

А.Н. Болотов, Г.Б. Бурдо, М.И. Болотов Новый подход к оценке ресурса магнитожидкостных уплотнений и подшипников.....	4
Д.А. Барчуков, Д.Д. Какорин Ультразвуковой контроль качества сварных соединений несущих элементов подъемника.....	12
А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова Экспериментальное исследование адгезии в контакте титановых образцов с защитными ионно-плазменными покрытиями.....	16
В.В. Измайлов К аналитической оценке ресурса фрикционного соединения деталей с покрытием.....	20
В.В. Измайлов, А.А. Митюрёв Расчетный метод оценки переходного сопротивления жидкометаллических электроконтактных соединений.....	28
К.А. Сахаров, Л.Е. Афанасьева Микроструктура износостойкого покрытия Co-Ni-Cr-W.....	36
И.В. Горлов, А.Н. Болотов, П.Е. Митусов, Е.В. Полетаева Моделирование процесса разрушения слабых горных пород.....	42
М.М. Матлин, В.А. Казанкин, Е.Н. Казанкина Обеспечение равной прочности элементов нестандартных резьбовых соединений.....	48
Д.А. Зоренко Технологические особенности электроэрозионной обработки малых конических отверстий.....	53
Л.В. Козырева, В.В. Козырев, А.В. Смирнов Исследование скорости осаждения функциональных покрытий из газовой фазы при разложении тетракарбонила никеля.....	57
А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, Я.А. Янишевский Методические вопросы контроля однородности остаточной намагниченности постоянных магнитов для магнитных механизмов...	61

В.В. Новиков, О.О. Новикова, А.Н. Болотов, Я.А. Янишевский Оценка вероятности возникновения локальных очагов электрохимической коррозии при микродуговом оксидировании.....	66
В.В. Новиков, О.О. Новикова, А.Н. Болотов, Я.А. Янишевский Комплект оборудования для получения керамических покрытий на алюминиевых сплавах.....	70
Д.А. Зоренко Повышение износостойкости внутренних поверхностей трения деталей сложной формы.....	76
Г.А. Пилюшина, Е.А. Памфилов Совершенствование материалов для изготовления ножей силового резания древесины.....	80
С.Ю. Мишаков, П.Н. Хопин Оценка износостойкости металлических поверхностей при смазывании маслами с присадками графена.....	86
А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова Комплекс аппаратуры для испытаний электрофрикционных контактных соединений Часть 4.....	92
А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова Комплекс аппаратуры для испытаний электрофрикционных контактных соединений Часть 5.....	99
Д.А. Зоренко Моделирование напряженного состояния пуансона при формовании изделий из листовой стали.....	105

**Механика и физика процессов
на поверхности и в контакте твердых тел,
деталей технологического
и энергетического оборудования**

Межвузовский сборник научных трудов

Выпуск 16

Рецензируемое издание

Редактор С.В. Борисов
Корректор Ю.Ф. Воробьева

Подписано в печать 05.06.2023

Формат 60×84/16

Физ. печ. л. 7

Тираж 50 экз.

Усл. печ. л. 6,51

Заказ № 28

Бумага писчая

Уч.-изд. л. 6,09

С – 28

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