

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 9

Рецензируемое издание

Тверь 2016

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

Рецензенты: зав. кафедрой общей физики ТвГУ, доктор хим. наук, профессор Орлов Ю.Д.; доцент кафедры общей физики ТвГУ кандидат физ.-мат. наук Новоселов А.Р.

Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. В.В. Измайлова. Вып. 9. Тверь: Тверской государственной технический университет, 2016. 152 с.

В сборник включены статьи теоретического и прикладного характера, посвященные широкому кругу вопросов, касающихся физических, химических, механических процессов на поверхности и в контакте твердых тел, а также деталей технологических и энергетических машин и оборудования. Представлены работы, в которых рассматриваются способы повышения качества и надежности фрикционных узлов, физические аспекты процессов трения и изнашивания, триботехническое материаловедение, моделирование процессов трения и изнашивания.

Предназначен для научных и инженерно-технических работников, докторантов, аспирантов, студентов.

Подготовлен на кафедре прикладной физики Тверского государственного технического университета.

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 М.В. Новоселова (отв. секретарь).

ПРЕДИСЛОВИЕ

Тематика сборника отражает основные направления научных исследований сотрудников Тверского государственного технического университета в области механики и физики контактного взаимодействия, триботехники и триботехнического материаловедения. Представлены также работы ученых из других образовательных и научных организаций по аналогичной тематике.

Сложная природа фрикционных процессов требует для своего изучения интеграции усилий ученых многих специальностей: физиков, химиков, материаловедов, механиков, математиков и др. Поэтому сборник включает широкий спектр статей фундаментального и прикладного плана, содержащих как теоретические результаты, так и конкретные технические разработки в области общего машиностроения, приборостроения, торфяной промышленности. В ряде статей описаны результаты исследований процессов контактирования с позиций механики деформируемого тела, большое внимание уделено материаловедческому аспекту трения и изнашивания. Исследованы свойства современных антифрикционных покрытий, присадок к смазочным материалам, описаны другие новейшие технологические методы повышения износостойкости оборудования. Рассмотрены методики фрикционных испытаний и моделирование трения, изнашивания и других процессов в зоне контакта деталей машин и приборов в различных условиях эксплуатации.

Статьи в сборнике размещены в порядке их поступления в редакцию.

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.

УДК 621.891

В.В. Мешков, Д.А. Зоренко, Л.Е. Афанасьева, Д.А. Сергеев
Тверской государственной технической университет

КАЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА ЛАТЕРАЛЬНЫХ СИЛ НА ПОВЕРХНОСТИ ТОРМОЗНОГО ДИСКА

Приведены результаты исследования структуры поверхностных слоев тормозного диска на атомно-силовом микроскопе по методике качественной оценки изменения распределения латеральных сил на субмикрореконтакте.

Ключевые слова: атомно-силовая микроскопия, коэффициент трения, метод латеральных сил.

The structure of surface layers of brake disc was studied by means of atomic force microscopy. The method of qualitative estimation of a variation of lateral forces distribution at submicrocontact was used.

Key words: atomic force microscopy, friction coefficient, lateral forces techniques.

В современных высокоскоростных железнодорожных вагонах важным элементом тормозной системы является тормозной диск. В качестве материала тормозного диска, получившего наибольшее распространение в отечественном вагоностроении, применяется коррозионностойкая жаропрочная сталь мартенситного класса 20X13, контактирующая с фрикционной металлокерамической накладкой. Режим работы дискового тормоза характеризуется наличием периодически повторяющихся процессов торможения. В процессе торможения на поверхности диска в течение короткого промежутка времени происходит выделение большого количества тепловой энергии, распространяющейся по его телу за счет явления теплопроводности. В результате поверхностные слои тормозного диска, подвергаясь воздействию факторов, возникающих в процессе торможения, должны претерпевать изменения структуры, о чем может свидетельствовать изменяющаяся картина латеральных сил, получаемая в результате сканирования поверхности на атомно-силовом микроскопе.

Целью данной работы является исследование структуры поверхностных слоев тормозного диска путем качественной оценки изменения распределения латеральных сил методом атомно-силовой микроскопии.

Исследованию подвергались торцевые поверхности тормозного диска после экстренного торможения (начальная скорость – 160 км/ч, конечная – 0 км/ч). Для исследования структуры поверхностных слоев были вырезаны четыре образца (рис. 1): на максимальном диаметре кольцевой дорожки трения, из ее средней части и из области, расположенной на минимальном диаметре кольцевой дорожки трения. Далее эти образцы последовательно подвергались механическому шлифованию, полированию алмазными пастами различной зернистости и электролитическому полированию. Исследование структуры материала тормозного диска осуществ-

лялось в направлении, перпендикулярном поверхности трения. Использовали сканирующий зондовый микроскоп *Solver P47H*.

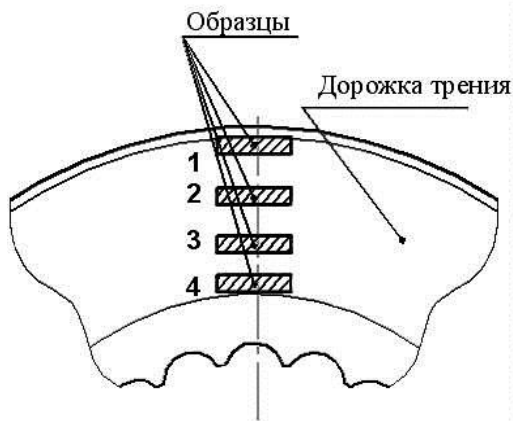


Рис. 1. Схема вырезки образцов на поверхности трения тормозного диска

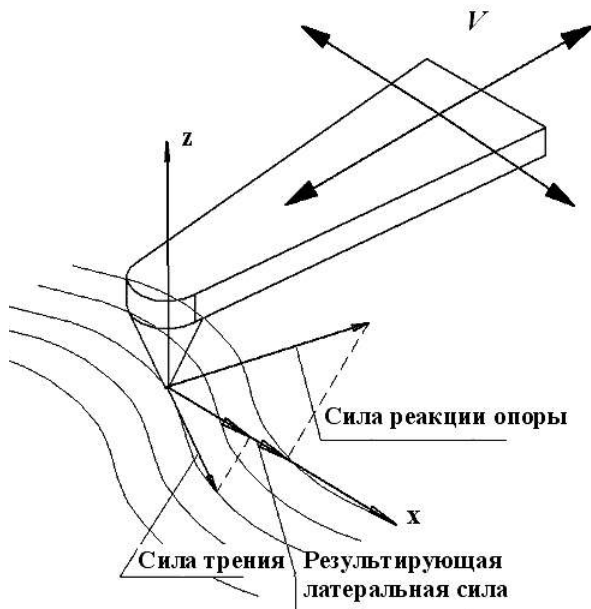


Рис. 2. Схема измерения латеральных сил

латеральных сил в которой значительно отличалась от картины распределения этих сил в глубине диска.

По изменению картины распределения латеральных сил можно судить об изменении структуры и свойств поверхностных слоев деталей, подвергшихся воздействию комплекса факторов интенсивного фрикционного взаимодействия. Установлено, что наиболее сильные различия в распределении латеральных сил наблюдаются на образцах 1 и 4 (рис. 3). Образцы 2 и 3 не имеют ярко выраженных отличий друг от друга. Исследование образцов по глубине показало, что слой, претерпевший изменения под действием интенсивного фрикционного взаимодействия, имеет толщину не более 3 мм. Слои, лежащие глубже 3 мм, обладают практически одинаковыми картинами распределения

При сканировании гладкой поверхности с участками с различными коэффициентами трения угол скручивания балки кантилевера меняется на каждом участке. Это позволяет проводить измерение локальной силы трения. При взаимодействии зонда с поверхностью помимо нормальных сил возникают также боковые (латеральные) силы (рис. 2). Атомно-силовая микроскопия позволяет измерять эти силы, что существенно расширяет возможности для исследования свойств поверхностей различных образцов. Соответствующая методика носит название метода латеральных сил. Метод латеральных сил позволяет различать области с различными коэффициентами трения, а также подчеркивать особенности рельефа поверхности [1–4]. Исследование образцов на изменение латеральных сил по глубине диска показало, что на всех образцах присутствует зона фрикционного влияния глубиной порядка 1...2 мм, картина распределения

латеральных сил по всей ширине дорожки трения и имеют структуру, резко отличающуюся от структуры поверхностного слоя указанной выше толщины.

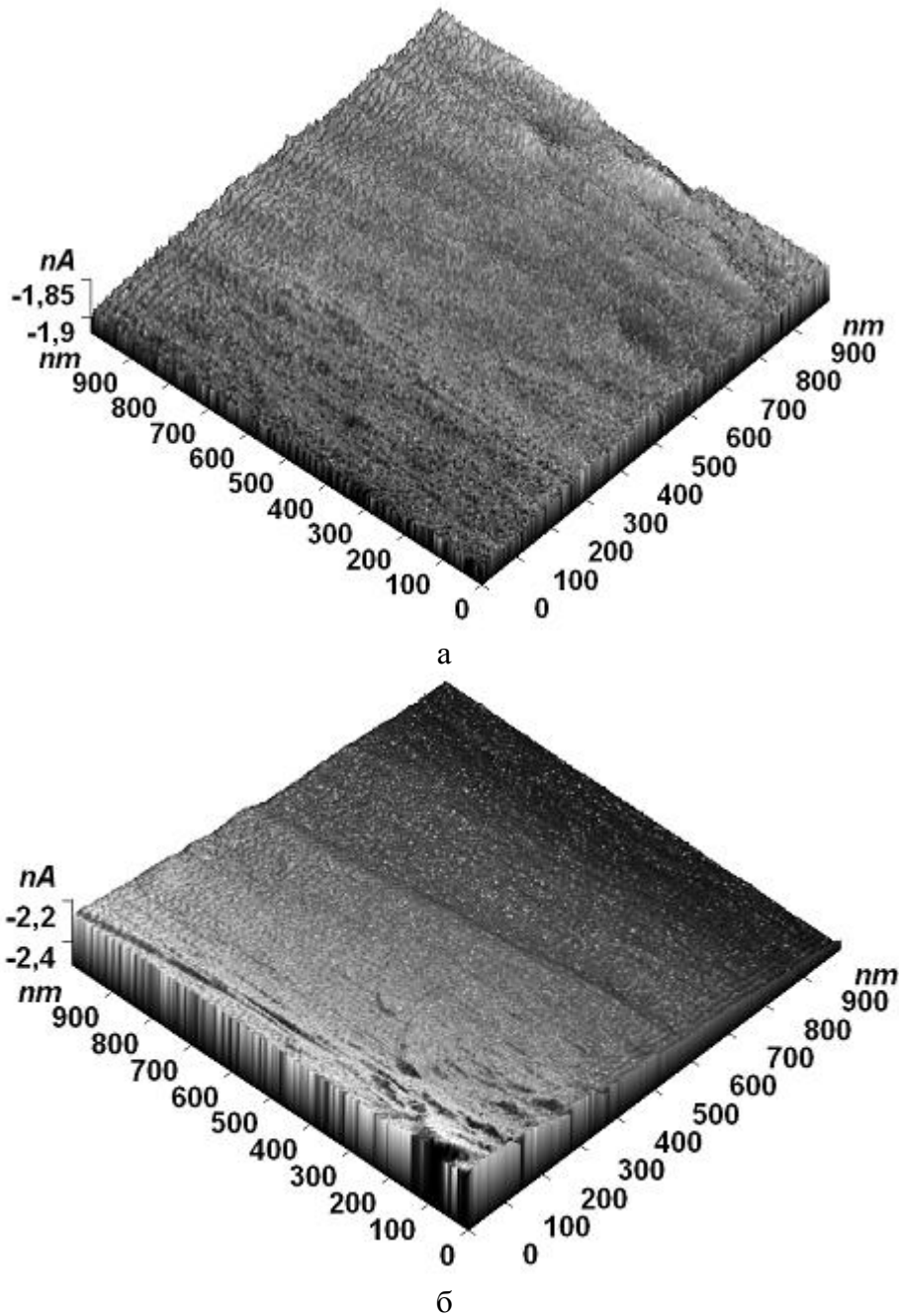


Рис. 3. Распределение латеральных сил на площади 1 мкм²:
а – на образце 1; б – на образце 4

Вероятно, крайние образцы 1 и 4 дорожки трения подверглись наиболее интенсивному фрикционному взаимодействию. Сравнительный анализ картины распределения латеральных сил на этих образцах показывает наличие на них участков поверхности с различным коэффициентом трения. Очевидно, что наружная граница дорожки трения подвергалась более жесткому воздействию механических и термиче-

ских факторов, возникающих при интенсивном фрикционном взаимодействии. Возможно, большой градиент температур на периферии дорожки трения относительно ее середины и вызвал более существенные изменения структуры и, соответственно, коэффициента трения на локальных субмикрочастиках.

Таким образом, установлено, что с увеличением интенсивности механического и термического воздействия на тормозной диск из стали 20Х13 поверхностный слой имеет тенденцию к изменению как микро-, так и субмикроструктуры, о чем свидетельствует изменяющаяся картина распределения латеральных сил. В отличие от исходной крупнозернистой структуры стали, лежащей в более отдаленных от поверхности слоях, которая формирует достаточно однородную картину распределения латеральных сил, слой материала, примыкающий к рабочей кольцевой поверхности дорожки трения, имеет структуру с резко выраженными участками, обладающими различным коэффициентом трения, меняющимся в более широком диапазоне. С увеличением диаметра рабочей кольцевой дорожки трения картина латеральных сил также меняется в сторону увеличения числа участков с различным коэффициентом трения (см. рис. 3).

Насыщенная картина распределения латеральных сил свидетельствует об изменении структуры и свойств поверхностных слоев, вероятно, в результате появления дефектов, возможной причиной возникновения которых может быть образование в поверхностном слое стали непрочных соединений, в дальнейшем разрушающихся [5, 6] в процессе механического и термического воздействия при интенсивном торможении.

Библиографический список

1. Батулин, А.С. Микроскопия латеральных сил: количественный подход / А.С. Батулин, А.А. Чуприк, Е.П. Шешин // Нано- и микросистемная техника. 2005. № 8. С. 23-27.
2. Батулин, А.С. Новый метод количественного измерения латеральных сил / А.С. Батулин, А.А. Чуприк // Материалы международной научной молодежной школы «Микросистемная техника», п. Кацивели, 2004. С. 42-46.
3. Сергеев, Д.А. Оценка площади упругого контакта шероховатого и абсолютно гладкого тел / Д.А. Сергеев, В.В. Мешков // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 4. С. 24-27.
4. Сергеев, Д.А. О вероятностном распределении коэффициента трения на субмикроруровне / Д.А. Сергеев, Д.О. Чернов, В.В. Мешков // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012. № 1. С. 35-37.
5. Чичинадзе, А.В. Оценка режима работы пары трения фрикционного тормоза нового высокоскоростного железнодорожного подвижного состава на стадии проектирования / А.В. Чичинадзе, А.Г. Гинзбург, В.Д. Кожемякина // Проблемы машиностроения и автоматизации. 1992. № 6. С. 29-41.
6. Мешков, В.В. Исследование поверхностных слоев высоколегированных сталей при торможении / В.В. Мешков, В.Л. Хренов, Р.С. Варца, Д.А. Зоренко // Трение и износ. 2010. Т. 31. № 4. С. 371-376.

УДК 531.43

В.В. Измайлов, М.В. Новоселова
Тверской государственной технической университет,
С.А. Чаплыгин
ООО «Нефтегазгеофизика»

О ПАРАМЕТРАХ УДЕЛЬНОЙ СИЛЫ ТРЕНИЯ И МЕТОДИКАХ ИХ ОПРЕДЕЛЕНИЯ

Приводится сравнение величин удельной силы трения и ее параметров, определенных по различным методикам в различных диапазонах нормального контактного давления. Анализируются причины расхождения величин удельной силы, определенных по различным методикам, и условия их сходимости.

Ключевые слова: удельная сила трения, нормальное контактное давление, адгезия, сопротивление сдвигу.

The values of a specific friction force and its parameters have been compared in view of experimental techniques in various ranges of normal contact pressure. The sources of a divergence of a specific friction force values obtained by various techniques have been discussed, as well as conditions of their convergence.

Key words: specific friction force, normal contact pressure, adhesion, shear strength.

Коэффициент трения, определяемый как отношение макроскопической интегральной силы трения T к макроскопической интегральной нормальной силе N , приложенной к фрикционному контакту, широко используется в технических приложениях при расчете узлов трения. Однако такой подход малопродуктивен с точки зрения анализа природы силы трения и факторов, позволяющих управлять величиной этой силы. Более информативной величиной является дифференциальная величина – удельная сила трения (УСТ), которая для фрикционного контакта выступает аналогом таких понятий в механике и физике твердого тела, как критическое напряжение сдвига (КНС), сопротивление сдвигу и т.п.

Согласно молекулярно-механической теории трения УСТ имеет двойственную природу. Молекулярная составляющая УСТ в значительной мере определяется энергией адгезии (работой адгезии), которая, в свою очередь, зависит от поверхностной энергии контактирующих поверхностей. Деформационная составляющая существенно зависит от микрогеометрии контактирующих поверхностей. Обе составляющие УСТ зависят от механических характеристик материалов контактирующих тел (модуль упругости, твердость), так как они определяют реальную площадь контакта и деформацию микронеровностей. Картина осложняется присутствием на поверхности контактирующих тел различного рода тонких поверхностных слоев (смазочного материала, оксидов, сульфидов и других продуктов взаимодействия с окружающей средой).

В данной работе рассматриваются только адгезионная составляющая УСТ, методики определения ее параметров и интерпретация экспериментальных результатов.

Методики определения адгезионной составляющей УСТ и ее параметров. Для экспериментального определения адгезионной составляющей УСТ необходимо обеспечить условия, при которых деформационной составляющей можно пренебречь. Этого можно достичь разными способами.

Первый состоит в применении малых нагрузок и гладких поверхностей. Такие условия реализованы, например, в экспериментах с использованием микротрибометра [1] или миллитрибометра [2].

Другой подход используется при определении параметров УСТ на одношариковом тангезиометре [3, 4]. В этом случае контактные нормальные напряжения достигают больших величин, порядка твердости материала, при которых достигается пластическая деформация образцов. При этом считается, что контакт индентора с исследуемым образцом происходит по всей поверхности пластического отпечатка и величина касательных напряжений (УСТ) определяется по силе сдвига (точнее, по моменту этой силы) и площади отпечатка.

Принято считать [5], что УСТ τ линейно зависит от приложенного к контакту нормального (сжимающего) напряжения (другими словами, от фактического контактного давления) p_r :

$$\tau = \tau_0 + \beta \cdot p_r, \quad (1)$$

где τ_0 – УСТ при отсутствии нормальных напряжений; β – так называемый пьезокоэффициент. Для определения параметров УСТ τ_0 и β необходимо измерять УСТ при изменяющейся величине фактического контактного давления p_r . При упругой деформации контактирующих тел (диапазон малых контактных давлений) обеспечить вариацию нормального контактного давления в процессе эксперимента несложно – достаточно изменять нормальную нагрузку на контакт. При контактировании по схеме шар – плоскость в условиях упругого контакта по теории Г. Герца $p_r \sim N^{1/3}$. В случае пластической деформации (одношариковый тангезиометр) такой способ не годится, так как фактическое контактное давление равно твердости материала и от нагрузки не зависит. В этом случае вариация величины p_r в экспериментах достигается либо применением т.н. метода подложек [5], либо методом разгрузки контакта [4]. Каждый из них имеет свои достоинства и недостатки, обсуждение которых не входит в задачи данной статьи.

Поскольку УСТ, как отмечалось выше, может рассматриваться как аналог сопротивления сдвигу сплошной среды, полезно сравнить эти две величины. Изучению зависимости напряжения сдвига от давления посвящены классические работы нобелевского лауреата П. Бриджмена, Л.Ф. Верещагина и др. В этих экспериментах сжимающее давление достигает де-

сятков гигапаскалей, что в несколько раз превосходит твердость исследуемых материалов.

В последнее время с развитием атомной силовой микроскопии и других прецизионных средств изучения поверхностей появились работы, в которых экспериментально оцениваются величины удельной силы трения на микро- и наномасштабном уровне. Так, например, согласно работе [6] величина сопротивления сдвигу $\tau \approx 10^{-3}G$ при радиусах контакта порядка 1 мкм и более (G – модуль сдвига). При типичных для металлов значениях $G \sim 10^{11}$ Па получаем $\tau \sim 0,1$ ГПа.

В табл. 1 представлены некоторые результаты экспериментального определения параметров УСТ, входящих в уравнение (1), по различным методикам.

Таблица 1. Значения параметров УСТ и сопротивления сдвигу некоторых металлов

Материалы контактирующих тел	Диапазон нормальных давлений p_r , ГПа	Значения параметров УСТ и сопротивления сдвигу		Источник
		τ_0 , ГПа	β	
Золото - золото	0,1÷0,2	0,031	0,10	[7]
Серебро - серебро		0,025	0,14	
Цирконий - цирконий		0,026	0,03	
Сталь - сталь	0,5÷1,0	0,18	0	[8]
Жаропрочный никелевый сплав – твердый сплав	0,2÷2,0	0,1÷0,2	0,1÷0,5	[4]
Железо	2÷10	0,2÷0,3	0,07÷0,1	[9]
Железо	2,5÷5,0	0,12	0,22	[10]
Медь		0,11	0,08	
Платина		0,22	0,07	

Как видно из таблицы 1, значения параметров УСТ τ_0 и β , полученные в разных условиях по разным методикам, существенно отличаются, даже для одного и того же материала. Особенно это касается параметра β .

Целью данной работы было сравнить параметры УСТ, полученные по различным методикам для одной и той же пары материалов, установить причины их расхождения и условия их сходимости.

Материалы и методика экспериментов. В качестве исследуемой пары трения выбраны бронза БрАЖН 10-4-4 и высоколегированная жаропрочная сталь 40Х13. Механические свойства материалов приведены в табл. 2.

Таблица 2. Механические свойства материалов контактирующих тел

Материал	Модуль Юнга E , ГПа	Коэффициент Пуассона μ	Твердость H , ГПа
Бронза	115	0,35	2,02
Сталь	218	0,28	2,70

Определение УСТ проводили в отсутствии смазочного материала (сухое трение) и в условиях граничной смазки. В качестве смазочного материала использовали синтетическое углеводородное масло ИПМ-10.

Измерение УСТ при малых контактных давлениях проводили на микротрибометре [1] по схеме шар – плоскость. Шаровой индентор изготовлен из стали и имеет диаметр 1 мм, плоский образец изготовлен из бронзы. Поверхность образцов имеет шероховатость, соответствующую 12–13 классам шероховатости по ГОСТ 2789-73. Для проведения экспериментов в условиях граничного трения на поверхность плоского образца наносили тонкий слой смазочного материала из раствора в бензоле. Вариацию величины фактического контактного давления обеспечивали приложением к контакту нормальных нагрузок в диапазоне 0,5÷5 мН.

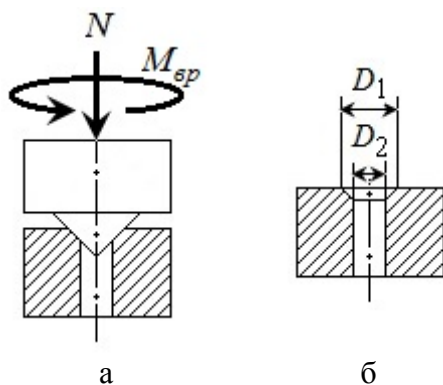


Рис. 1. Схема:
а – контакта образцов;
б – измерения размеров
площадки контакта

Измерение УСТ при относительно больших контактных давлениях проводили по схеме конус – плоский образец с отверстием (рис. 1). Конический образец изготовлен из стали, плоский – из бронзы. В результате пластической деформации более мягкого бронзового образца под действием приложенной нормальной нагрузки образуется узкая кольцевая площадка контакта, ширина проекции которой на плоскость, перпендикулярную нормальной нагрузке, измерялась под микроскопом. Так как ширина проекции кольцевой контактной площадки δ много

меньше ее диаметра D , фактическое контактное давление p_r и УСТ τ определяли по формулам:

$$p_r = \frac{N}{\pi D \delta}, \quad (2)$$

$$\tau = \frac{\sqrt{2} M_{вр}}{\pi D^2 \delta}, \quad (3)$$

где N – нормальная нагрузка; $D = (D_1 + D_2)/2$ – средний диаметр кольцевой площадки контакта; $\delta = (D_1 - D_2)/2$ – ширина проекции кольцевой площадки контакта (см. рис. 1); $M_{вр}$ – вращающий момент.

Для вариации величины контактного давления при измерении УСТ использовали метод разгрузки. Первоначально к контакту прикладывали максимальную нормальную нагрузку, достаточную для достижения пластической деформации плоского образца и формирования кольцевой площадки контакта. Затем нормальную нагрузку ступенчато уменьшали до величины, равной примерно половине первоначального значения.

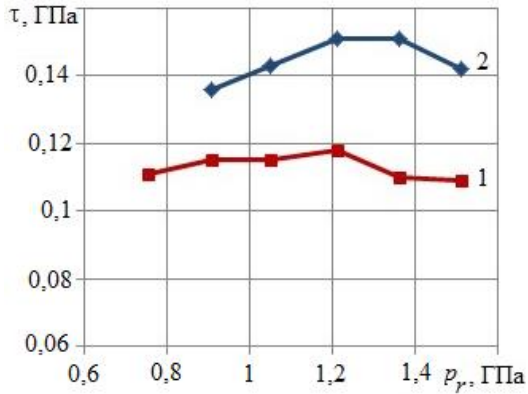


Рис. 2. Зависимость УСТ от нормального давления при трении: 1 – в масле ИПМ-10; 2 – на воздухе

Результаты экспериментов и их обсуждение. На рис. 2. представлена экспериментально полученная зависимость УСТ от фактического контактного давления при относительно больших контактных давлениях по схеме конус – плоский образец с отверстием.

Определенные по методу наименьших квадратов значения параметров УСТ в этом случае таковы: при трении в среде масла ИПМ-10 $\tau_0 = 0,118$ ГПа, $\beta \rightarrow 0$; при трении на воздухе $\tau_0 = 0,130$ ГПа, $\beta = 0,013$. Как видим, наличие смазочного материала в контакте мало повлияло на значение параметра τ_0 – отличие менее 10 %.

Результаты измерения параметров УСТ при малых контактных давлениях по схеме шар – плоскость требуют более подробного обсуждения.

Если считать поверхности контактирующих тел гладкими, то фактическое контактное давление по теории Г. Герца рассчитывается по формуле

$$p_r = \left(\frac{16NE^{*2}}{9\pi^3 R^2} \right)^{\frac{1}{3}}, \quad (4)$$

где E^* – эквивалентный модуль упругости материалов контактирующих тел; N – нормальная нагрузка на контакт; R – радиус шарового индентора. Соответственно УСТ определяется по формуле

$$\tau = fp_r,$$

где f – коэффициент трения, определенный экспериментально на вышеупомянутом микротрибометре.

Зависимость УСТ от контактного давления в этом случае представлена на рис. 3а. Параметры УСТ, определенные, как и ранее, по методу наименьших квадратов, таковы: $\tau_0 = 0,011$ ГПа, $\beta = 0,141$. Казалось бы, налицо значительное, почти десятикратное расхождение величин τ_0 и β , полученных разными способами. Однако это не совсем так.

При измерении УСТ по схеме конус – образец с отверстием площадка контакта формируется за счет пластической деформации более мягкого материала – в данном случае бронзы. В этом случае оправданно, с некоторыми допущениями, считать площадь образовавшегося отпечатка реальной площадью контакта [11], как это и предполагается в формулах (2) и (3).

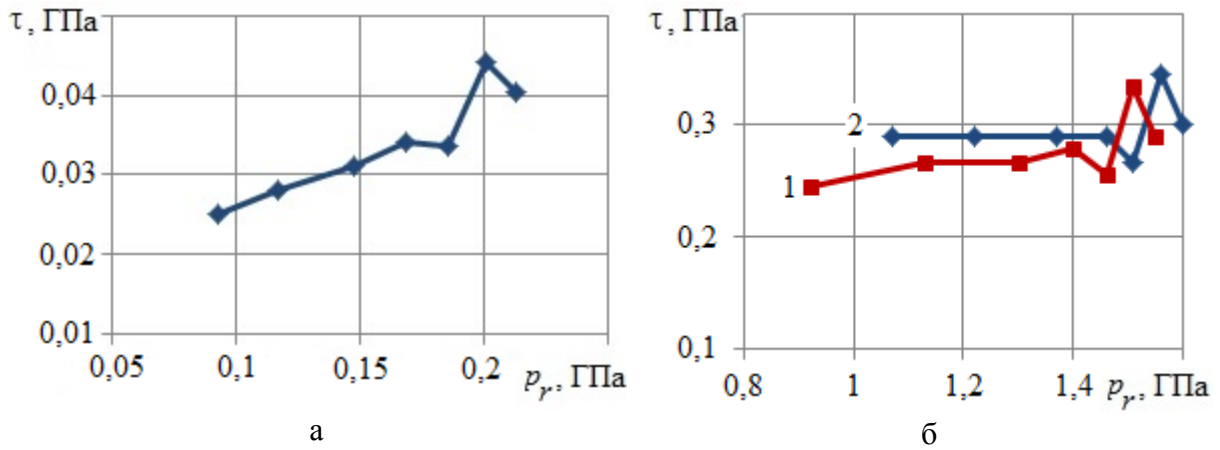


Рис. 3. Зависимость УСТ от фактического давления в контакте шар – плоскость:
 а – без учета наношероховатости и адгезионного взаимодействия (по Герцу);
 б – с учетом наношероховатости и адгезионного взаимодействия;
 1 – энергия адгезии $\gamma = 0,5 \text{ Дж/м}^2$; 2 – $\gamma = 0,25 \text{ Дж/м}^2$

При измерении УСТ по схеме шар – плоскость при малых нормальных нагрузках на микротрибометре площадка контакта формируется за счет упругой деформации контактирующих тел. В этом случае реальная площадь контакта существенно меньше площади контакта, рассчитанной по теории Г. Герца, справедливой для контакта гладких тел; соответственно фактическое контактное давление p_r намного больше значений, рассчитанных по формуле (4). Это объясняется наличием на поверхности контактирующих тел неровностей двух размерных масштабов – микрошероховатости и наношероховатости. При этом размеры неровностей на микромасштабном уровне таковы, что они (микронеровности) мало влияют на формирование площади контакта. Характерная высота микронеровностей – порядка 0,1 мкм, а радиус закругления вершины – порядка нескольких миллиметров, т.е. на порядок больше радиуса шарового индентора. Фактически последний контактирует с одним выступом микрошероховатости. Поэтому дискретность контакта, обуславливающая отличие фактического контактного давления от рассчитанного по теории Герца, объясняется в основном наличием наношероховатости.

Кроме того, при малых нагрузках сказывается влияние адгезионного взаимодействия контактирующих тел [12].

Учет этих двух факторов – наношероховатости и адгезионного взаимодействия – существенно меняет интерпретацию полученных экспериментальных результатов. Расчет фактического контактного давления p_r с учетом наношероховатости и адгезионного взаимодействия выполняли по методике, подробно описанной в статье [8], поэтому здесь подробно останавливаться на ней не будем. При расчете использовались параметры: максимальная высота выступов наношероховатости $Rp = 4 \div 8 \text{ нм}$; радиус закругления вершин выступов наношероховатости $r = 500 \div 1500 \text{ нм}$, энергия адгезии контактирующих тел $\gamma = 0,25 \div 0,5 \text{ Дж/м}^2$.

Скорректированные таким образом зависимости УСТ от фактического контактного давления приведены на рис. 3б. Рассчитанные по методу наименьших квадратов значения параметров УСТ: при $\gamma = 0,25 \text{ Дж/м}^2$ $\tau_0 = 0,246 \text{ ГПа}$, $\beta = 0,035$; при $\gamma = 0,5 \text{ Дж/м}^2$ $\tau_0 = 0,180 \text{ ГПа}$, $\beta = 0,074$.

После корректировки расчетов с учетом наношероховатости и адгезионного взаимодействия контактирующих тел параметры УСТ, определенные на микротрибометре при малых контактных нагрузках по порядку величины близки к аналогичным параметрам, определенным по схеме конус – плоский образец с отверстием. Более того, значения параметра τ_0 имеют тот же порядок (десятичные доли ГПа), что и аналогичные значения из табл. 1 в диапазоне контактных давлений больше 1 ГПа.

Заключение. Целью авторов являлось сравнение параметров УСТ, полученных с помощью различных экспериментальных методик в различном диапазоне контактных давлений. Сравнение полученных экспериментальных данных показало, что при их обработке необходимо учитывать характер контакта – упругий или пластический – и влияние таких факторов, как микро- и нанотопография поверхностей контактирующих тел и их адгезионное взаимодействие, особенно при малых контактных нагрузках. С учетом этих факторов значения параметров УСТ, определенные по различным методикам, разумно согласуются друг с другом.

Библиографический список

1. Патент РФ № 2150688. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова, А.А. Иванова; опубл. 10.06.2000. Бюл. № 16.
2. Григорьев, А.Я. Возвратно-поступательный миллитрибометр МТУ-2К7 / А.Я. Григорьев, Д.М. Гуцев, А.П. Зозуля [и др.] // Трение и износ. 2014. Т. 35. № 6. С. 664-669.
3. Комбалов, В.С. Методы и средства испытаний на трение и износ конструкционных и смазочных материалов: справочник / под ред. К.В. Фролова, Е.А. Марченко. М.: Машиностроение, 2008. 384 с.
4. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел / Л.Ш. Шустер. Уфа: Гилем, 1999. 199 с.
5. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
6. Справочник Шпрингера по нанотехнологиям / под ред. Б. Бхушана. Т. II. М.: Техносфера, 2010. 1040 с.
7. Измайлов, В.В. Адгезионное взаимодействие металлов в условиях трения покоя на микромасштабном уровне / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, Д.А. Гусев // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012. № 9. С. 40-46.
8. Измайлов, В. В. Контактное взаимодействие на микромасштабном уровне при трении покоя / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова // Трение и износ. 2015. Т. 36. № 6. С. 634-644.
9. Лебедев, А.А. Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии: справочник / А.А. Лебедев, Б.И. Ковальчук, Ф.Ф. Гигиняк, В.П. Ламашевский. Киев: Наукова думка, 1983. 366 с.

10. Бриджмен, П.У. Исследование больших пластических деформаций и разрыва / П.У. Бриджмен. М.: Книжный дом «ЛИБРОКОМ», 2010. 448 с.
11. Demkin, N.V. Plastic Contact Under High Normal Pressure / N.V. Demkin, V.V. Izmailov // Wear. 1975. Т. 31. № 2. С. 391-402.
12. Измайлов, В.В. Дискретный контакт с адгезией / В.В. Измайлов // Вестник Тверского государственного технического университета. 2014. № 1 (25). С. 51-57.

УДК 621.81

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

РАСЧЕТ НАГРУЗОЧНОЙ СПОСОБНОСТИ ПЛОСКИХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ БЛИЗКОЙ ТВЕРДОСТИ

Приведены результаты исследования нагрузочной способности плоских соединений деталей близкой твердости. В результате проведения экспериментальных и теоретических исследований были получены зависимости для определения поперечной сдвигающей силы в плоском соединении деталей близкой твердости при относительном сдвиге поперек следов обработки.

Ключевые слова: плоские соединения, пластическая твердость, сближение, близкие твердости, нагрузочная способность.

The results of the research of load capacity of flat joint with similar hardness of parts are reported. The experimental and theoretical researches result in the relations for the estimation of a transverse shear force in the flat joint of machine parts with similar hardness under relative shear across the cutter scratches.

Key words: flat joint, plastic hardness, approach, similar hardness, load capacity.

При исследовании упругопластического контакта твердых тел выделяют два случая: 1) твердости материалов контактирующих деталей различаются более чем в 2 раза, при этом происходит или внедрение, или сплющивание микровыступов поверхности одной из деталей; 2) твердости материалов контактирующих деталей различаются менее чем в 2 раза; при этом происходит одновременное внедрение и сплющивание микровыступов поверхности. Методика определения нагрузочной способности плоских соединений для первого случая контакта приведена в работе [1], ниже представлены результаты исследования случая близкой твердости материалов контактирующих деталей.

Для описания зависимости предельной силы сдвига от параметров контакта деталей [2] была использована теория размерности.

В соответствии с молекулярно-механической теорией удельная сила трения $F_{тр,уд}$ в соединении деталей определяется параметрами: средним давлением в стыке q , приведенной пластической твердостью $НД_{пр}$ [3], сближением в контакте α , наибольшей высотой неровностей профиля поверхности R_{max} , распределением неровностей профиля по высоте (описыва-

емом параметрами кривой опорной поверхности $b^{1/v}$ [4]), а также соотношением между упругой и остаточной составляющими сближения в контакте a^* .

Таким образом, можно записать:

$$F_{\text{тр,уд}} = \varphi(q, \text{НД}_{\text{пр}}, \alpha, R_{\text{max}}, b^{1/v}, a^*). \quad (1)$$

Аналогично работам [1, 2] была получена связь между безразмерными комплексами $\frac{\eta_r^{1/v}}{f}$ и $\frac{q}{\text{НД}_{\text{пр}}}$:

$$\frac{\eta_r^{1/v}}{f} = \frac{1}{v} \left(\frac{q}{\text{НД}_{\text{пр}}} \right)^w, \quad (2)$$

откуда поперечная сдвигающая сила в соединении плоских деталей близкой твердости при относительном сдвиге поперек следов обработки:

$$F_{\text{тр}} = f \cdot F_N = v \cdot \eta_r^{1/v} \cdot \left(\frac{\text{НД}_{\text{пр}}}{q} \right)^w \cdot q \cdot A_a, \quad (3)$$

где $\eta_r^{1/v} = \frac{\alpha}{R_{\text{max}}} \cdot b^{1/v} \cdot a^{*1/v}$ – относительная фактическая площадь контакта; $f = \frac{F_{\text{тр,уд}}}{q}$ – коэффициент трения; A_a – номинальная площадь контакта; v и w – коэффициенты удельной прочности.

Параметры v и w зависят от характера обработки сопрягаемых поверхностей, расположения следов обработки относительно направления сдвига и явлений, протекающих в контакте (внедрение, сплющивание или контакт деталей с материалами близкой твердости), и могут быть определены только опытным путем. Необходимо отметить, что, экспериментально определив коэффициенты удельной прочности для одной партии соединений, можно использовать полученные значения для определения коэффициента трения f и удельной силы трения $F_{\text{тр,уд}}$ для других соединений с теми же параметрами обработки (характером обработки и расположением следов обработки относительно направления сдвига), а также явлениями, протекающими в контакте.

Для определения коэффициентов удельной прочности v и w для случая контакта деталей с материалами близкой твердости были проведены экспериментальные исследования нагрузочной способности соединения плоских деталей, результаты которых приведены ниже.

В качестве образцов были использованы стальные цилиндры диаметром 16 мм и высотой 24 мм. Рабочими являлись плоские параллельные торцевые поверхности цилиндра с одинаковой шероховатостью. При этом указанные рабочие поверхности обрабатывали фрезерованием, или круговым точением, или шлифованием (рис. 1).

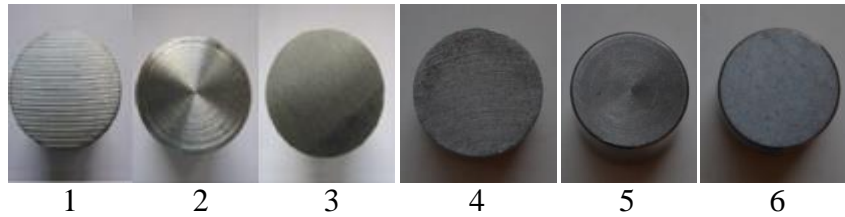


Рис. 1. Экспериментальные цилиндрические образцы с различными видами обработки. Цифры – номера партий соединений в табл. 1

Отметим, что плоская малоразмерная круговая форма рабочей поверхности образца позволила исключить влияние волнистости поверхности. Таким образом, можно считать, что контурное давление равно номинальному; в то же время такие образцы соответствуют реальным изделиям: фланцевые соединения уплотнительных устройств, стыки деталей приборов, опорная поверхность гайки, шайбы и т.п.

Цилиндрический образец устанавливали торцами между двумя стальными плитками с полированными рабочими поверхностями, которые закрепляли в захватах специального приспособления, размещенного на предметном столике прессы Бринелля (экспериментальное оборудование представлено в работе [5]). Перед установкой сопрягаемые поверхности деталей очищали от жировых пленок промывкой в спирте. Было испытано шесть партий соединений по пять цилиндрических образцов в каждой партии. Параметры шероховатости определяли с помощью профилометра (модель 130 завода «Протон-МИЭТ»). Характеристики образцов и стальных плиток показаны в таблице. Соотношение твердостей $H_{D_{ш}}/H_D$ материалов образцов и плиток составляло $H_{D_{ш}}/H_D = 1$ для партий 1–3 и $H_{D_{ш}}/H_D = 0,8$ для партий 4–6.

Характеристики образцов и стальных плиток
для плоских неподвижных соединений, испытываемых на сдвиг

№ партии	Цилиндрические образцы						Плитки
	Твердость, $H_{D_{ш}}$, МПа	Вид обработки	b	v	R_{max} , мкм	R , мкм	Твердость, H_D , МПа
1	2 700	Фрезерование	0,4	2,2	20	20	2 700
2	2 700	Точение	1,4	1,95	8	20	2 700
3	2 700	Шлифование	0,95	1,85	4,5	180	2 700
4	1 800	Фрезерование	0,55	1,65	21	30	2 250
5	1 800	Точение	2	1,6	4,5	55	2 250
6	1 800	Шлифование	1,6	1,8	4	370	2 250

Испытания на сдвиг проводили при нагрузках, сжимающих стык деталей, от 2 452 до 19 620 Н, что соответствовало средним давлениям от 12 до 98 МПа. Силу трения покоя определяли как половину наибольшей сдвигающей силы, фиксируемой индикатором в момент начала сдвига цилиндрического образца. При каждом уровне нормального давления в стыке деталей было испытано по три образца. По результатам испытаний для каждой партии соединений строили (по методу наименьших квадратов)

графики зависимостей сил трения покоя $F_{тр}$ от нормальной силы F_N , сжимающей стык деталей. На рис. 2 представлены графики для партий соединений 1, 2, 3, на рис. 3 – для партий соединений 4, 5, 6. Максимальное отклонение экспериментальных значений от соответствующих линий составляло не более 15 %.

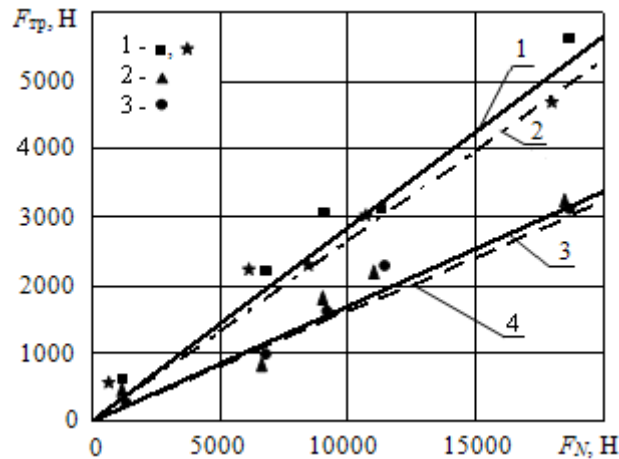


Рис. 2. Графики экспериментальных зависимостей предельной силы трения покоя $F_{тр}$ от осевой силы F_N : линии 1 и 2 – фрезерование при сдвиге поверхностей поперек и вдоль следов обработки соответственно; 3 – круговое точение; 4 – шлифование; значки – экспериментальные данные

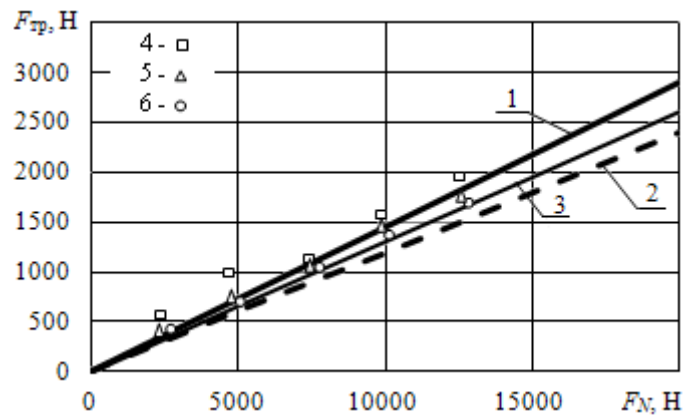


Рис. 3. Графики экспериментальных зависимостей предельной силы трения покоя $F_{тр}$ от осевой силы F_N : 1 – фрезерование при сдвиге поверхностей поперек следов обработки; 2 – шлифование; 3 – круговое точение; значки – экспериментальные данные

На основании результатов экспериментальных исследований были определены коэффициенты удельной прочности v и w .

Исходя из графиков, представленных на рис. 2, 3, были получены значения коэффициента трения для каждой партии соединений, которые рассчитывались следующим образом:

$$f = \frac{F_{тр}}{F_N}. \quad (4)$$

Величину среднего давления в контакте находили как отношение осевой силы, сжимающей стык деталей, к номинальной площади контакта $q = F_N/A_a$, а величину относительной фактической площади контакта находили, используя формулы для сближения в контакте шероховатых поверхностей, представленные в работе [6].

С применением полученных результатов были построены графики зависимости безразмерного комплекса $\frac{\eta_r^{1/\nu}}{f}$ от относительного давления $\frac{q}{HД_{пр}}$ для шести партий соединений (рис. 4). Сравнение экспериментальных значений комплекса $\frac{\eta_r^{1/\nu}}{f}$ для случая контакта деталей близкой твердости со значениями, рассчитанными по формуле для внедрения микровыступов, предложенной в работе [1], показало их значительное расхождение для исследуемых соединений. В связи с этим возникла необходимость уточнения значений коэффициентов удельной прочности ν и w для случаев близких твердостей материалов сопрягаемых деталей.

Полученные экспериментальные зависимости для случая контакта деталей, изготовленных из материалов близкой твердости, были описаны с использованием метода наименьших квадратов зависимостью

$$\frac{\eta_r^{1/\nu}}{f} = \frac{1}{0,16} \left(\frac{q}{HД_{пр}} \right)^{0,52}. \quad (5)$$

На рис. 4 приведены графики полученной зависимости (5) для случая близкой твердости, точки, соответствующие экспериментальным данным, а также графики зависимости для случая внедрения микровыступов [1].

Подставив полученные значения коэффициентов удельной прочности в формулу (2), получим зависимость для расчета силы трения покоя в соединении плоских деталей близкой твердости при относительном сдвиге поперек следов обработки:

$$F_{тр} = 0,16 \cdot \eta_r^{1/\nu} \cdot \left(\frac{HД_{пр}}{q} \right)^{0,52} \cdot q \cdot A_a. \quad (6)$$

Проведенный анализ показал, что отклонение экспериментальных значений от значений, рассчитанных по формуле (6) с вероятностью 95 % не превышает 20 %, т.е. предложенная формула может быть использована на практике для определения нагрузочной способности плоских неподвижных соединений в условиях близкой твердости материалов сопрягаемых деталей. Отметим, что формула (6) определяет наибольшее значение сдвигающей силы; в практических расчетах с учетом указанной выше возможной погрешности формулы необходимо вводить коэффициент запаса прочности не менее 1,2.

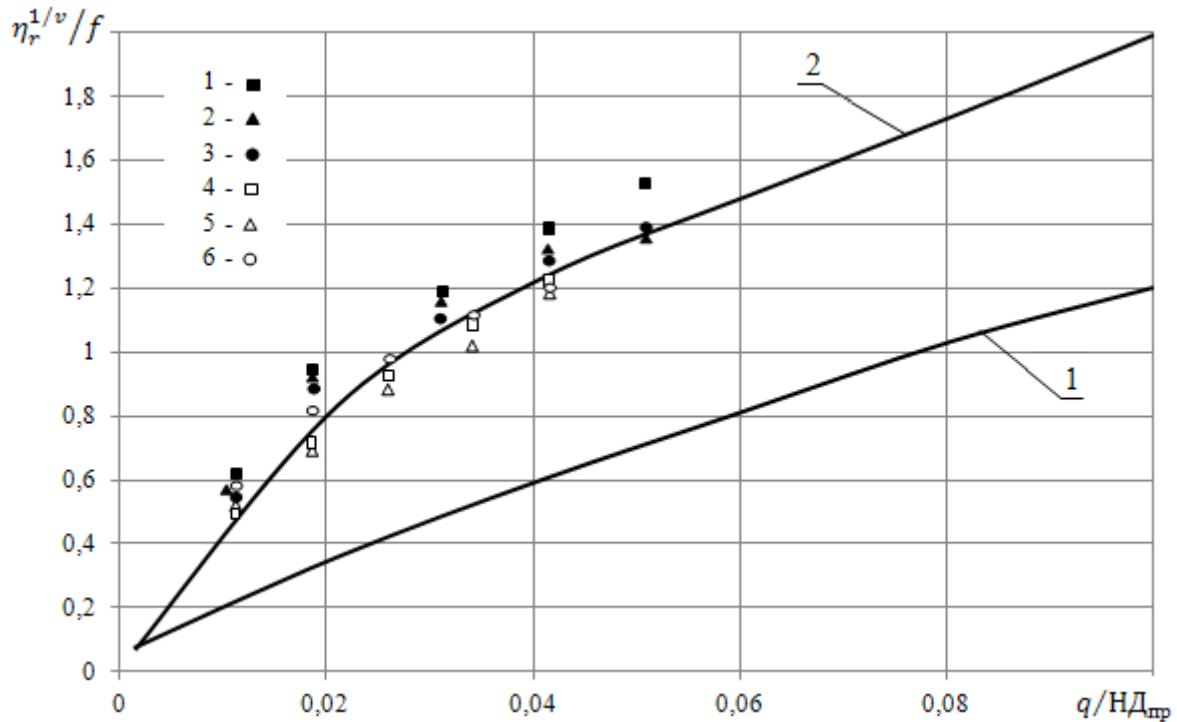


Рис. 4. Графики зависимости безразмерного комплекса $\frac{\eta_r^{1/v}}{f}$ от относительного давления $\frac{q}{H_{Дпр}}$: линия 1 – расчет по формуле для внедрения [1]; линия 2 – расчет по формуле (5) для случая близких твердостей деталей; значки – опытные данные, цифры соответствуют номерам партий (см. табл.)

Таким образом, полученная зависимость для определения поперечной сдвигающей силы в плоском соединении деталей близкой твердости может быть использована в инженерной практике.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 14-08-00131/15 и Минобрнауки России в рамках госзадания № 2014/16 (проект № 2986).

Библиографический список

1. Матлин, М.М. Расчет нагрузочной способности неподвижных соединений с экспрессной оценкой физико-механических свойств материалов деталей: автореф. дис. ... докт. техн. наук / М.М. Матлин. М., 1997. 35 с.
2. Дрозд, М.С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М.С. Дрозд, М.М. Матлин, Ю.И. Сидякин. М.: Машиностроение, 1986. 224 с.
3. Матлин, М.М. Оценка влияния соотношения твердостей деталей на контактную жесткость / М.М. Матлин, А.И. Мозгунова, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2013. Вып. 6. С. 14-18.
4. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
5. Матлин, М.М. Экспериментальное исследование прочности соединений, нагруженных поперечной сдвигающей силой / М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, М.А. Ку-

ликова, В.А. Казанкин // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2012. Вып. 5. С. 37-40.

6. Матлин, М.М. Определение контактной жесткости стыка деталей близкой твердости / М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин // Известия ВолгГТУ. Сер. Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении. Волгоград, 2014. Вып. 10. № 23 (150). С. 73-75.

УДК 621.913

Э.В. Ключко

Тверской государственный технический университет

ЗАКОН ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЗАНИЕМ

Поверхность детали, обработанной на металлорежущем станке любым способом резания, определяется соответствующим параметрическим уравнением ее формообразования. Указанное уравнение рассматривается как закон формообразования, т.к. из него непосредственно выводятся все основные характеристики формообразования. Вывод показан на примере точения сферической поверхности.

Ключевые слова: формообразование, координатная сеть на поверхности, скорость формообразования, производительность формообразования.

A surface of a machine part obtained by any method of edge cutting machining is determined by a proper parametric equation of shaping. A said equation is considered as a law of shaping, because all basic characteristics of a shaping are concluded from it. A said conclusion is illustrated on the example of a spherical surface turning.

Key words: shaping, surface coordinate grid, shaping velocity, shaping productivity.

Параметрическое представление уравнения $r(u, v)$ поверхностей деталей машин, обработанных на металлорежущих станках, отражает особенности их формообразования. Параметры (u, v) , выбираемые для описания поверхности, прямо или косвенно характеризуют перемещения или скорости движений звеньев механизмов станка, осуществляющих процесс резания и конечную его стадию – формообразование. Функциональная зависимость параметров (u, v) от времени позволяет трактовать уравнение $r(u, v)$ как закон формообразования, из которого определяется целый ряд приводимых ниже формообразующих характеристик обрабатываемых на станках поверхностей.

Математическая модель формообразования, приводящая к уравнению радиус-вектора $r(u, v)$ поверхности в прямоугольных координатах XYZ имеет вид [1]

$$r(u, v) = M(v) \cdot r_{II}(u) = \{x(u, v); y(u, v); z(u, v)\}, \quad (1)$$

где $M(v)$ – квадратная (3-го или 4-го порядка) матрица преобразования координат между режущим инструментом и обрабатываемой деталью;

$\mathbf{r}_И(u)$ – столбцевая матрица координат инструмента; $x(u, v)$, $y(u, v)$, $z(u, v)$ – прямоугольные координаты поверхности, выраженные через параметры (u, v) . Матрица $M(v) = M_{Д2}(v_i) \cdot M_{21} \cdot M_{1И}(v_j)$, где $M_{Д2}$, $M_{1И}$ – матрицы движений детали и инструмента; M_{21} – матрица перехода от неподвижной системы координат, связанной с инструментом к аналогичной системе, связанной с деталью. Так как в общем случае число переменных (u_i, v_j) , участвующих в формообразовании больше двух, то к паре (u, v) они приводятся с помощью уравнений кинематических связей между отдельными движениями и связей огибания между движениями и геометрической формой инструмента. Если формообразующие элементы инструментов точечные (например, у резцов), то параметры u_j отсутствуют.

Выражая параметры (u, v) из уравнения (1) в виде $u = f_1(x, y)$, $v = f_2(x, y)$ и подставляя их в уравнение $z = f(u, v)$, получим уравнение поверхности (1) в явном виде $z = f(x, y)$, однозначно характеризующее ее геометрическую форму. Для поверхностей, образуемых движением (кинематические поверхности), явное представление всегда возможно, т.к. для них выполняется условие $x_u \cdot y_v - x_v \cdot y_u \neq 0$, где x_u , x_v , y_u , y_v – производные от x , y по параметрам u, v [2].

Преобразование (u, v) из (1) к виду $u = f_1(x, y, z)$, $v = f_2(x, y, z)$ позволяет получить *систему криволинейных координат* образуемой поверхности и *координатную сеть* v -линий на ней из подмножества $\mathbf{r}_1 = f(u_{oj}, v)$, определяемого из (1) при постоянных координатах u_{oj} и переменных v и соответственно из подмножества u -линий, определяемого из уравнения $\mathbf{r}_2 = f(u, v_{oj})$ при постоянных v_{oj} и переменных u координатах. Таким образом, вся координатная сеть на поверхности создается как множество *производящих линий* (образующих и направляющих) в виде геометрических мест точек формообразующего контакта на ней. Угол \square между образующими и направляющими в общем случае не постоянен и равен [2]: $\square = \arccos[(\mathbf{r}_u \cdot \mathbf{r}_v) / (\mathbf{r}_u^2 \cdot \mathbf{r}_v^2)^{0.5}]$, где $\mathbf{r}_u = d\mathbf{r}(u, v)/du$, $\mathbf{r}_v = d\mathbf{r}(u, v)/dv$ – производные от $\mathbf{r}(u, v)$ по u и v , являющиеся касательными векторами, расположенными вдоль образующих и направляющих линий формируемой поверхности (v считаем параметром направляющих, а u – параметром образующих).

Скорости формообразования вдоль образующих и направляющих в моменты формирования поверхности $\mathbf{r}(u, v)$ являются скоростями резания V_p (для образующих) и скоростями подачи V_s (для направляющих) и определяются по формулам [3]:

$$V_{\text{фо}} = \mathbf{r}_u \cdot du/d\tau = V_p, \quad V_{\text{фн}} = \mathbf{r}_v \cdot dv/dt = V_s, \quad (2)$$

где $du/d\tau$, dv/dt – скорости перемещения или вращения вдоль производящих линий формируемой поверхности (τ и t – время для разных источников движения, не связанных кинематически между собой). Скорости V_p и V_s являются важнейшими технологическими характеристиками, определяющими

качество и производительность формообразования. В том случае, когда одна из производящих формируется копированием профиля инструмента, например при применении фасонных резцов, действует только одна скорость формообразования $V_{\text{фн}} = V_{\text{р}}$.

Площадь формообразования $\sigma_{\text{ф}}$ поверхности $r(u, v)$ определяется в границах $u_1 \leq u \leq u_2, v_1 \leq v \leq v_2$ по уравнению

$$\sigma_{\text{ф}} = \int_{v_1}^{v_2} dv \cdot \int_{u_1}^{u_2} |r_u \times r_v| du, \quad (3)$$

где $|r_u \times r_v|$ – модуль векторного произведения касательных векторов r_u и r_v . При внутреннем интегрировании по u , в подынтегральном выражении параметр v рассматривается как постоянный, а при внешнем интегрировании – как переменный.

Производительность формообразования $Q_{\text{ф}}$ характеризует при резании быстроту образования поверхности и, следовательно, скорость роста ее площади. Согласно кинематической модели формообразования, поверхность создается движением образующих вдоль направляющих с учетом угла между ними. Следовательно, структура формулы должна иметь вид $Q_{\text{ф}} = V_s \cdot L \cdot \sin \theta$, где L – длина образующей. В соответствии с этим представим формулу площади (3) в виде $\sigma_{\text{ф}v} = f(v)$. Это всегда возможно, если выполнять второе интегрирование как неопределенное, без учета границ $v_1 \leq v \leq v_2$: $\sigma_{\text{ф}v} = \int dv \int_{u_1}^{u_2} |r_u \times r_v| du$. Тогда формула производительности формообразования будет иметь вид

$$Q_{\text{ф}} = (d\sigma_{\text{ф}v}/dv) \cdot (dv/dt) \cdot \sin \theta. \quad (4)$$

Поправка $\sin \theta$ учитывает «косое» резание, когда производящие (образующие и направляющие) при формообразовании не перпендикулярны друг другу.

Рассмотрим *пример* определения характеристик формообразования при обработке сфер диаметром $D = 2R = 150$ мм на токарном полуавтомате модели МК-4021 (рисунок).

Скорость вращения B_1 заготовки сферы $n_1 = 320$ об/мин, скорость поворота B_2 кругового суппорта с резцом $n_2 = 0,1$ об/мин. Ось вращения суппорта вертикальна и совмещена с центром O сферы. Угол поворота резца при точении в горизонтальной плоскости $\nu = 0 \dots 147,8^\circ$. В соответствии с (1) преобразование координат вокруг центра сферы O выполняем с помощью матриц 3-го порядка: $M_{1и}$ – матрица поворота на угол ν подвижной системы координат $X_{и}Y_{и}Z_{и}$ относительно неподвижной системы $X_1Y_1Z_1$ вокруг оси $OZ_{и}$, совмещенной с осью OZ_1 ; M_{21} – матрица поворота на угол 90° от системы $X_1Y_1Z_1$ к неподвижной системе $X_2Y_2Z_2$ вокруг оси OX_1 ; $M_{д2}$ – матрица поворота на угол u подвижной системы $X_{д}Y_{д}Z_{д}$, связанной с

деталью, относительно неподвижной $X_2Y_2Z_2$ вокруг оси OZ_2 , совмещенной с осью $OZ_Д$:

$$M_{Д2} = \begin{pmatrix} \cos u & \sin u & 0 \\ -\sin u & \cos u & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; M_{21} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos 90^\circ & -\sin 90^\circ \\ 0 & \sin 90^\circ & \cos 90^\circ \end{pmatrix}; M_{1И} = \begin{pmatrix} \cos v & \sin v & 0 \\ -\sin v & \cos v & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}.$$

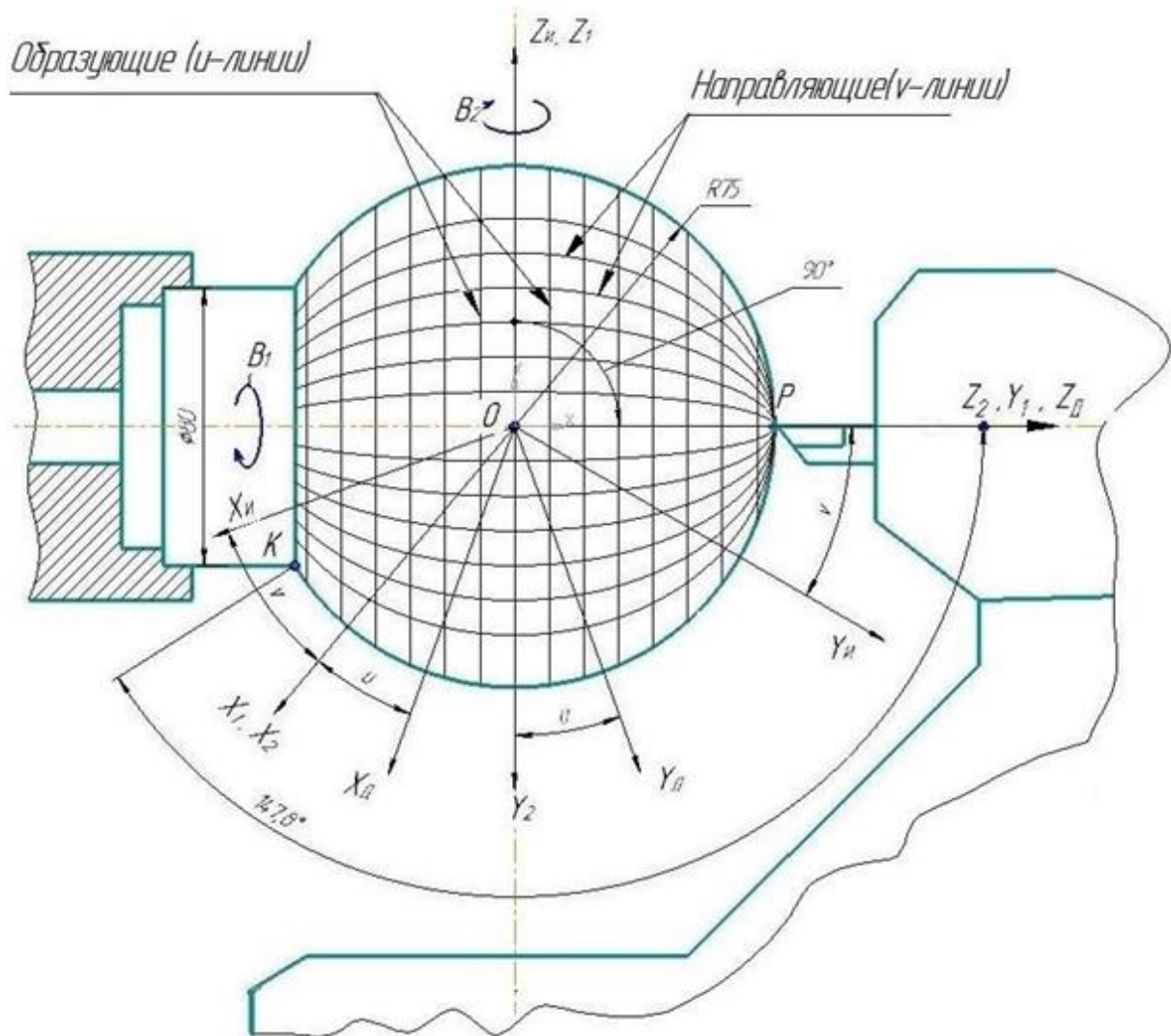


Схема формообразования сферы точением

Перемножение матриц и последующее умножение результата на столбцовую матрицу с координатами $r_{И}\{0, R, 0\}$ дает параметрическое уравнение сферы

$$r(u, v) = \{R \cos u \cdot \sin v; -R \sin u \cdot \sin v; R \cos v\}, \quad (5)$$

где u – угол поворота обрабатываемой детали, v – угол поворота резца. Исключая (u, v) координатных уравнений x, y, z в (5), получим явное уравнение сферы $z = \pm(R^2 - x^2 - y^2)^{0,5}$, а выражая параметры (u, v) через x, y, z , найдем сферические координаты (R, u, v) , где $v = \arccos(z/R)$, $u = \arctg(-y/x)$. Координатная сеть состоит из v – линий (направляющие – усеченные

окружности радиуса R , пересекающиеся в начальной точке P) и u – линий (образующие – параллельные окружности с переменным радиусом $r = R \sin v$). Координатная сеть – ортогональная на всей сфере, $\Theta = 90^\circ$.

Скорость формообразования вдоль образующих получим по формуле (2): $V_\phi(u) = dr_u \cdot dv/dt = \{-R \sin u \cdot \sin v; -R \cos u \cdot \sin v; 0\} \cdot \omega_1 = R \omega_1 \cdot \sin v = 2\pi n_1 R \cdot \sin v$ – величина переменная, изменяющаяся от точки P до точки K в пределах $0 \dots 150 \dots 80$ м/мин.

Скорость формообразования вдоль направляющих $V_\phi(v) = dr_u \cdot dv/dt = \{R \cos u \cdot \cos v; -R \sin u \cdot \cos v; -R \sin v\} \cdot \omega_2 = R \omega_2 = 2\pi n_2 R = 47$ мм/мин – постоянная величина.

Площадь формообразования по уравнению (3) $\sigma_\phi = \int_0^v dv \int_0^{2\pi} |r_u \times r_v| \cdot du$. Здесь $|r_u \times r_v| = ((y_u z_v - y_v z_u)^2 + (z_u x_v - z_v x_u)^2 + (x_u y_v - x_v y_u)^2)^{0,5} = R^2 \sin v$. После подстановки получим $\sigma_\phi = \int_0^v dv \int_0^{2\pi} R^2 \sin v \cdot du = \int_0^v dv [R^2 \sin v \cdot 2\pi] = 2\pi R^2 \int_0^v \sin v dv = 2\pi R^2 [1 - \cos v] = 2\pi R^2 (1 - \cos 147,8^\circ) = 3,7\pi \cdot 7,5^2 = 653,5$ см².

Производительность формообразования по (4) получим, предварительно определив $\sigma_{\phi v} = -2\pi R^2 \cos v$. Отсюда $Q_\phi = 2\pi R^2 \sin v \cdot dv/dt = 2\pi R^2 \omega_2 \sin v = 4\pi^2 R^2 n_2 \sin v = 222 \cdot \sin v$ – величина переменная, в пределах $0 \dots 222 \dots 118$ см²/мин. Из формулы Q_ϕ видно, что производительность формообразования в данном случае определяется произведением постоянной скорости подачи $V_s = R \omega_2$ на длину переменной образующей $L = 2\pi R \sin v$.

Библиографический список

1. Литвин, Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф.Л. Литвин. М.: Наука, 1968. 584 с.
2. Рашевский, П.К. Курс дифференциальной геометрии / П.К. Рашевский. ГИТТЛ, 1956. 420 с.
3. Ключко, Э.В. Основы теории формообразования поверхностей на металлорежущих станках / Э.В. Ключко. Тверь: ТГТУ, 2006. 72 с.

УДК 621.892

С.Г. Докшанин
Сибирский федеральный университет, г. Красноярск

ПРИМЕНЕНИЕ СМАЗОЧНЫХ КОМПОЗИЦИЙ С УЛЬТРАДИСПЕРСНЫМИ ДОБАВКАМИ В УЗЛАХ С РЕВЕРСИВНЫМ ТРЕНИЕМ

Оценивается эффективность применения смазочных материалов с твердыми добавками ультрадисперсного алмазографита в узлах трения при реверсивном движении. Приводятся результаты экспериментального исследования влияния таких смазочных материалов на эксплуатационные свойства опор скольжения.

Ключевые слова: контактные напряжения, площадь контакта, смазочный материал, ультрадисперсная добавка, реверсивное движение.

The efficiency of the lubricating grease with ultra-dispersive diamond-graphite additives for the friction units operating in the mode of back-and-forth motion is estimated. The results of experimental studies of the influence of such lubricants on operating ability of sliding bearings are presented.

Key words: surface stresses, contact area, lubricant, ultra-dispersive additive, back-and-forth motion.

Отрицательное действие реверсивного трения связано с деформационно-напряженным состоянием материала. Исследование износостойкости узлов, работающих в режиме реверсивного трения, показывает, что износ деталей в таких парах увеличивается более чем в два раза в сравнении с парами, работающими однонаправлено [1, 2].

Постоянное изменение направления движения заставляет деформации в течение короткого времени изменяться с растяжения на сжатие и наоборот. В зоне контакта на элементарный объем материала будут действовать циклически изменяющиеся напряжения от нормального сжатия и знакопеременных касательных напряжений от сил трения, возникающих на поверхности контакта. В результате такое сочетание условий работы, как проскальзывание при трении контактирующих поверхностей и повышение нагрузок, может привести к росту напряжений на площадке контакта, что способствует ускорению усталостных процессов. Многократное повторно-переменное деформирование трущихся поверхностей снижает износостойкость материала [3, 4]. Наиболее заметно это наблюдается в парах трения, эксплуатирующихся в режимах возвратно-поступательного или качательного движений, например, в плунжерных парах, деталях цилиндропоршневой группы, шарнирах шатунов, толкателях и направляющих кулачковых механизмов, и в ряде других узлов.

Поскольку действующие силы трения влияют на напряженное состояние, то снижение их величины позволит уменьшить отрицательный эффект от реверсивного трения.

Уменьшать силы трения в зоне контакта способны смазочные материалы. Для улучшения их антифрикционных свойств могут быть использованы функциональные твердые добавки, например ультрадисперсные порошки алмазографита (УДПАГ).

Целью данной работы являлось установление возможности использования пластичных смазочных материалов с добавкой ультрадисперсного алмазографита в узлах с реверсивным движением. Эффективность вводимой добавки, ее влияние на эксплуатационные свойства разрабатываемых смазочных композиций, а также условия их применения в узлах трения оценивались по величине силы трения, величине износа образцов, состоянию контактирующих поверхностей.

Исследования проводились на машине трения по схеме вал – втулка. Узел работал в режиме реверсивного трения с углом качания 28° при скорости трения 2,58 см/с. Вал изготавливался из стали 30ХГСНА, втулка

(образец) – из стали 30ХГСА. Рабочие поверхности образцов обрабатывались до шероховатости $R_a = 0,12–0,65$ мкм, поверхность ролика до $R_a = 0,34–1,3$ мкм, твердость образцов после термообработки $HRC\ 30–32$. Испытания смазочных композиций проводились при давлении в зоне трения до 18 МПа на пути трения 60 м.

Для создания смазочных композиций с ультрадисперсным алмазографитом применялись пластичные смазочные материалы марок ЦИАТИМ-201 (ГОСТ 6267-74) и Солидол С (ГОСТ 4366-76). Вводимая в базовый смазочный материал твердая добавка представляла углеродсодержащий ультрадисперсный порошок, полученный детонационным методом в среде углекислого газа. Размер частиц порошка до 40 нм, доля графита – около 80 %, остальная часть находится в виде высокодисперсной алмазоподобной фазы; концентрация добавки в пластичных смазочных материалах составляла от 0,5 до 1,5 масс. %.

Изображенные на рис. 1 и 2 графики показывают изменение коэффициента трения при использовании базовых смазочных материалов и созданных на их основе смазочных композиций.

Анализ снимков поверхностей трения (рис. 3) после проведения испытаний позволяет судить о том, что ультрадисперсные порошки алмазографита оказывают значительное влияние на микрорельеф поверхностей.

Можно отметить заметное сглаживание неровностей, снижение количества раковин, царапин, следов коррозионного износа. Такое изменение шероховатости увеличивает фактическую площадь контакта, что снижает контактные давления и более равномерно распределяет нагрузки по контурным площадям контакта.

Рассмотрение других результатов, полученных в ходе проведения исследований, также позволяет сделать выводы об эффективности введения твердой добавки УДПАГ в пластичную смазку. Определялась глубина повреждений, относительное изменение величины шероховатости R_a/R_{a0} до и после испытаний, а также общее состояние поверхности. Исследования показали, что после введения ультрадисперсного алмазографита лучшим является смазочный материал ЦИАТИМ-201, приводящий к качественному изменению микрорельефа трущейся поверхности.

Средняя величина отношения R_a/R_{a0} для смазочного материала ЦИАТИМ-201 без добавки составила $R_a/R_{a0} = 2,7$, при введении УДПАГ оно снизилось до величины $R_a/R_{a0} = 1,61$.

Для смазочного материала Солидол С без добавки и с добавкой УДПАГ это отношение отличается незначительно: 1,14 и 1,06 соответственно.

Результаты проведенных исследований позволили предположить причины проявления хороших триботехнических характеристик смазочных материалов с добавкой ультрадисперсного порошка алмазографита.

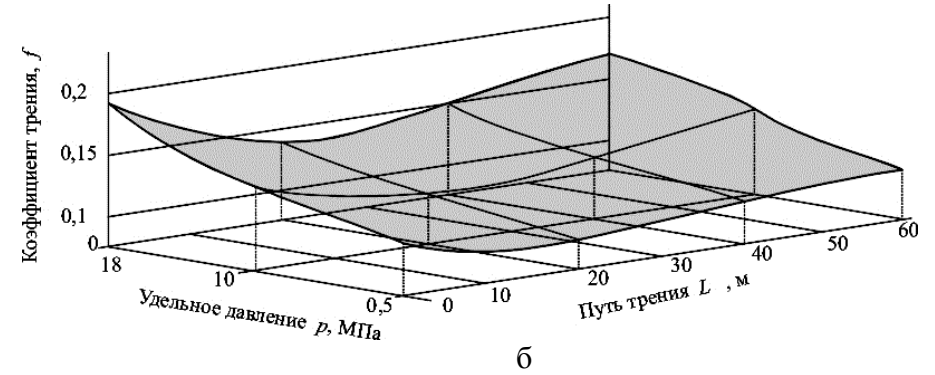
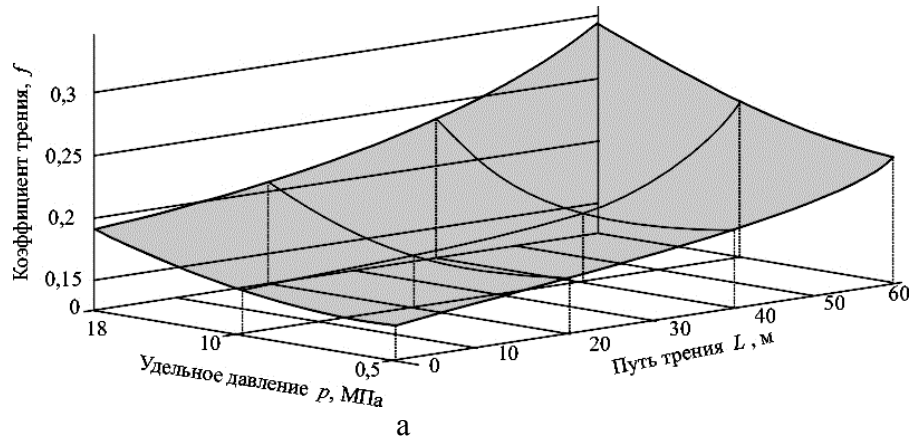


Рис. 1. Изменение коэффициента трения для смазочного материала ЦИАТИМ-201: а – без добавки УДПАГ; б – с добавкой УДПАГ

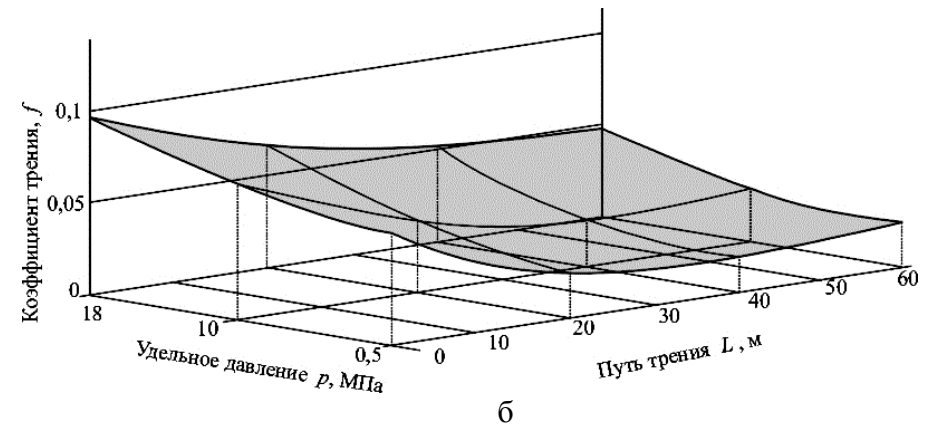
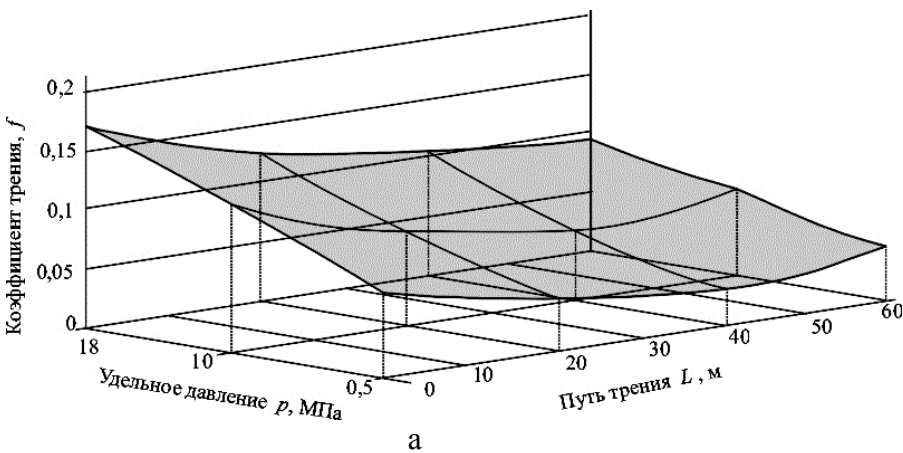


Рис. 2. Изменение коэффициента трения для смазочного материала Солидол С: а – без добавки УДПАГ; б – с добавкой УДПАГ

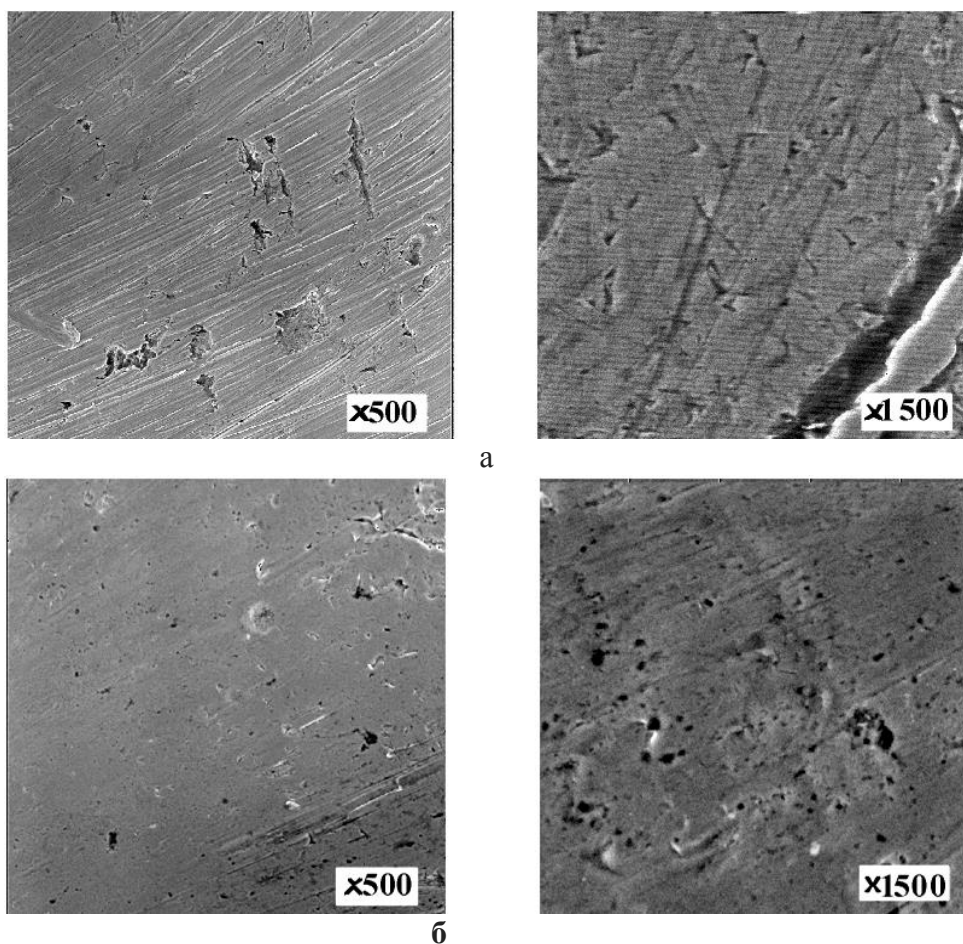


Рис. 3. Внешний вид дорожек трения на пластине после испытаний со смазочным материалом ЦИАТИМ-201: а – без добавки УДПАГ; б – с добавкой УДПАГ

Основная причина повышенного износа при реверсивном трении – интенсивное развитие усталостных трещин, вызванное знакопеременными деформациями. Пластические деформации возникают в материале тогда, когда касательное напряжение по площадке результирующего сдвига достигает определенной величины, свойственной данному материалу.

Сила трения наиболее сильно влияет на сдвиговые напряжения, которые при смене направления движения приводят к частому пластическому деформированию. Растягивающие компоненты напряжений и деформаций, вызванные повышением силы трения, приводят к снижению критического уровня нагрузки, которую деталь может выдержать без катастрофических разрушений. Происходит снижение предела выносливости материала и возможность быстрого образования усталостных трещин [5].

В пределах одного хода наибольшие значения сил трения будут наблюдаться на участках, где происходит смена направления движения. Замедление движения в этих зонах приводит к уменьшению толщины смазочной пленки, а иногда и к ее разрушению. Это может быть связано с ростом температуры трения при пластической деформации и образовании наклепа поверхностных слоев.

Малый размер частиц УДПАГ позволяет им проникать в структурный каркас пластичного смазочного материала, что приводит к упрочнению граничной пленки и повышению сопротивляемости разрушению. Наличие собственного заряда способствует образованию ориентированных слоев и прочному удержанию смазочной пленки на контактирующих поверхностях. Это повышает способность пленок смазочного материала выдерживать значительные нагрузки без разрушения и препятствует образованию локальных металлических связей.

Положительные результаты исследований также могут быть связаны с процессами приработки трущихся поверхностей, когда происходит образование новой шероховатости при сглаживании наиболее высоких неровностей. Образование нового микрорельефа в процессе приработки образцов в среде смазочного материала с УДПАГ можно связать с влиянием частиц введенной добавки. Имея множество кромок вследствие своей поликристаллической структуры частица алмаза является своего рода микро-резцом. Происходит микрошлифование поверхностных слоев, удаляются неглубокие усталостные микротрещины, сглаживаются микронеровности. Это увеличивает интенсивность прирабочного износа в начальный момент работы узла трения, чем можно объяснить быстрый нагрев и повышение коэффициента трения в этот период работы. Процесс приработки будет происходить до тех пор, пока микронеровности не приобретут размеры, обеспечивающие увеличение фактической площади контакта, что приведет к перераспределению нагрузки и снижению контактных напряжений. При этом сокращается время приработки трущихся поверхностей, стабилизируется значение поверхностной температуры и исключается возможное схватывание трущихся поверхностей.

Таким образом, наличие смазочного материала, способного значительно снизить силы трения, уменьшает величину внутренних напряжений и задерживает развитие усталостных трещин на участках изменения направления движения. При снижении сил трения зона образования усталостных трещин будет перемещаться вглубь материала, что приводит к увеличению времени до начала наступления катастрофического усталостного износа материала на контактирующих поверхностях.

Анализ результатов проведенных исследований позволяет говорить о том, что с введением ультрадисперсного порошка алмазографита в пластичный смазочный материал, используемый в узлах с реверсивным трением, происходит снижение величины силы трения на 65–70 % и уменьшение глубины повреждений трущейся поверхности на 24–28 %.

Анализ значений контактных напряжений, определенных с помощью компьютерного моделирования, показал, что при включении в пластичный смазочный материал добавки УДПАГ происходит снижение величины контактных напряжений на 18–20 %. Это увеличивает время работы узлов трения до начала усталостного разрушения поверхности и позволяет повы-

суть их срок службы в 1,5–2 раза по сравнению с узлами трения с базовыми смазочными материалами.

Библиографический список

1. Евдокимов, В.Д. Реверсивность трения и качество машин / В.Д. Евдокимов. Киев: «Техника», 1977. 148 с.
2. Когаев, В.П. Прочность и износостойкость деталей машин / В.П. Когаев, Ю.Н. Дроздов. М.: Высшая школа, 1991. 319 с.
3. Гаркунов, Д.Н. Триботехника (износ и безысность) / Д.Н. Гаркунов. М.: «Издательство МСХА», 2001. 617 с.
4. Махутов, Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. В 2 ч. / Н.А. Махутов. Новосибирск: Наука, 2005. Ч. 1. 494 с.
5. Сосновский, Л.А. Трибофатика: износоусталостные повреждения в проблемах ресурса и безопасности машин / Л.А. Сосновский, Н.А. Махутов. Москва-Гомель: НПО «Трибофатика», 2000. 304 с.

УДК 532.529

С.Д. Семейников, В.В. Шелгунов
Тверской государственный технический университет

ТЕПЛООБМЕН ОРГАНИЗОВАННОГО ПСЕВДООЖИЖЕННОГО СЛОЯ С ПЛОСКОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Рассмотрены вопросы эффективности аэродинамики и теплообмена в аппаратах с организованным псевдоожженным слоем (ОПС), предназначенных для термообработки рулонных материалов. Приведены факторы, влияющие на интенсивность конвективного теплопереноса в ОПС. Предложен способ определения локальных и средних коэффициентов теплоотдачи ОПС к плоской поверхности.

Ключевые слова: термообработка, рулонные материалы, аппараты, организованный псевдоожженный слой, конвективный теплоперенос, коэффициенты теплоотдачи, расчет.

The questions of aerodynamics and heat transfer efficiency in the apparatus with organized fluidized bed for heat treatment of rolled materials are considered. Factors influencing on an intensity of convective heat transfer in the organized fluidized bed are presented. A method of a determination of a local and average heat transfer coefficients of an organized fluidized bed to a flat surface is proposed.

Key words: heat treatment, roll materials, apparatus, organized fluidized bed, convective heat transfer, heat transfer coefficients, calculation.

Организованный псевдоожженный слой (ОПС), предназначенный для термообработки (сушки, вулканизации и других тепловых процессов) рулонных материалов, разработанный в 80-х годах прошлого века, изучен и достаточно подробно описан в литературе [1–3].

Исследования аэродинамики ОПС, проведенные на моделях [2, 4], выявили пути ее улучшения для аппаратов с вихревым закрученным пото-

ком, которые позволили интенсифицировать теплообмен слоя с поверхностью обрабатываемого рулонного материала. Аппараты такой конструкции считаются достаточно эффективными и широко применяются для термообработки рулонных материалов в настоящее время.

Сущность этого усовершенствования заключается в использовании в аппаратах так называемых «отсекателей», а также возможности изменения их размеров и расположения по сравнению с принятыми ранее [1]. Такое конструктивное решение приводит, во-первых, к перераспределению потоков оживающего агента, в результате чего скорость его около обрабатываемой поверхности повышается, и, во-вторых, к организации конвективных потоков дисперсного материала в зону слоя, прилежащую к обрабатываемой поверхности [4, 5].

Изменив таким образом аэродинамику ОПС, удалось повысить коэффициент теплообмена между слоем и поверхностью в 2 раза [4, 5].

Ранее в работах [1, 4] была предложена количественная физическая модель внешнего теплообменника с ОПС, которая, как показал ее анализ, не в состоянии отразить представленных выше изменений аэродинамики слоя и объяснить интенсификацию теплообмена.

В связи с этим в настоящей работе предпринята попытка построения модели внешнего теплообмена ОПС с обрабатываемой в нем поверхностью рулонного материала, учитывающей изменение аэродинамических характеристик. При разработке приняты допущения:

1. Рулонный материал имеет ширину, несколько меньшую ширины слоя. $S_m \approx B - 0,2$, где S_m – ширина рулонного материала, м; B – ширина псевдооживленного слоя, м.

2. Материал движется с постоянной скоростью снизу вверх через весь слой; тепло при термообработке распределяется по поверхности материала равномерно (температура в реакционной области постоянна $T_\infty = const$).

Средняя по объему порозность слоя $\varepsilon = 0,8$, а в районе обрабатываемого материала $\approx 0,9$ [4]. Гидродинамическая структура слоя в районе обрабатываемого материала приблизительно одинакова по всей его поверхности и отличается от структуры в приторцевых зонах [4].

В этих условиях, пренебрегая лучистым теплообменом, найдем распределение температур по высоте материала, а также локальные и средние по поверхности значения коэффициента теплоотдачи α от ОПС к материалу при заданном распределении теплового потока.

Качественную модель теплообмена можно представить следующим образом. В дисперсном слое с хаотически расположенными подвижными частицами движется оживающий агент (газ), являющийся основным переносчиком тепла к поверхности материала. Частицы также участвуют в переносе тепла к поверхности, причем делают это как в результате случайного обмена с ядром слоя, т.е. в результате пульсационного движения, так и в

результате макроскопического конвективного движения. В слое имеют место также конвективная и молекулярная дисперсии тепла.

Для простоты принимаем, что твердая фаза имеет монодисперсный состав, в нашем случае при эквивалентном диаметре частиц ($d_3 \approx 1,5$ мм) степень полидисперсности твердого материала

$$\eta = \frac{d_{max}}{d_{min}} \approx \frac{2,5}{1,0} = 2,5,$$

где d_{max} и d_{min} – максимальный и минимальный диаметры частиц, мм.

Далее используем уравнение переноса тепла, полученное в результате рассмотрения дисперсной системы как суперпозиции сосуществующих континуумов. Причем относительно соотношения масштабов поля средней температуры T и внутренней температуры t структуры системы уравнение справедливо при $T/t \gg 1$, что не совсем соответствует нашему случаю. По этой причине уравнение переноса будем считать приближенным.

Рассматривая стационарную задачу, запишем уравнение переноса в виде

$$\varepsilon \rho_r c_r (\vec{\nabla} \vartheta) T = -\vec{\nabla} q + \vec{q}_V; \quad (1)$$

$$q = -\lambda_3 \vec{\nabla} T,$$

где q – тепловой поток, передаваемый в фиктивной среде; \vec{q}_V – тепловая мощность внутренних источников тепла; ϑ – скорость ожигающего агента; ρ_r, c_r – плотность и теплоемкость сплошной фазы; λ_3 – эффективная теплопроводность фиктивной среды; T – температура средняя для фиктивной среды.

Левая часть уравнения (1) описывает конвективный перенос тепла газом, а правая часть – перенос тепла теплопроводностью некой фиктивной среды (ОПС) и внутренними источниками тепла.

Координату x направим в горизонтальной плоскости вдоль материала, y – перпендикулярно к поверхности материала, z – снизу вверх. Тогда относительно x условия одинаковы и уравнение (1) примет вид

$$\varepsilon c_r \rho_r \left(\vartheta_y \frac{\partial T}{\partial y} + \vartheta_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{3y} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_{3z} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_V. \quad (2)$$

Под ϑ_y и ϑ_z будем понимать проекции на оси y и z осредненной локальной скорости ожигающего агента.

Внутренние стоки и источники тепла представим в виде

$$q_V = K(T_\infty - T). \quad (3)$$

В формуле (3) K – коэффициент теплопередачи от частиц к газу, отнесенный к единичному объему слоя:

$$K = \frac{6}{\sqrt{\pi}} \frac{(1-\varepsilon)}{\langle r_T \rangle} \left(\frac{c_r \rho_r \lambda_r}{\tau^*} \right)^{1/2} \left[1 + \left(\frac{c_r \rho_r \lambda_r}{c_T \rho_T \lambda_T} \right)^{1/2} \right]^{-1},$$

где r_T – радиус частицы; c_T, ρ_T – теплоемкость, плотность дисперсной фазы; λ_r, λ_T – теплопроводность сплошной и дисперсной фаз; τ^* – среднее время пребывания частицы вблизи поверхности (в нашем случае τ^* известно из эксперимента).

Величины $\lambda_{\text{э}y}$ и $\lambda_{\text{э}z}$ заменим величиной $\lambda_{\text{э}i}$ ($i = y, z$) и представим в виде суммы:

$$\lambda_{\text{э}i} = \sum \lambda_{ij}. \quad (4)$$

В формуле (4) первый член суммы ($j = 1$) описывает эффективную кажущуюся теплопроводность стационарного зернистого слоя. Второй член ($j = 2$) – условный эквивалентный кондуктивный перенос тепла, равный теплу, переносимому макроскопическим потоком твердой фазы. Третий член ($j = 3$) – условный эквивалентный кондуктивный перенос тепла, определяемый пульсациями твердой фазы. Четвертый член ($j = 4$) описывает конвективную дисперсию тепла, обусловленную мелкомасштабными движениями газа в пространстве между движущимися частицами твердой фазы.

Уравнение (2) действительно во всей области переноса тепла, включая и приповерхностную область. Определяющим условием теплообмена ОПС с плоской поверхностью является значение критерия Пекле (Pe). В нашем случае критерий Пекле имеет порядок 10^2 , т.е. $Pe \gg 1$, изменение температуры среды происходит главным образом именно в приповерхностной области. Таким образом, задача сводится к составлению уравнений конвективного теплообмена для пограничного слоя на поверхности. Для получения решения уравнение (2) можно упростить, приняв члены $\sum c_r \rho_r \vartheta_y \frac{\partial T}{\partial y}$ и $\frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_{\text{э}z} \frac{\partial T}{\partial z} \right)$ равными нулю. Тогда уравнение (2) примет вид

$$\varepsilon c_r \rho_r \vartheta_z \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{\text{э}y} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + K(T_\infty - T). \quad (5)$$

Решая уравнение (5), в итоге получаем:

на поверхности, при $y = 0$, решение выглядит как

$$\theta(0, z) = \exp \left(-c \int_0^z \frac{dz}{\vartheta_z} \right) \sqrt{\frac{c}{\pi \lambda_{\text{э}y} K}} \cdot \int_0^P \frac{q_{z_1}}{\vartheta_{z_1}} \exp \left(c \int_0^{z_1} \frac{dz}{\vartheta_z} \right) \left(\int_{z_1}^z \frac{dz}{\vartheta_z} \right)^{-\frac{1}{2}} dz;$$

выражение для осредненного пространственно локального значения α (коэффициента теплоотдачи) имеет вид

$$\alpha(0, z) = \frac{q_z}{\theta(0, z)},$$

$$\theta(0, z) = q_z \left[\sqrt{\frac{c}{\pi \lambda_{3y} K}} \exp\left(-c \int_0^z \frac{dz}{\vartheta_z}\right) \int_0^P \frac{q_{z_1}}{\vartheta_{z_1}} \exp\left(c \int_0^{z_1} \frac{dz}{\vartheta_z}\right) \left(\int_{z_1}^z \frac{dz}{\vartheta_z}\right)^{-\frac{1}{2}} dz \right]^{-1}.$$

$$c = \frac{K}{\varepsilon c_r \rho_r}, P = \int_0^z \frac{\lambda_{3y}}{\varepsilon c_r \rho_r \vartheta_z} dz.$$

Чтобы замкнуть задачу, необходимо выяснить выражения для функций q_z и ϑ_z , а также значения коэффициентов λ_{3y} , c , K .

Коэффициенты c и K легко вычислить, считая порозность у поверхности (ε_n) постоянной величиной, равной порозности в ядре слоя (ε_y), а теплофизические свойства фаз ОПС – средними по температуре и постоянными величинами. Условие $\varepsilon_n = \varepsilon_y$ в нашем случае справедливо по следующим причинам. Во-первых, мы имеем дело со слоем очень высокой порозности, находящимся в агрегатном режиме, в котором вблизи стенки не наблюдается сползающего потока частиц [2]. Во-вторых, из-за отсутствия торца возле обрабатываемой поверхности отсутствует зона повышенной порозности. В-третьих, как следует из [2], $\varepsilon_n = const$, так как порозность ОПС в пределах реакционной камеры не зависит от высоты слоя z .

Вид функций q_z и ϑ_z можно определить из литературы [1] и экспериментально. В нашем случае эксперименты, проведенные по методике [4] на лабораторной установке, показали, что в первом приближении можно считать $\vartheta_z = const$.

Относительно величины λ_{3y} необходимо сказать особо. Определить ее прямо на основании уравнений в настоящее время не представляется возможным. Однако, используя данные работы [4], ее можно установить численным интегрированием.

Библиографический список

1. Гвоздев, В.Д. Исследование некоторых процессов термообработки материалов в инертном псевдооживленном теплоносителе и их аппаратные оформления: автореф. дис. ... докт. техн. наук / В.Д. Гвоздев. М.: МИХМ, 1973. 54 с.
2. Соловьев, И.Г. Исследование аэродинамики истечения оживающего агента в аппаратах для термообработки рулонных материалов / И.Г. Соловьев. Калинин: КПИ, 1978. 25 с.
3. Гвоздев, В.Д. Измерение средних локальных скоростей оживающего агента в псевдооживленном слое пневмометрическими зондами / В.Д. Гвоздев, Н.Б. Кондуков // Химическая промышленность. 1982. № 6. С. 10-15.
4. Гвоздев, В.Д. Интенсификация внешнего теплообмена в организованном псевдооживленном слое / В.Д. Гвоздев, И.Г. Соловьев, С.Д. Семеев, В.Н. Шиян // Деп. ВИНТИ 18.10.1979. № 3611-79. 10 с.
5. Гвоздев, В.Д. Пути совершенствования, интенсификации и повышения надежности аппаратов основной химии / В.Д. Гвоздев, И.Г. Соловьев, С.Д. Семеев //

Тез. докл. науч.-техн. конф. «Гидродинамика и теплообмен в химической технологии». Сумы: Изд-во Сумского ХТИ, 1980. С. 118-119.

УДК 620.1.051, 620.172

О.В. Сутягин, В.В. Мешков, С.В. Мединцев, С.П. Рыков
Тверской государственный технический университет

УСТРОЙСТВО И МЕТОДИКА ДЛЯ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ МАТЕРИАЛОВ И ПОКРЫТИЙ

Описан универсальный модуль устройства для триботехнических испытаний материалов и покрытий. Приведен пример его практической реализации в опытном образце. Описана методика тарировки его измерительных систем. Приведены соотношения для оценки среднего контактного давления и пути трения для ряда сменных узлов, применяемых в устройстве при проведении испытаний на трение и износ.

Ключевые слова: универсальный модуль, триботехнические испытания, средние контактные давления, путь трения, трение и износ.

Universal module for tribotechnical tests of materials and coatings is described. An example of its practical realization in a pilot sample is given. Methods of calibration of its measuring systems are described. Expressions for the estimation of average contact pressure and friction distance for a number of replacement units used in the device at wear and friction testing are given.

Key words: universal module, tribotechnical tests, average contact pressure, friction distance, friction and wear.

При проведении трибологических исследований широкое распространение получили устройства для испытаний материалов на трение и износ. Разнообразие их конструкций связано с тем, что режимы проведения испытаний должны имитировать нагрузки, кинематические и тепловые условия работы реальных трибосопряжений современных машин [1, 2].

Целью настоящей работы явилась разработка универсального модуля для триботехнических испытаний (УМТИ) и методики триботехнических испытаний материалов и покрытий.

В основе конструкции устройства лежит техническое решение, защищенное патентом [3]. Модуль устройства состоит из механического и электронно-измерительного блоков. Принципиальная схема механического блока представлена на рис. 1.

Преимуществом блока, по сравнению с аналогами [4–6], является использование в качестве приводов вращения и приложения нормальной нагрузки приводов универсальных металлорежущих станков, что позволяет достичь экономии средств при приобретении оборудования.

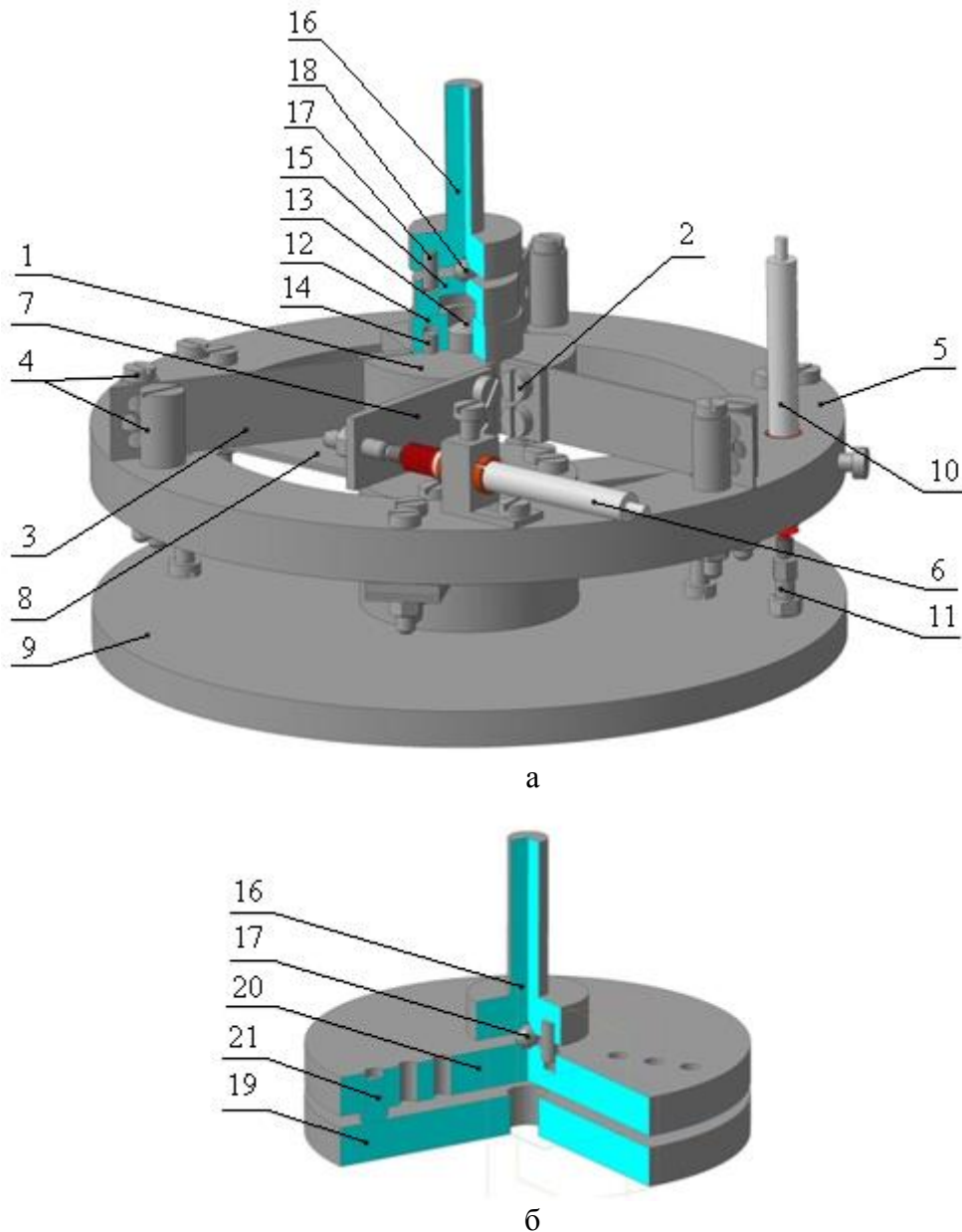


Рис. 1. Принципиальная схема механической части универсального модуля для триботехнических испытаний материалов и покрытий:
 а – силоизмерительный блок с узлом для реализации торцевой схемы трения;
 б – узел для реализации пальчиковой схемы трения и схемы сфера – плоскость

Механический блок устройства (см. рис. 1а) работает следующим образом. На держателе 1 посредством винтов с пластинами 2 радиально закреплены съемные упругие элементы 3, которые с помощью зажимных кулачков 4 жестко связывают их с кольцом 5. На кольце 5 горизонтально установлен индуктивный датчик линейных перемещений 6, взаимодействующий с регулируемым упором 7, закрепленном на держателе 1. При приложении момента к держателю 1 происходит деформация упругих элементов 3 и перемещение упора 7, вызывающее линейное перемещение датчика 6. Кольцо 5 через съемные упругие элементы 8 жестко закреплено на основании 9, которое крепится на невращающемся базовом элементе

металлорежущего станка (не показан). На кольце 5, помимо горизонтально установленного датчика 6, имеется вертикально установленный индуктивный датчик линейных перемещений 10, взаимодействующий с регулируемым упором 11, закрепленным на основании 9. При приложении нормальной нагрузки к держателю 1 происходит деформация упругих элементов 8 и линейное перемещение датчика 10 относительно регулируемого упора 11. Деформацией упругих элементов 3 при этом можно пренебречь из-за выбранной ориентации их сечений относительно прикладываемой нагрузки. Описанная система элементов представляет механическую часть силоизмерительной системы УМТИ, позволяющую при смене упругих элементов проводить испытания в различных диапазонах нормальных и тангенциальных нагрузок, что расширяет область его применения.

В зависимости от сменного узла, устанавливаемого на базирующий держатель 1, возможно проведения испытаний для схем трения сфера – плоскость, торцевой, пальчиковой и других, предусматривающих приложение нормальной нагрузки соосно с испытываемыми образцами. При установке и закреплении на держателе 1 специальной ванночки возможно проведение испытаний в жидких средах (масла, смазки, умеренно агрессивные жидкости), а при установке компактной электропечи – при повышенных температурах. Электроизоляция основания 9 от базового элемента металлорежущего станка позволит исследовать электрические свойства фрикционного контакта, а в случае испытания диэлектрических антифрикционных покрытий – управлять прекращением испытаний.

На рис. 1а представлен сменный узел, реализующий на УМТИ торцевую схему трения. Здесь нижний образец 12 базируется по оси 13 и торцу держателя 1, а от вращения под действием момента трения удерживается штифтом 14, запрессованным в торце держателя 1 и свободно входящим в глухое отверстие нерабочего торца образца 12. Верхний образец 15 выполнен в виде стакана, рабочий торец которого образует кольцо. Наружный диаметр кольца меньше наружного диаметра нижнего образца 12, а внутренний – больше оси 13, причем их размеры определяются величиной номинальных контактных давлений, которые необходимо реализовать при испытаниях. К плоскому торцу верхнего образца 15 прикладываются нормальная нагрузка и вращающий момент от адаптера 16. Торце адаптера имеет центральную коническую поверхность и запрессованное водило 17, а вид хвостовика и его размеры зависят от применяемого в используемом станке приспособления для его закрепления. Плоский торец верхнего образца 15 также имеет центральную коническую поверхность, в которой самоустанавливается стальной шар 18, прижимаемый адаптером, и глухое отверстие, в него свободно входит водило 17 и передает вращающий момент на пару образцов. Такая конструкция торцов адаптера и верхнего образца позволяет снизить влияние суммарных отклонений формы и распо-

ложения рабочих торцов образцов УМТИ и используемого станка на результаты триботехнических испытаний.

На рис. 1б представлен сменный узел, реализующий на УМТИ пальчиковую схему трения и схему трения сфера – плоскость. В данном случае нижний образец 19 и держатель 20 образцов 21 базируются аналогично с рассмотренной выше торцевой схемой трения. Унификация посадочных размеров держателя 1 и адаптера 16 с присоединительными размерами сменных узлов трения и дополнительного оборудования позволяет расширить область возможного применения УМТИ.

Пример использования УМТИ в комплекте с приводом от сверлильного станка представлен на рис. 2.



Рис. 2. УМТИ в комплекте со сверлильным станком

Здесь в патроне станка 1 закреплен адаптер 2, приводящий во вращение верхний образец 3, а УМТИ 4 установлено на столе 5 нагружающего устройства 6. Применение нагружающего устройства не обязательно, так как в УМТИ ведется непрерывное измерение нормальной нагрузки и она может создаваться через приводы подач станка. Элементы электронного измерительного блока представлены датчиками 7, электронно-цифровыми измерительными приборами «Микрон-02» 8, АЦП 9, ПК 10 и прибором для управления прерываниями испытаний объединенным со счетчиком полных оборотов адаптера 11.

Для приведения экспериментальных результатов к стандартному виду [7, 8] необходим перерасчет измеряемых с помощью УМТИ данных. Так, вместо нормальной нагрузки рекомендуется использовать среднее давление на макроконтакте, а вместо количества полных оборотов – путь

трения. Рассмотрим особенности методик их определения для съемных узлов трения.

В общем случае среднее давление q_c на макроконтакте [7] определяется как нормальная нагрузка N , приходящаяся на единицу контурной площади контакта A_c , и вычисляется по выражению

$$q_c = \frac{N}{A_c}. \quad (1)$$

Для торцевой схемы (при отсутствии волнистости на поверхностях трения), а тем более пальчиковой схемы, можно считать, что контурная площадь A_c равна номинальной A_a , в связи с чем среднее давление q_c равно номинальному q_a . В случае реализации схемы трения сфера – плоскость для образцов без покрытий при упругом контакте среднее давление можно оценить, используя теорию Герца:

$$q_c = \frac{N^{1/3}}{\pi(0,75\sqrt{m}J_*R)^{2/3}}, \quad (2)$$

где m – количество сферических образцов, установленных в держателе 20 (см. рис. 1б); $J_* = J_1 + J_2$; $J_1 = \frac{1-\mu_1^2}{E_1}$; $J_2 = \frac{1-\mu_2^2}{E_2}$; μ_1, μ_2 – коэффициенты Пуассона верхнего и нижнего образцов соответственно; E_1, E_2 – модули упругости верхнего и нижнего образцов соответственно; R – радиус сферического образца.

В случае пластического контакта можно считать, что $q_c = HB$, где HB – твердость более мягкого образца по Бринеллю. Переход от упругого контакта к пластическому можно оценить по возникновению отпечатка от сферического образца на плоском для текущей нагрузки. Следует учитывать, что увеличение шероховатости образцов и их износ уменьшают значения среднего контактного давления, рассчитываемого по предложенной методике. Влияние антифрикционных покрытий на среднее давление на контакте для схемы трения сфера – плоскость можно оценить, используя соотношения, представленные в работе [9].

Расчет пути трения L_T для торцевой схемы не представляет проблемы: он одинаков как для вращающегося 15, так и для неподвижного 12 образцов (см. рис. 1а) и определяется выражением

$$L_T = \pi D_c n, \quad (3)$$

где D_c – средний диаметр дорожки трения; n – число полных оборотов, совершенное вращающимся образцом за время его износа на зарегистрированную величину.

В случае пальчиковой схемы и схемы сфера – плоскость путь трения для нижнего образца 19 (см. рис. 1б) будет меньше пути трения для верхних образцов 21. Для нижнего образца путь трения L_D будет зависеть от

диаметра макроконтакта d_* формирующегося между нижним (диск) и верхними (пальчиковые или сферические) образцами, их количеством и определяться соотношением

$$L_D = d_* n m. \quad (4)$$

Для пальчиковых образцов d_* равен диаметру его рабочей поверхности, а для сферических – будет зависеть от приложенной нагрузки. При упругом контакте на основании теории Герца $d_* = 2 \left(\frac{3J_* RN}{4m} \right)^{1/3}$, а при пластическом контакте $d_* = 2 \left(\frac{N}{\pi H B m} \right)^{1/2}$. Для каждого из m пальчиковых или сферических образцов путь трения будет определяться соотношением (3). При измерении износа образцов целесообразно руководствоваться рекомендациями стандарта [10].

Испытания опытного образца универсального модуля для триботехнических испытаний УМТИ показали достаточную точность входящих в него измерительных систем, многофункциональность и экономическую эффективность его практического применения. По нормальной нагрузке погрешность не превышала 2 %, а по тангенциальной – не более 5 % в режиме тарировки при многократных циклах нагрузка-разгрузка. Предлагаемая методика проведения экспериментальных исследований позволяет получать данные, необходимые для анализа и моделирования фрикционных характеристик различных трибосопряжений.

Библиографический список

1. Комбалов, В.С. Методы и средства испытаний на трение и износ конструкционных и смазочных материалов: справочник / под ред. К.В. Фролова, Е.А. Марченко. М.: Машиностроение, 2008. 384 с.
2. Куксенова, Л.И. Методы испытаний на трение и износ: справочное издание / Л.И. Куксенова, В.Г. Лаптева, А.Г. Колманов [и др.]. М.: «Интернет Инжиниринг», 2001. 152 с.
3. Патент РФ № 2531124. Устройство для испытания материалов на трение и износ / В.В. Мешков, О.В. Сутягин, С.В. Мединцев; опубл. 27.06.2014. Бюл. № 29. 7 с.
4. NANOVEA. URL: <http://www.nanovea.com> (дата обращения: 10.03.2015).
5. CSM instruments. URL: <http://www.cms-instruments.com> (дата обращения: 10.03.2015).
6. TABER INDUSTRIES. URL: <http://www.taberindustries.com> (дата обращения: 10.03.2015).
7. Р 50-54-107-88. Методы оценки триботехнических свойств материалов и покрытий в вакууме: рекомендации / И.В. Крагельский, Ю.Н. Дроздов, В.С. Комбалов [и др.]. М.: Госстандарт СССР, ВНИИНАШ, 1989. 33 с.
8. ГОСТ 27674-88. Трение, изнашивание и смазка. Термины и определения. М. Изд-во стандартов, 1992. 22 с.
9. Сутягин, О.В. Контакт шероховатых тел с твердосмазочными покрытиями / О.В. Сутягин, А.Н. Болотов, М.В. Васильев. Тверь: ТвГТУ, 2014. 124 с.
10. ГОСТ 27860-88. Детали трущихся сопряжений. Методы измерения износа. М.: Изд-во стандартов, 1989. 32 с.

УДК 622.331.002.5

И.В. Горлов, А.Н. Болотов
Тверской государственный технический университет,
М.Г. Рахутин
Горный институт НИТУ «МИСиС»

АНАЛИЗ ОТКАЗОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН НА ОСНОВЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Представлены результаты исследования надежности торфяных технологических машин. Установлены зависимости параметров безотказности от наработки и количества элементов торфяных машин. Показано, что при разработке планов добычи необходимо учитывать наработку и сложность машин.

Ключевые слова: надежность, безотказность, ремонт, исследование, техническое состояние.

The results of the research of peat production machines reliability are reported. The dependences of non-failure operation parameters on an operating time and number of the peat machine elements are established. It is shown that an operating time and complexity of machines have to be considered at the development of peat extraction plans.

Key words: reliability, non-failure operation, repair, research, technical state.

Эффективность эксплуатации технологического оборудования – комплексная проблема, которая особенно актуальна для торфодобывающих предприятий. Это обусловлено тем, что затраты на приобретение и эксплуатацию технологического оборудования в торфяной индустрии в себестоимости продукции занимают большее место, чем в других отраслях промышленности [1].

Эксплуатация торфяных машин (ТМ) сезонная (добыча происходит с середины мая до конца августа в регионах центра России); процесс добычи торфа в большой мере зависит от метеорологических условий. По статистическим данным, более половины операций по восстановлению работоспособности торфяных машин проводится в метеоблагоприятные дни, что приводит к снижению объема добычи торфа. Наиболее полное использование метеоблагоприятных дней обеспечивает максимальную сезонную производительность и, как следствие, высокую эффективность эксплуатации ТМ.

Существенным резервом, позволяющим повысить сезонную производительность ТМ, является предотвращение отказов, которые чаще всего происходят из-за контакта рабочих органов ТМ с древесными включениями, находящимися в торфяной залежи, что в большом количестве случаев связано с повреждениями трибоэлементов (элементов торфяных машин, обладающих триботехническими свойствами). Следовательно, для повышения надежности необходимо воздействовать на элементы, отвечающие за устойчивость машины к этим факторам. Данное воздействие должно

осуществляться на основе анализа возникновения отказов и их последствий на технологический процесс добычи торфа [2].

Исследование надежности торфяных машин было проведено в ОАО «Васильевский мох». Статистические данные получены для бункерных уборочных машин МТФ-43А и МТФ-43А-К, фрезерных барабанов Ф-6,5 и ворошилок ВС-9,6. Машины эксплуатировались на производственных участках, расположенных на верховом типе залежи со средней степенью разложения торфа 25 %, объемной пнистостью 1–2 %, второго года эксплуатации. Условная влажность собираемого торфа 40 %, глубина фрезерования залежи 0,011 м, эксплуатационная влажность 80 %.

Рассматривались три группы машин: в первую входили четыре уборочные машины МТФ-43А, два фрезерных барабана Ф-6,5, ворошилка ВС-9,6 и валкователь ВТ-9,8; во вторую и третью – по четыре уборочных машины МТФ-43А-К, два фрезерных барабана Ф-6,5, ворошилки ВС-9,6 и валкователи ВТ-9,8. При эксплуатации для каждого типа машин фиксировалось количество отказов, рассчитывалось среднее время безотказной работы, среднее квадратическое отклонение наработки на отказ, среднее время восстановления с учетом ожидания ремонта.

В процессе анализа результатов исследования рассчитывался коэффициент готовности исследуемых машин

$$K_r = \frac{t_{cp}}{t_{cp} + t_b},$$

где t_{cp} – время средней наработки на отказ; t_b – среднее время восстановления оборудования, включая время ожидания ремонта, ч (табл. 1).

Таблица 1. Статистические характеристики эксплуатации машин

Тип машин	Среднее время безотказной работы t_{cp} , ч	Среднее квадратическое отклонение σ	Среднее время восстановления t_b , ч	Среднее квадратическое отклонение от среднего времени восстановления σ_b , ч	Коэффициент готовности K_r
МТФ-43А	12,5	11,2	6,1	5,9	0,67
МТФ-43А-К	19,5	18,9	4,6	4,7	0,81
Ф-6,5	17,2	12,6	6,0	4,9	0,74
ВС-9,6	81,3	79,5	3,1	3,3	0,93

При эксплуатации уборочных машин МТФ-43 часто происходит остановка из-за заклинивания элеватора древесными остатками, в среднем одна остановка на 8 часов уборки. Если после освобождения элеватора машина могла продолжать работу, то считалось, что отказа не было. В некоторых случаях происходили отказы предохранительной муфты элевато-

ра (в среднем один на 14 часов работы машины). Отказы были как первой группы сложности (требовалась регулировка фрикционной муфты), так и второй (требовалась замена фрикционных накладок и других деталей механизма).

Следующими по частоте возникновения были сход цепи элеватора со звездочек из-за попадания древесных остатков (один на 26 часов работы); отказы карданных передач (один на 34 часа работы); поломка муфты включения механизма выгрузки (одна на 46 часов работы); разрыв цепи элеватора (один на 65 часов работы) и др. Отказы машин, выработавших ресурс свыше 1 000 моточасов, происходили более чем в два раза чаще, чем у машин, выработавших ресурс менее 400 моточасов.

При работе фрезерных барабанов Ф-6,5 наиболее часто происходила остановка фрез из-за буксования предохранительных муфт (в среднем один отказ на 36 часов работы); отказы карданных передач (один отказ на 46 часов работы); отказ редуктора привода фрез (один отказ на 86 часов работы); поломка режущих элементов и др. Для фрезерных барабанов с небольшой наработкой (до 200 моточасов) последствия от взаимодействия с древесными включениями значительно меньше, чем для фрезеров с большим ресурсом (отказов вдвое меньше).

Выход из строя ворошилок происходил в основном из-за попадания древесных включений в залежи. Наиболее часто гнулись лопатки ворошилки, деформировалась рама секции, также происходило заедание в шарнирных механизмах подвески и др.

После проведения исследований все отказы были классифицированы по сложности и рассчитаны показатели безотказности торфяных машин (табл. 2).

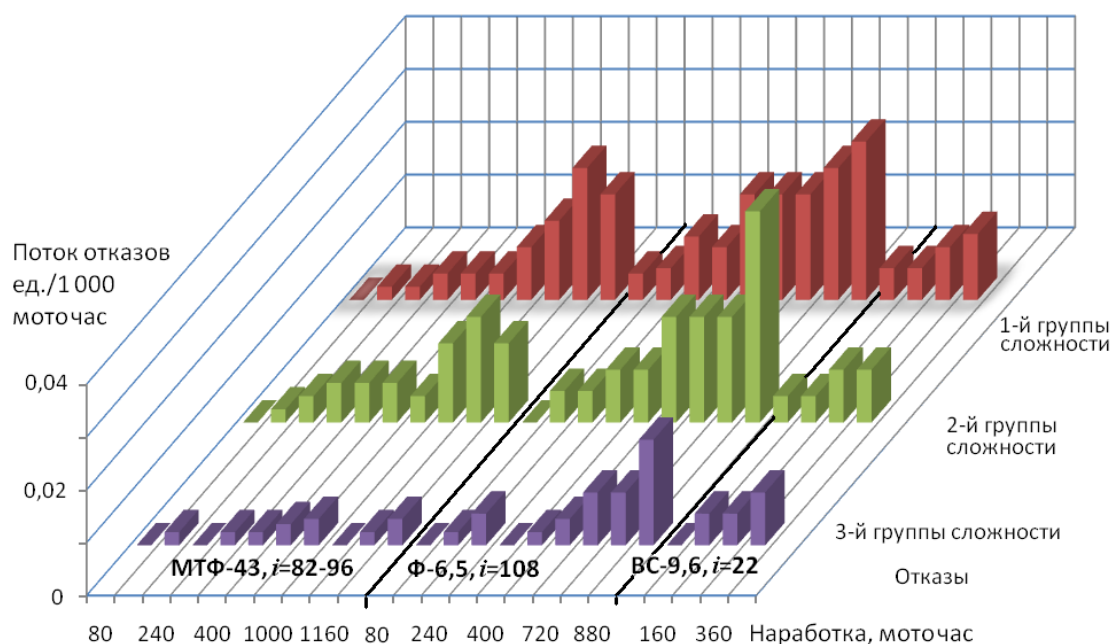
К первой группе сложности относились отказы, устраняемые операторами технологических машин, имеющие трудоемкость восстановления до 2 часов. Ко второй группе сложности относились отказы, для устранения которых требовалось участие ремонтной бригады с трудоемкостью восстановления до 8 часов. К третьей группе сложности относились отказы, требующие эвакуации технологических машин для ремонта с месторождения с трудоемкостью восстановления до 20 часов.

Также был проведен анализ структуры исследуемых машин, выявлены основные элементы, оказывающие влияние на надежность ТМ, и построены зависимости потока отказов от количества таких элементов и наработки. Техническое несовершенство деталей фрикционных передач, муфт привода фрезерующих устройств, трансмиссии, шарнирных механизмов подвески несущей системы, скребков валкователей и других требует частых сервисных работ по поддержанию работоспособности, что в целом приводит к высокой длительности нахождения машин в обслуживании и ремонте.

Таблица 2. Показатели надежности торфяных машин

Наработка моточасов	Число машин	Отказы 1-й группы сложности		Отказы 2-й группы сложности		Отказы 3-й группы сложности	
		Среднее число отказов	Поток отказов, 1/1 000 моточасов	Среднее число отказов	Поток отказов, 1/1 000 моточасов	Среднее число отказов	Поток отказов, 1/1 000 моточасов
Бункерные уборочные машины МТФ-43Ф, МТФ-43А-К							
0–80	8	–	–	–	–	–	–
80–120	8	0,125	0,003 1	–	–	–	–
120–160	8	–	–	–	–	–	–
160–200	8	0,125	0,003 1	0,125	0,003 1	0,125	0,003 1
200–240	16	0,063	0,001 5	0,063	0,001 5	–	–
240–280	16	0,125	0,003 1	–	–	–	–
280–320	16	0,188	0,004 7	0,125	0,003 1	–	–
320–360	16	0,188	0,004 7	0,188	0,004 7	0,063	0,001 5
360–400	16	0,31	0,007 8	0,25	0,006 2	0,188	0,004 7
400–440	16	0,25	0,006 2	0,25	0,006 2	–	–
960–1000	8	0,38	0,009 4	0,125	0,003 1	0,125	0,003 1
1000–1040	8	0,38	0,009 4	0,38	0,009 4	0,38	0,009 4
1040–1120	8	0,5	0,012 5	0,625	0,015 6	–	–
1120–1160	8	0,625	0,015 6	0,5	0,012 5	0,25	0,006 2
Фрезерные барабаны Ф-6,5							
0–40	8	–	–	–	–	–	–
40–80	8	0,125	0,003 1	–	–	–	–
80–120	8	0,25	0,006 2	0,125	0,003 1	–	–
120–160	8	0,125	0,003 1	–	–	0,125	0,003 1
160–200	6	0,33	0,008 3	0,16	0,004 2	–	–
200–240	6	0,33	0,006 2	–	–	–	–
240–280	6	0,16	0,004 2	0,3	0,007 5	0,3	0,007 5
280–320	4	0,5	0,012 5	0,25	0,006 2	–	–
320–360	4	0,5	0,012 5	0,5	0,012 5	–	–
360–400	4	0,75	0,018 8	–	–	0,25	0,006 2
640–680	4	0,75	0,018 8	1	0,025	–	–
680–720	4	1	0,025	0,75	0,018 8	–	–
720–760	4	1,25	0,031	1,25	0,031	0,5	0,012 5
Ворошилки ВС-9,6							
0–40	3	–	–	–	–	–	–
40–80	3	–	–	–	–	–	–
80–120	6	0,3	0,007 5	0,16	0,004 2	–	–
120–160	6	–	–	–	–	0,33	0,007 5
160–200	6	0,3	0,007 5	0,33	0,007 5	–	–
200–240	6	0,5	0,012 5	0,66	0,016 7	–	–
240–280	6	0,3	0,007 5	0,33	0,007 5	0,33	0,007 5

Из гистограммы (рисунок) видно, что число отказов зависит не только от наработки, но и от количества элементов, влияющих на безотказность.



Изменение потока отказов ТМ от наработки
(i – количество элементов, влияющих на безотказность ТМ)

Установлено, что при наработке уборочных машин МТФ-43 до 400 моточасов, фрезерных барабанов Ф-6,5 и ворошилок ВС-9,6 до 200 моточасов поток отказов вдвое меньше, чем для машин с большей наработкой, а число отказов коррелирует с количеством элементов, влияющих на надежность ТМ [3]. Следовательно, для машин, имеющих 100 и более элементов и выработавших значительный ресурс, отказы оказывают существенное влияние на их производительность, и это обстоятельство необходимо учитывать при разработке плана добычи фрезерного торфа.

Определение с помощью специальных исследований индивидуальной периодичности операций по восстановлению работоспособности торфяных машин с учетом технического состояния и внешних факторов воздействия дает возможность наиболее полно использовать метеоблагоприятные дни для добычи торфа и осуществлять объективный выбор наилучших решений по воздействию на машину для достижения максимальной производительности, что позволит повысить эффективность торфяного производства.

Библиографический список

1. Рахутин, М.Г. Изыскание резервов повышения эффективности эксплуатации оборудования / М.Г. Рахутин. Уголь. 2006. № 5. С. 44-46.
2. Горлов, И.В. Прогнозирование эксплуатации торфяной машины при изменении параметров трибоэлементов / И.В. Горлов, А.Н. Болотов, М.Г. Рахутин // Механика и фи-

зика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2015. С.70-75.

3. Горлов, И.В. Анализ состояния технологического объекта на основе структурной модели / И.В. Горлов, Е.В. Полетаева // Горный информационно-аналитический бюллетень. М.: МГГУ, 2014. № 1. С. 146-149.

УДК 621:669.01:530.1:539.4

Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, И.Ю. Канунникова
Тульский государственный университет

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ФРАКТАЛЬНОЙ ПАРАМЕТРИЗАЦИИ ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ РЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТЕЙ РАЗРУШЕНИЯ

Проанализирована возможность применения методов фрактальной диагностики для оценки механических характеристик покрытий, полученных методами напыления и наплавки. Получены корреляции между твердостью и фрактальными параметрами.

Ключевые слова: фрактальность, напыление, параметризация, поверхность разрушения, твердость.

The applicability of the fractal-based diagnostics methods to mechanical properties evaluation of spray and deposit coatings has been analyzed. The correlation between hardness and fractal parameters has been obtained.

Key words: fractality, spray coating, parameterization, surface of destruction, hardness.

Изучение процессов деформации и последующего разрушения материалов с покрытиями всегда требует их количественного структурного описания. Например, описание различий в особенностях деформирования приповерхностных и внутренних слоев и их поверхностей разрушения, поверхностей со сложной геометрией. Это делает целесообразным кроме общепринятых структурных параметров и методик, использование показателей, которые смогли бы учесть форму и особенности взаиморасположения элементов изучаемых структур. Такие возможности обеспечивают применение положений системного подхода. Одной из разновидностей подобного подхода является использование фрактальных и мультифрактальных представлений, что стало возможным благодаря развитию в последние годы теоретических представлений о фракталах и мультифракталах [1, 2].

Традиционно структура поверхностного слоя изучается с использованием количественных параметров, характеризующих отдельные элементы структуры. Привлечение концепции фракталов и мультифракталов, основанной на исследовании общего понятия меры, позволяет давать количественную оценку конфигурации исследуемой структуры в целом, что дополняет традиционные методы описания.

Известно, что механические свойства существенно зависят от структуры, формирующейся при охлаждении, поэтому любые морфологические изменения поверхности разрушения сказываются на характеристиках прочности и вязкости.

Результаты исследования особенностей микростроения поверхности разрушения наплавленных и напыленных слоев могут подтвердить правильность предложенных рекомендаций по их применению.

Основной задачей работы явился сравнительный анализ поверхностей разрушения образцов с наплавленными и напыленными покрытиями на основе *Fe-B* и *Fe-Si*.

Для фрактального анализа рельефа поверхности разрушения исследовали образцы после испытания на разрыв.

Для расчета фрактальной размерности поверхности излома применяли метод вертикальных сечений оцифрованных профилей [3]. Согласно методике [3], с помощью большого инструментального микроскопа БИМ-1Ц получали набор контуров вертикальных сечений рельефа, поверхности разрушения в поперечном и продольном направлении.

Расчет длины профиля и его проекции проводили согласно схеме, представленной на рисунке 1, при варьировании измерительных отрезков от 1 до 8 мкм, через 1 мкм.

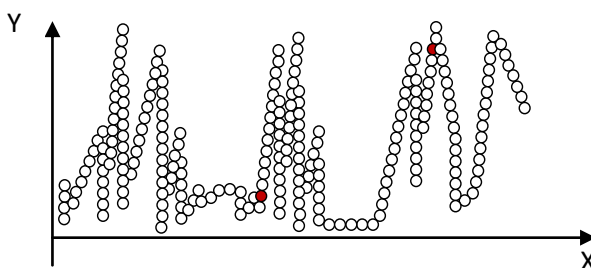


Рис. 1. Определение фрактальной размерности поверхности излома методом вертикальных сечений (принцип наложения окружностей различного диаметра)

Расчет фрактальности, осуществленный согласно методике, приведенной в [3, 4], показал, что рельеф поверхности является самоаффинным, так как имеет комплекс фрактальных размерностей.

На рис. 2 и в табл. 1–2 представлены результаты определения фрактальной размерности методом наложения сфер, а на рис. 3 – методом наложения квадратной сетки с различной ячейкой.

Для определения фрактальности данным методом профиль разрушения поверхности покрывали сеткой с различным размером ячейки (10, 15 и 20 мм). Затем подсчитывали количество пересечений кривой с сеткой и определяли ее длину (L), а также длину проекции профиля (L_0). После этого строили график зависимости $\ln(L/L_0)$ от $\ln(1/\delta)$, определяли тангенс угла наклона зависимости $\text{tg}\alpha$. Фрактальную размерность определяли как $D = \text{tg}\alpha + 1$ (рис. 3).

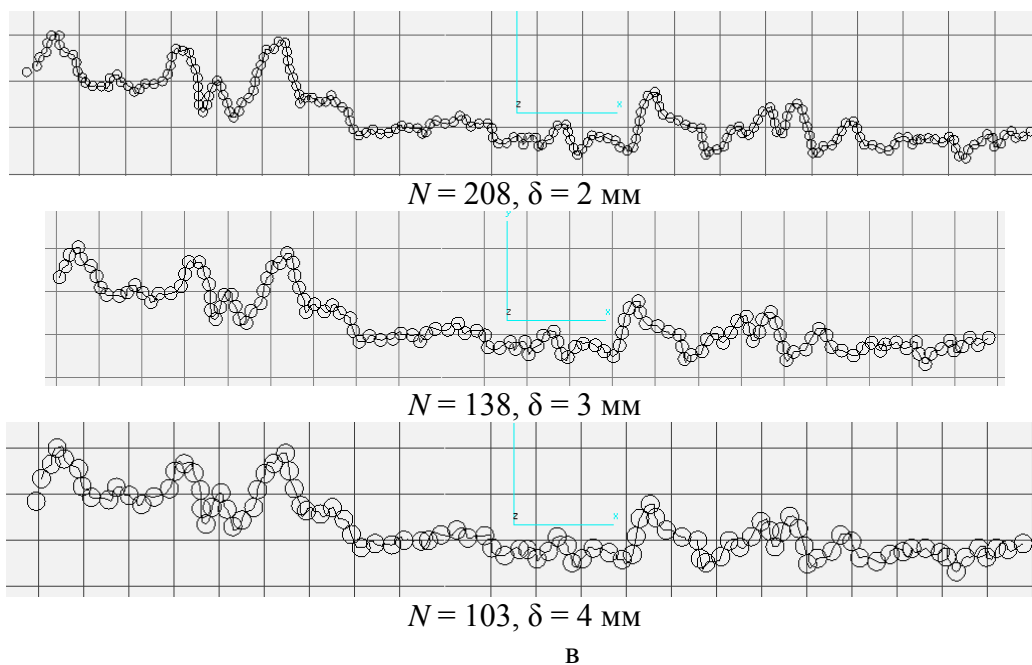
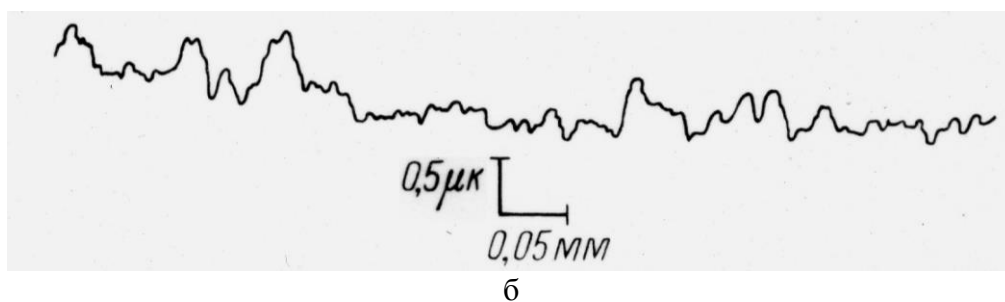
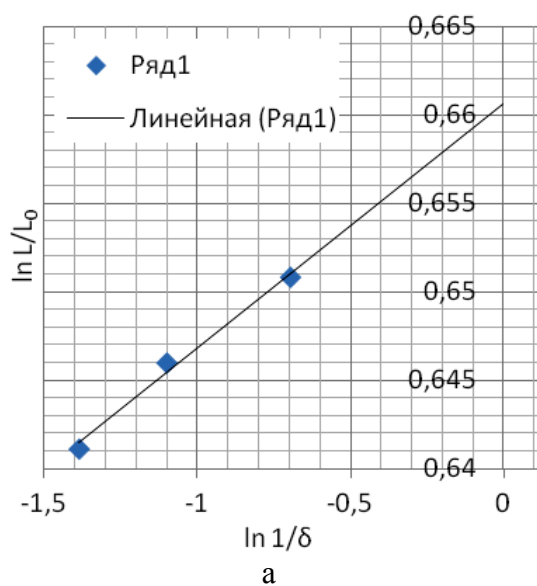


Рис. 2. Поверхности разрушения (напыление $Fe-Si$): а – определение фрактальной размерности; б – схематичное изображение профиля разрушения; в – наложение сфер различного диаметра на профиль поверхности разрушения

Таблица 1. Значения характеристик профиля для определения фрактальности (покрытие-напыление *Fe-Si*)

δ	N	L (мм)	L_0 (мм)	$\ln(L/L_0)$	$\ln(1/\delta)$	D
2	208	416	217	0,650 787 907	-0,693 147 181	2,48
3	138	414	217	0,645 968 620	-1,098 612 289	
4	103	412	217	0,641 125 996	-1,386 294 361	

Таблица 2. Значения характеристик профиля для определения фрактальности (покрытие-наплавка *Fe-Si*)

δ	N	L (мм)	L_0 (мм)	$\ln(L/L_0)$	$\ln(1/\delta)$	D
2	257	514	232	0,795 485 894	-0,693 147 181	2,38
3	171	513	232	0,793 538 474	-1,098 612 289	
4	128	512	232	0,791 587 253	-1,386 294 361	

δ	N	L (мм)	L_0 (мм)
10	75	750	212
15	42	630	212
20	24	480	212

$\alpha = 58^\circ;$
 $D = \operatorname{tg}\alpha + 1 = 2,6$

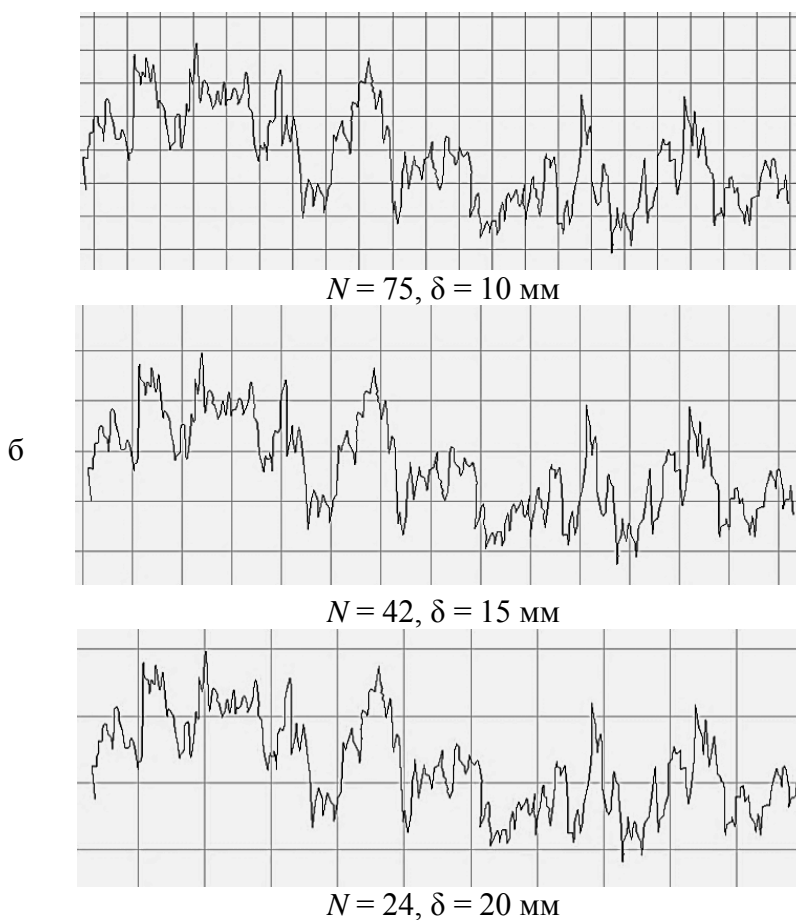


Рис. 3. Поверхности разрушения (напыление *Fe-B*):

а – подбор сетки различного размера на профиль поверхности разрушения;
 б – схематичное изображение профиля разрушения

Таблица 3. Результаты определения фрактальной размерности двумя методами

Покрытие	D (сферы)	D (сетка)
<i>Fe-B</i> (напыление)	2,48	2,60
<i>Fe-Si</i> (наплавка)	2,30	2,33
<i>Fe-B</i> (наплавка)	2,48	2,38
<i>Fe-Si</i> (напыление)	2,28	2,23

наплавка *Fe-Si*, как в случае наложения на профиль сфер, так и в случае наложения на профиль сетки.

В заключительной части работы была исследована взаимосвязь между твердостью и фрактальностью наплавленных и напыленных образцов.

Таблица 4. Взаимосвязь твердости и фрактальной размерности образцов

№ образца	Метод вертикальных сечений		Метод наложения сетки	
	<i>HRC</i>	D	<i>HRC</i>	D
1	30	1,38	30	1,29
2	30	1,28	30	1,03
3	38	1,33	38	1,23
4	40	1,43	40	1,28
5	45	1,48	45	1,33
6	48	1,48	48	1,33
7	50	1,48	50	1,33
8	55	1,60	55	1,60

ных слоев, сформированных в ходе газотермической наплавки и напыления систем *Fe-B* и *Fe-Si*, получена корреляция параметра фрактальной размерности, определенного методом вертикальных сечений и методом наложения сетки разного размера ячейки, со значениями твердости: с увеличением значения твердости фрактальная размерность исследуемого материала повышается.

В табл. 3 приведены результаты определения фрактальной размерности D двумя используемыми методами. Получено, что максимальное значение фрактальной размерности имеет профиль разрушения напыленного *Fe-B* покрытия, минимальные –

наплавка *Fe-Si*, как в случае наложения на профиль сфер, так и в случае наложения на профиль сетки.

В результате были получены корреляции между твердостью покрытия и фрактальной размерностью D , определенной двумя методами (как по сферам, так и по ячейкам). Из табл. 4 видно, что с увеличением значений твердости фрактальная размерность повышается.

В ходе исследований проанализирована возможность изучения поверхностей разрушения методами фрактальной диагностики. При изучении поверхност-

Библиографический список

1. Встовский, Г.В. Введение в мультифрактальную параметризацию структур материалов / Г.В. Встовский, А.Г. Колмаков, И.Ж. Бунин. Москва – Ижевск: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2001. 116 с.
2. Встовский, Г.В. Методология мультифрактальной параметризации структур материалов / Г.В. Встовский, А.Г. Колмаков, В.Ф. Терентьев // Вестник ВГТУ. Сер. «Материаловедение». 1999. Вып. 6. С. 46-52.
3. Иванова, В.С. Синергетика. Прочность и разрушение металлических материалов / В.С. Иванова. М.: Наука, 1992. 160 с.
4. Кулак, М.И. Фрактальная механика материалов / М.И. Кулак. Минск: Высшая школа, 2002. 304 с.

УДК 621.791:669.018

Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, Г.В. Сержантова
Тульский государственный университет

ИЗУЧЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ЛЕГИРОВАННЫХ КРЕМНИЕМ НАПЛАВОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Изучено влияние температурно-временных факторов термической обработки на характеристики износостойкости наплавочных материалов при легировании их кремнием. Получены корреляционные зависимости износостойкости и указанных факторов.

Ключевые слова: наплавка, износостойкость, потеря веса, кремний, старение.

The influence of temperature-time factors of heat treatment on wear characteristics of silicon-doped surfacing materials has been studied. The correlations of wear resistance and temperature-time factors have been obtained.

Key words: surfacing, wear resistance, weight loss, silicon, aging.

Многочисленные исследования процесса изнашивания показывают, что непрерывный поток энергии, образующийся в месте контакта трущихся тел, способствует сильным структурным изменениям в материале.

Знание структур, обеспечивающих высокую износостойкость, еще не означает повышение стойкости реальных деталей. Необходимо научиться создавать нужные структуры в поверхностных слоях материала. Поэтому вместе с изучением закономерностей трения и изнашивания возникают вопросы разработки технологий поверхностного упрочнения, таких как лазерное, электронное и плазменное нанесение покрытий.

Одним из видов поверхностного упрочнения деталей является плазменная порошковая наплавка. В данной работе изучали износостойкость наплавочных материалов на основе мартенситно-стареющих сплавов (МСС) при легировании кремнием.

Испытания на изнашивание наплавленных слоев из порошковых МСС-сталей осуществляли на лабораторной установке по схеме диск – палец в режиме сухого трения в присутствии абразивной карборундовой пыли при контактных давлениях $\sim 0,5$ МПа и скорости скольжения ~ 20 м/мин. Анализировали потерю веса ω цилиндрического пальца через каждые 5 или 10 минут изнашивания (или через 100 и 200 метров пути соответственно). Точность измерения потери веса составляла 0,001 г. Погрешность измерения для объема выборок, равного 5 штук, при уровне значимости 0,05 составляет не более 25 %.

Зависимость весового износа от содержания кремния имеет экстремальный характер, минимум которого приходится на образцы наплавки с содержанием кремния ~ 6 % Si (рис. 1).

Наиболее интенсивно процесс износа протекает в наплавочных материалах с дендритной структурой. Для наплавки, легированных кремнием в

количестве до $\sim 2\%$ Si , получены величины весового износа ω 3,5–4,5 мг. Несмотря на высокую твердость наплавленных слоев, содержащих $\sim 8\%$ Si , они также обладают достаточно большой потерей веса ($\omega \sim 3$ мг), по значению близкой к потере веса для бескремнистого материала. Как отмечалось выше, легирование в интервале концентраций от 4 до 9% Si способствует при наплавке формированию «оболочковой» структуры из оксида кремния SiO_2 , которая препятствует образованию силицидных соединений типа $CrSi_2$ и $MoSi_{0,65}$. Твердые дисперсные частицы силицидов и оксида SiO_2 приводят к упрочнению и, соответственно, повышению твердости материалов уже в исходном после наплавки состоянии.

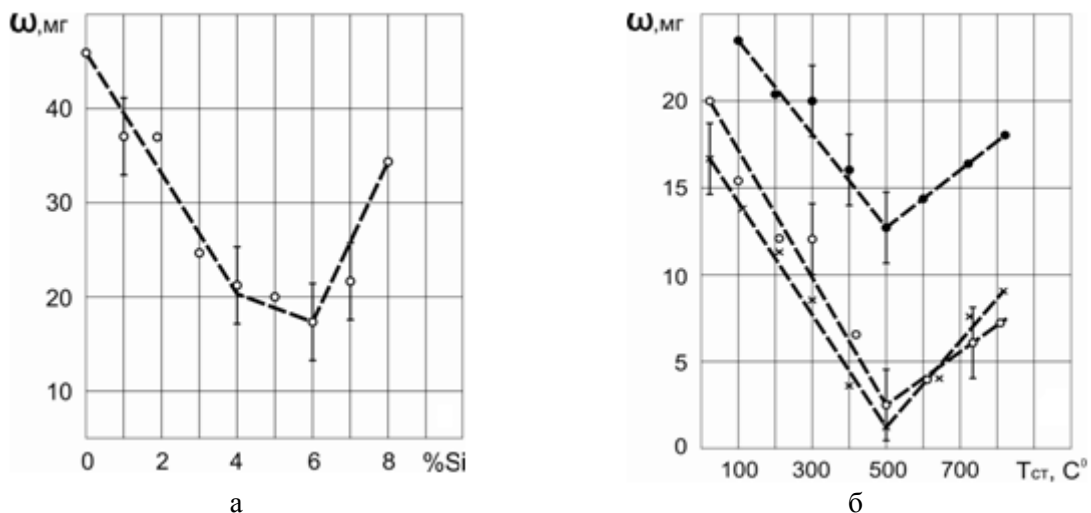


Рис. 1. Влияние содержания кремния на величину потерь веса ω в процессе абразивного износа: а – до старения; б – после старения

При трении износостойкость материала зависит не только от его твердости. Можно предположить также зависимость потери веса от структурного состояния наплавленного слоя, т.е. от плотности (количества твердых дисперсных частиц других фаз).

Нагрев наплавленных материалов при отпуске в значительной степени изменяет параметр весового износа. Если для наплавки, легированной 6% Si , потеря веса составила около 16 мг, то последующий нагрев и выдержка (старение при температуре 500 °C в течение 1,5 часа) позволили уменьшить потери веса при износе практически до 15 раз. Для образцов, содержащих 4% Si , величина износа после соответствующей температурно-временной обработки уменьшились в 10 раз, а для бескремнистого образца – в 4 раза.

Результаты экспериментов по влиянию термической обработки на износостойкость наплавки показали, что процесс термической обработки активно влияет на характеристики интенсивности изнашивания I_h и весового износа Q , снижая их значения. Это характерно как для сплавов на основе железо-хром-никель, так и для сплавов на основе железо-кобальт-никель. На рис. 2 и 3 представлены кривые интенсивности изнашивания для исследуемых наплавленных материалов.

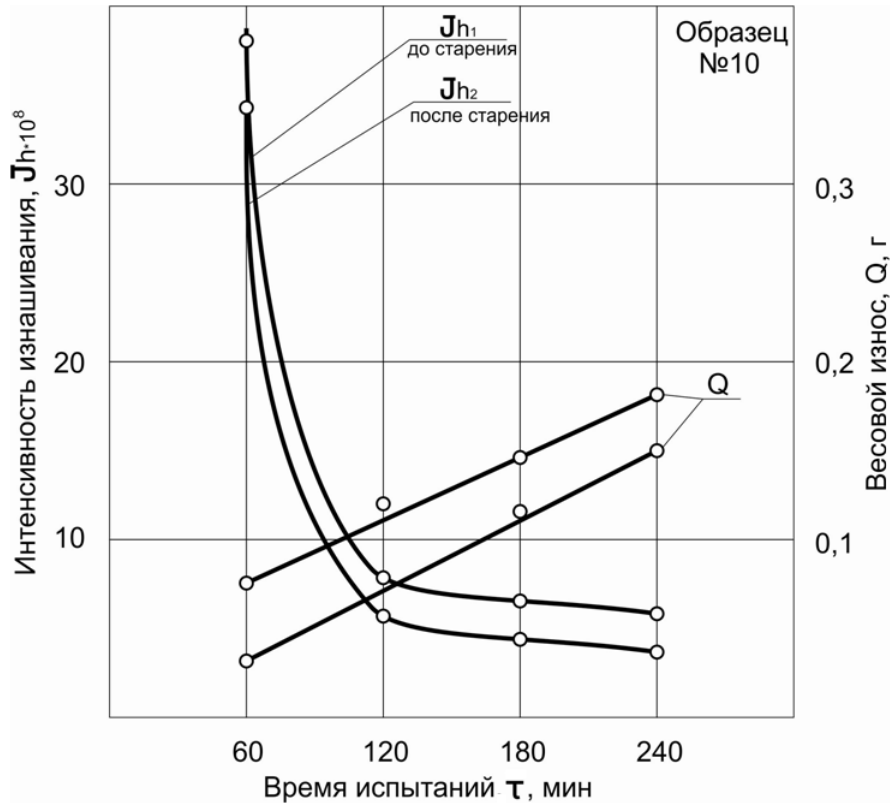


Рис. 2. Изменение интенсивности изнашивания и весового износа от времени испытания для материала X11H10M2T

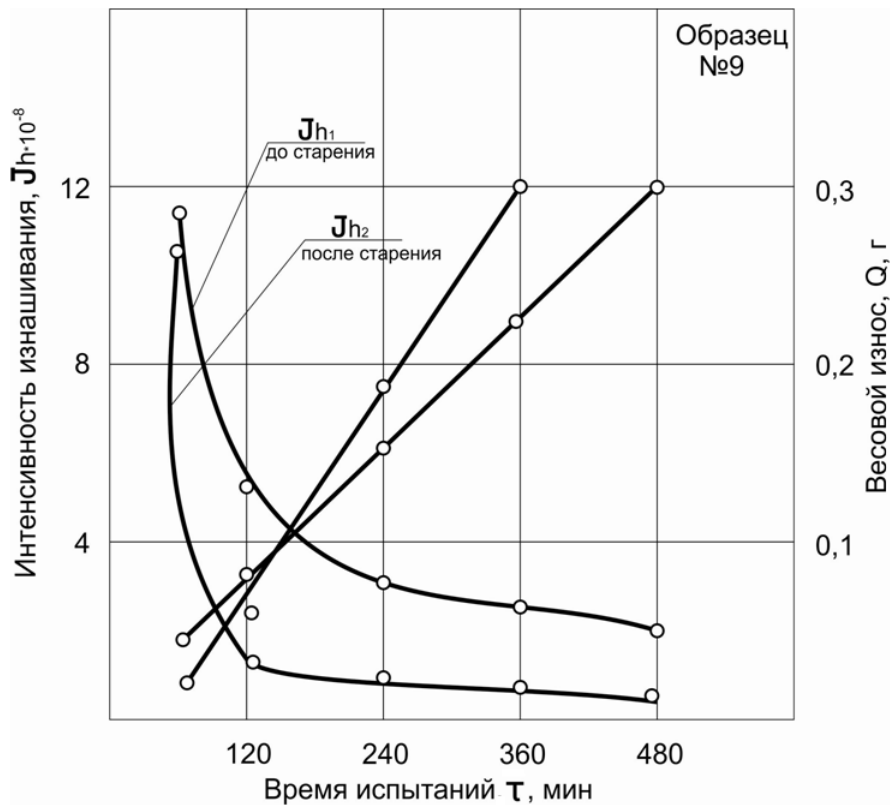


Рис. 3. Изменение интенсивности изнашивания и весового износа от времени испытания для материала H18K9M5T

Из рис. 2 и 3 видно, что в начальный момент испытания происходит интенсивное изнашивание наплавочных материалов. При увеличении времени испытаний интенсивность изнашивания приближается к постоянному значению. При продолжительности испытания от 240 до 480 минут для наплавки на основе железо-кобальт-никель значения интенсивности изнашивания находятся в пределах от $0,75 \cdot 10^{-8}$ до $0,65 \cdot 10^{-8}$.

Аналогичным образом ведут себя кривые интенсивности изнашивания и у сплавов на основе железо-хром-никель. Весовой износ с увеличением времени испытания увеличивается, но не так резко, как у сплава на основе железо-кобальт-никель.

Проведенная термообработка повышает износостойкость наплавочных материалов. Кривая интенсивности изнашивания после старения при температуре 550 °С расположена ниже кривой интенсивности изнашивания в исходном состоянии.

Таким образом, в ходе исследований характеристик износостойкости наплавочных материалов на основе мартенситно-стареющих сплавов получены данные для оптимизации процесса по количеству кремния в наплавке и по термической обработке сплавов.

Библиографический список

1. Чернявская, С.Г. Особенности кристаллизации сталей системы Fe-Cr-Ni-C / С.Г. Чернявская [и др.] // Специальные стали и сплавы. М.: Металлургия, 1973. Вып. 2. С. 75-80.
2. Архангельский, С.И. Использование неспециализированных сканирующих устройств для количественного анализа микроструктур / С.И. Архангельский, А.С. Мельник, Ю.В. Мельник // Известия ТулГУ. Сер. «Материаловедение». 2002. Вып. 2. С. 54-59.
3. Иванова, В.С. Синергетика. Прочность и разрушение металлических материалов / В.С. Иванова. М.: Наука, 1992. 160 с.

УДК 621.785:669.14.018.29

Г.В. Раткевич, И.А. Барабонова, Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова
Тверской государственный технический университет

АБРАЗИВНАЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ, УПРОЧНЕННОЙ МНОГОКАНАЛЬНЫМ ЛАЗЕРОМ

Изучен фазовый состав, микроструктура, и оценена абразивная износостойкость быстрорежущей стали марки Р6М5 после лазерной закалки с оплавлением поверхности и отпуска. Лазерную обработку стали выполняли на автоматизированном комплексе АЛТКУ-3 с многоканальным CO_2 -лазером. Показано, что в оплавленной зоне фазовый состав стали – мартенсит, 15 % остаточного аустенита и 1 % карбидов Fe_3W_3C . Улучшенные характеристики абразивной износостойкости сталь приобретает после лазер-

ной закалки с оплавлением поверхности и кратковременного отпуска при температуре 540 °С.

Ключевые слова: быстрорежущая сталь, лазерная закалка с оплавлением поверхности, абразивная износостойкость, многоканальный CO_2 -лазер.

The phase composition and the microstructure of high-speed steel P6M5 after laser hardening with surface washing and following tempering have been studied, as well as abrasive wear resistance. Laser treatment of steel was performed by automated complex АЛТКУ-3 with multichannel CO_2 -laser. The phase composition of a steel washed zone is shown to be the following: retained austenite – 15 percent, Fe_3W_3C carbides – 1 percent, martensite the rest. A steel gains the high wear resistance after laser hardening with surface washing and short-time tempering at 540 degree of centigrade.

Key words: high-speed steel, laser hardening with surface washing, abrasive wear resistance, multichannel CO_2 -laser.

Для изготовления режущих инструментов применяется широкая номенклатура инструментальных материалов. Несмотря на то, что инструменты из твердых сплавов, минералокерамики и сверхтвердых материалов обеспечивают более высокую производительность обработки, быстрорежущие стали остаются основным материалом для изготовления режущих инструментов [1, 2]. Хорошая шлифуемость и вязкость стали позволяют получать острые режущие кромки и работать с малыми углами режущего клина. Они предназначены для изготовления сложно режущего, фасонного, зуборезного и резьбонарезного инструмента. Повышение стойкости инструмента позволяет не только уменьшить расход дорогих и дефицитных легированных материалов, но и повысить производительность труда, улучшить качество продукции, уменьшить себестоимость изделий. Износ инструмента – одно из главных препятствий на пути повышения режимов резания и производительности оборудования.

Одним из способов повышения стойкости режущего инструмента является упрочнение режущих кромок с помощью лазерного излучения. В настоящее время наибольшее практическое использование получила лазерная закалка без оплавления поверхности, так как при низких скоростях движения лазерного луча в зоне оплавления образуется микроструктура с пониженным значением микротвердости [3–7]. Влияние зоны оплавления на механические свойства оценивается в литературе весьма противоречиво. Экспериментальных данных до настоящего времени получено недостаточно.

Данная работа посвящена исследованию абразивной износостойкости образцов быстрорежущей стали марки P6M5 после лазерной закалки с оплавлением поверхности и отпуска.

Образцы стали марки P6M5 (ГОСТ 19265-73) после объемной закалки и трехкратного отпуска при температуре 560 °С обрабатывались непрерывным лазерным излучением на автоматизированном комплексе АЛТКУ-3 на базе предприятия ООО «Центр лазерных технологий»

г. Владимира [5, 6]. Лазерный комплекс состоит из специально разработанного для термоупрочнения многоканального (40 лучей) CO_2 -лазера с мощностью выходного излучения 3 кВт и технологического поста с пятью координатами манипулирования лучом и двумя координатами манипулирования обрабатываемой деталью. Лазерную закалку с оплавлением поверхности выполняли на следующем режиме: мощность излучения 2,5 кВт, скорость сканирования 10 мм/с, диаметр пятна лазерного излучения 6 мм. После лазерной закалки проводили кратковременный отпуск образцов в печи при температурах: 200, 520, 540, 560, 580, 600 °С в течение 5 минут.

Микроструктуру стали исследовали методами растровой электронной микроскопии на универсальном микроскопе *JEOL 6610LV* (Япония). Фазовый состав определяли методом рентгеноструктурного анализа на дифрактометре *Bruker D8 Advance* (Германия).

Испытание на изнашивание стальных образцов проводили о закрепленный абразив по схеме шар – плоскость. В качестве контробразца использовали сферический наконечник диаметром 1 мм с алмазным напылением. К контакту прикладывали усилие 50 г. Тангенциальные возвратно-поступательные перемещения контробразца осуществлялись электро-механическим приводом с питанием от генератора импульсов с частотой $\nu = 20$ Гц. За один период путь трения составлял 10–12 мм. Каждый образец подвергался испытанию в течение $t = 10$ часов. Общий путь трения $L_{тр}$ составлял 7 200–8 600 м. Далее с поверхности образцов перпендикулярно дорожке изнашивания были получены профилограммы, по которым определяли глубину h_{max} и ширину дорожки изнашивания. Далее рассчитывали характеристики изнашивания образца: линейный износ за цикл $I = h_{max}/(vt)$; объемную скорость изнашивания $u = V/t$; линейную интенсивность изнашивания $I_h = h_{max}/L_{тр}$; объемную интенсивность изнашивания $I_v = V/L_{тр}$, где V – объемный износ (объем канавки износа).

Микроструктура быстрорежущей стали, упрочненной по стандартной технологии (закалка, трехкратный отпуск) представлена на рис. 1а, в зоне лазерного оплавления – рис. 1б.

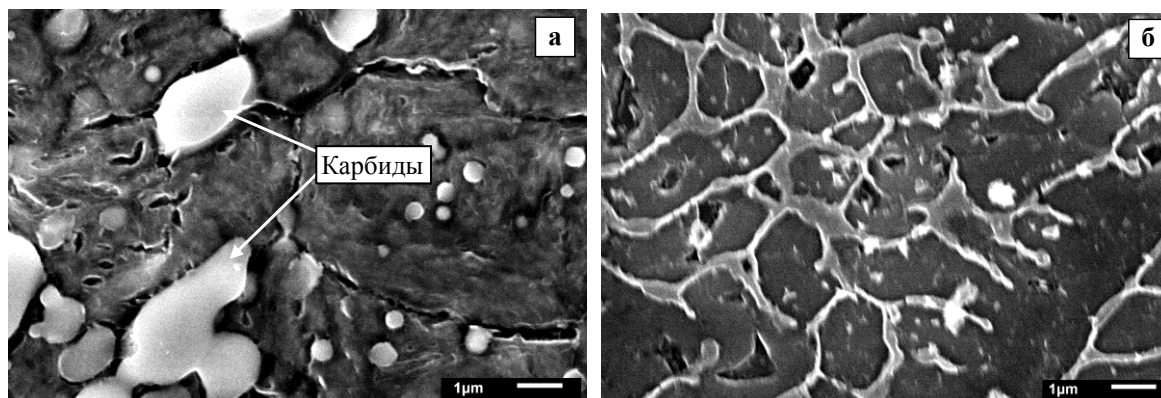
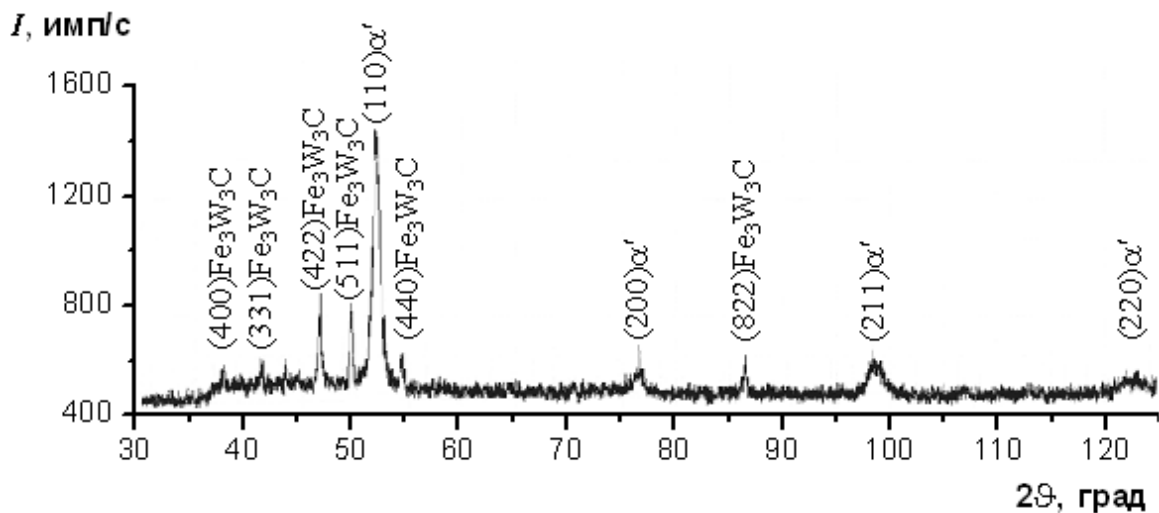


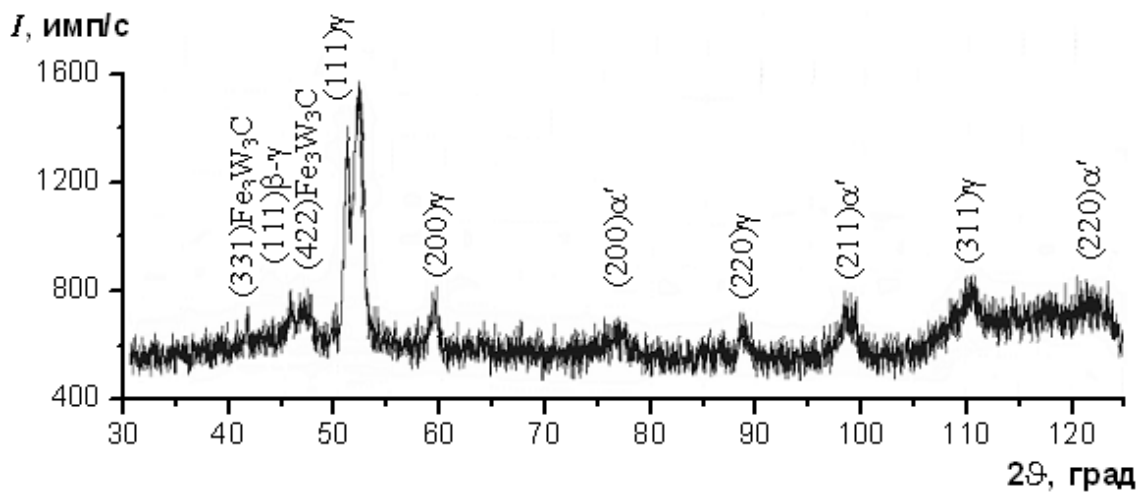
Рис. 1. Микроструктура стали P6M5: а – упрочненная по стандартной технологии; б – в зоне лазерного оплавления. Растровая электронная микроскопия

Фазовый состав стали после закалки и трехкратного отпуска согласно рис. 2а и табл. 1 представлен в основном мартенситом. Аустенит не зафиксирован. Количество карбидной фазы (Fe_3W_3C) около 5 %.

При выполнении лазерной закалки с оплавлением поверхности скорость охлаждения расплава влияет на форму зерен и их внутреннее строение при кристаллизации. При медленном охлаждении зародыши образуются по всему объему расплава, направление их роста не ориентировано. Анализ микроструктуры полученных образцов показал, что при выбранных режимах лазерной обработки в оплавленной зоне формируется ячеистая структура с размером ячеек 1...3 мкм. Фазовый состав стали в зоне оплавления, согласно данным рис. 2б и табл. 2, представлен мартенситом, остаточным аустенитом в количестве 15 % и карбидной фазы (Fe_3W_3C) около 1 %.



а



б

Рис. 2. Дифрактограммы стали Р6М5: а – упрочненной по стандартной технологии; б – в зоне лазерного оплавления

Таблица 1. Фазовый анализ стали Р6М5, упрочненной по стандартной технологии

№ линии	2 θ , град	d , А	Фаза	HKL
1	37,64	2,774 7	Fe_3W_3C	400
2	41,10	2,55	Fe_3W_3C	331
3	46,7	2,258	Fe_3W_3C	422
4	49,56	2,136	Fe_3W_3C	511
5	51,80	2,048	α'	110
6	54,38	1,961 6	Fe_3W_3C	440
7	76,54	1,445	α'	200
8	86,50	1,306	Fe_3W_3C	822
9	98,44	1,182	α'	211
10	123,21	1,017 5	α'	220

Таблица 2. Фазовый анализ стали Р6М5 после лазерной закалки с оплавлением поверхности

№ линии	2 θ , град	d , А	Фаза	HKL
1	41,38	2,533 5	Fe_3W_3C	331
2	47,00	2,244 8	Fe_3W_3C	422
3	50,64	2,093	γ	111
4	51,60	2,056 6	α'	110
5	59,40	1,806 6	γ	200
6	76,78	1,445	α'	200
7	88,34	1,284 6	γ	220
8	98,36	1,182 8	α'	211
9	110,42	1,089 9	γ	311
10	123,46	1,016 3	α'	220

Процессы деформирования и разрушения поверхностного слоя при изнашивании инструмента в процессе эксплуатации отличаются от того процесса, который происходит при внедрении в испытуемый материал индентора (абразива). Действие абразивного зерна или продуктов изнашивания можно условно разделить на две стадии: внедрение на определенную глубину и процарапывание, которое в основном определяет изнашивание материала. Первая стадия в количественном отношении характеризуется твердостью материала, в то время как вторая определяется его структурой. То есть абразивная износостойкость является структурно-чувствительной характеристикой [10, 11]. В табл. 3 представлены результаты испытаний на абразивное изнашивание полученных образцов.

Специфические свойства быстрорежущих сталей обусловлены легированием такими компонентами, как вольфрам, молибден, ванадий, хром, затрудняющими диффузионные процессы и распад мартенсита [2]. При лазерной закалке с оплавлением поверхности находящиеся в структуре стали первичные и вторичные карбиды почти полностью растворились, насыщая твердые растворы (мартенсит и аустенит) легирующими компонентами и

углеродом. Согласно данным табл. 3, характеристики изнашивания образцов, упрочненных по стандартной технологии и закаленных лазером с оплавлением поверхности, близки.

Таблица 3. Характеристики изнашивания стальных образцов

Характеристика	Закалка и трехкратный отпуск	Лазерная закалка с оплавлением, отпуск, °С						
		Без отпуска	200	520	540	560	580	600
$I_h, 10^{-9}$	8,6	7,9	8,9	6,1	6,1	6,2	5,8	6,0
$I_v, 10^{-15} \text{ м}^2$	4,1	5,2	4,7	3,6	2,6	3,6	3,1	3,0
$I, 10^{-8} \text{ мм/цикл}$	9,4	7,4	8,8	6,1	5,8	5,5	6,1	7,2
$u, 10^{-3} \text{ мм}^3/\text{ч}$	3,2	3,6	3,4	2,6	1,8	2,5	2,4	2,6

Отпуск при температуре 200 °С приводит к снижению концентрации углерода в мартенсите и выделению цементитного карбида и его коагуляции [2]. Карбиды цементитного типа имеют твердость, сопоставимую с твердостью мартенсита, характеристики изнашивания практически не изменились.

При температурах отпуска выше 500 °С в быстрорежущих сталях идут процессы дисперсионного твердения с образованием специальных карбидов повышенной твердости. Уменьшается содержание ванадия, вольфрама и хрома в мартенсите, и увеличивается их концентрация в карбидах [2]. Характеристики изнашивания образцов, отпущенных при этих температурах, повысились на 30–50 %. По данным испытаний, оптимальной является температура отпуска 540 °С.

Улучшенные характеристики абразивной износостойкости по сравнению со стандартной технологией быстрорежущая сталь Р6М5 приобретает после лазерной закалки с оплавлением поверхности и кратковременного отпуска при температуре 540 °С.

Библиографический список

1. Фельдштейн, Е.Э. Режущий инструмент. Эксплуатация / Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. М: ИНФРА-М, 2012. 256 с.
2. Геллер, Ю.А. Инструментальные стали / Ю.А. Геллер. М.: Металлургия, 1983. 527 с.
3. Григорьянц, А.Г. Технологические процессы лазерной обработки / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов, А.И. Мисюров. М.: МГТУ, 2006. 664 с.
4. Афанасьева, Л.Е. Влияние газолазерной резки на структуру и свойства машиностроительных сталей / Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова, Н.С. Зубков, В.Н. Гадалов, В.Г. Сальников, Д.Н. Романенко // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 3. С. 37-39.
5. Барабонова, И.А. Градиентное упрочнение наплавленной быстрорежущей стали газолазерной резкой / И.А. Барабонова, Л.Е. Афанасьева, Е.В. Ботянов, Г.В. Раткевич // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 9 (105). С. 13-16.

6. Афанасьева, Л.Е. Об особенностях поверхности инструментальной стали после газолазерной резки / Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова, П.О. Зоренко, Н.С. Зубков, Р.М. Гречишкин // *Металлургия машиностроения*. 2011. № 6. С. 37-39.

7. Астапчик, С.А. Лазерные технологии в машиностроении и металлообработке / С.А. Астапчик, В.С. Голубев, А.Г. Маклаков. Минск: Белорус. наука, 2008. 251 с.

8. Югов, В.И. Лазерное термоупрочнение – высокоэффективная технология ресурсосбережения // *Лазер-Информ*. № 23 (398). 2008. С. 1-8.

9. Афанасьева, Л.Е. Лазерная и криогенная обработки быстрорежущей стали: монография / Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова. Тверь: ТвГТУ, 2014. 95 с.

10. Мышкин, Н.К. Трение, смазка, износ / Н.К. Мышкин, М.И. Петроковец. М.: Физматлит, 2007. 368 с.

11. Барабонова, И.А. Триботехнические свойства быстрорежущей стали после лазерной поверхностной обработки / И.А. Барабонова, Н.С. Зубков, М.В. Новоселова, Л.Е. Афанасьева // *Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр.* 2013. № 6. С. 74-79.

УДК 531.43

В.В. Измайлов,
Тверской государственный технический университет,
С.А. Чаплыгин,
ООО «Нефтегазгеофизика»

ТЕМПЕРАТУРНАЯ ЗАВИСИМОСТЬ ПАРАМЕТРОВ УДЕЛЬНОЙ СИЛЫ ТРЕНИЯ ПРИ ГРАНИЧНОЙ СМАЗКЕ

Приводятся результаты экспериментов по определению параметров удельной силы трения τ_0 и β в зависимости от температуры при граничной смазке. Получены уравнения регрессии, выражающие зависимость параметров τ_0 и β от температуры в диапазоне 20–180 °С.

Ключевые слова: удельная сила трения, граничная смазка, температура, уравнения регрессии.

The experimental results on temperature dependence of specific friction force parameters τ_0 and β have been presented. Regression equations for the specific friction force parameters τ_0 and β vs. temperature T have been obtained for the range of 20–180 degree of centigrade.

Key words: specific friction force, boundary lubrication, temperature, regression equations.

Согласно молекулярно-механической теории трения сила трения складывается из двух составляющих, которые и дали имя этой теории. При граничном трении металлических поверхностей основной вклад в общую величину силы трения вносит молекулярная составляющая.

Для удельной силы трения τ широко применяется двучленная формула [1]

$$\tau = \tau_0 + \beta p_r, \quad (1)$$

где p_r – фактическое контактное давление, или, что то же самое, среднее нормальное напряжение в контакте; τ_0 и β – параметры удельной силы трения, рассматриваемые как характерные величины для данной триады – конкретного сочетания контактирующих материалов и различного рода поверхностных слоев (смазочный материал, оксидные пленки и т.д.), находящихся на поверхности трущихся тел и в межконтактном пространстве. Иногда для этого сочетания используется термин «третье тело», подчеркивающий, что оно обладает свойствами, отличными от свойств любого из своих компонентов в свободном состоянии. Тем не менее, очевидно, что параметры этого третьего тела зависят от свойств материалов контактирующих деталей и смазочного материала, если он присутствует в контакте, а также от параметров окружающей среды, в первую очередь температуры. Сложная и до конца неясная природа третьего тела не позволяет надеяться на сколь-нибудь достоверную теоретическую оценку его параметров, поэтому остается экспериментальный путь их определения.

Данная статья посвящена экспериментальному определению параметров удельной силы трения (УСТ) τ_0 и β в контакте металлических поверхностей при граничной смазке и оценке влияния температуры на эти параметры.

Современное состояние вопроса. К сожалению, экспериментальных исследований температурной зависимости параметров УСТ мало.

Детально этот вопрос изучен в трудах Л.Ш. Шустера [2, 3]. В основном они относятся к высокотемпературному трению без смазочного материала. Эксперименты проводились на модернизированном адгезиометре [1] по схеме сферический индентор – плоский образец. Контактные пары образованы твердыми сплавами на основе карбидов вольфрама или титана и высоколегированными коррозионностойкими сталями и сплавами на основе хрома и никеля. Результаты экспериментов можно сформулировать в виде следующих основных закономерностей:

1. Параметр τ_0 незначительно уменьшается с ростом температуры T , до значений $T \approx 500$ °С этот параметр можно считать температурно-независимым.

2. Параметр β изменяется с ростом температуры более существенно и неоднозначно. Он может уменьшаться, увеличиваться или оставаться постоянным в зависимости от материала и температурного диапазона.

В диапазоне примерно до 200 °С величина β экспоненциально растет с ростом температуры, хотя эту зависимость можно считать практически линейной (рис. 1).

Целесообразно привести для сравнения зависимость параметров сопротивления сдвигу металлических материалов (аналог УСТ в механике сплошных сред) от температуры. Рассчитанные на основании уравнения (1) по данным работы [4], значения параметров τ_0 и β для железа в зависимости от температуры приведены на рис. 2.

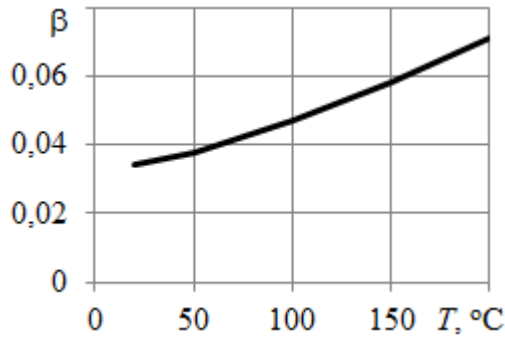


Рис. 1. Зависимость параметра β от температуры по данным работы [3]

Как видим, зависимости немонотонные, однако при положительных значениях температуры по шкале Цельсия зависимость однозначна: как τ_0 , так и β растут с ростом температуры (рис. 2). В то же время, по данным той же работы [4] аналогичные параметры для свинца ведут себя противоположным образом: с ростом температуры как τ_0 , так и β уменьшаются.

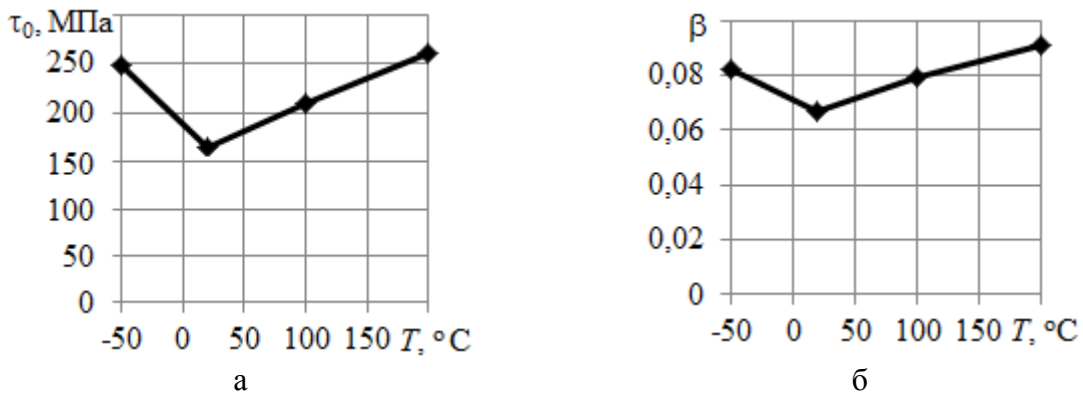


Рис. 2. Температурная зависимость параметров сопротивления сдвигу: а – τ_0 ; б – β для железа [4]

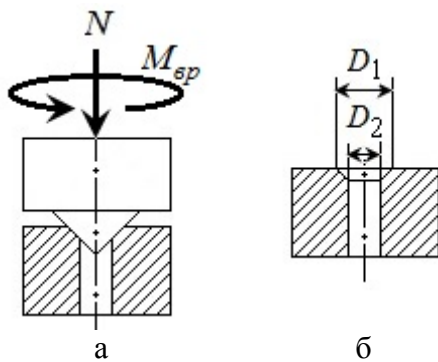


Рис. 3. Схема:
а – контакта образцов;
б – измерения размеров площадки контакта

Материалы, образцы и методика экспериментов. Определение параметров УСТ в металлическом контакте при граничной смазке проводили с помощью конусного трибометра [1]. Конический образец с углом при вершине 90° вдавливался под нормальной нагрузкой в плоский образец с отверстием (рис. 3). Оси конического образца и отверстия и направление приложенной сжимающей нагрузки совпадают. В результате пластической деформации в плоском образце образуется узкая кольцевая площадка

контакта. Затем к коническому образцу прикладывали вращающий момент относительно оси контакта, по величине которого рассчитывали УСТ.

Ширина проекции кольцевой площадки контакта на плоскость, перпендикулярную нормальной нагрузке, измерялась под микроскопом. Так как ширина проекции кольцевой контактной площадки δ много меньше ее диаметра D , фактическое контактное давление p_r и УСТ τ определяли по формулам:

$$p_r = \frac{N}{\pi D \delta}, \quad (2)$$

$$\tau = \frac{\sqrt{2} M_{вр}}{\pi D^2 \delta}, \quad (3)$$

где N – нормальная нагрузка; $D = (D_1 + D_2)/2$ – средний диаметр кольцевой площадки контакта; $\delta = (D_1 - D_2)/2$ – ширина проекции кольцевой площадки контакта (см. рис. 3); $M_{вр}$ – вращающий момент.

Для определения величины УСТ при различных значениях фактического контактного давления использовали метод разгрузки. Первоначально к контакту прикладывали максимальную нормальную нагрузку, достаточную для достижения пластической деформации плоского образца и формирования кольцевой площадки контакта. Затем нормальную нагрузку ступенчато уменьшали до величины, равной примерно половине первоначального значения.

Конический образец изготовлен из стали 40Х13, плоский образец с отверстием – из бронзы БрАЖН10-4-4. Такое сочетание материалов – сталь/бронза – широко используется в узлах трения. Твердость стального образца 30 HRC, бронзового – 200 HB.

В качестве смазочного материала использовали синтетическое масло на основе поли- α -олефинов ИПМ-10, разработанное для авиационных газотурбинных двигателей. Однако благодаря своим хорошим эксплуатационным качествам оно достаточно широко используется в других агрегатах.

Результаты экспериментов и их обсуждение. Зависимости УСТ от фактического контактного давления при различных температурах представлены на рис. 4. Обращает на себя внимание разделение зависимостей $\tau(p_r)$ на две группы – одна для диапазона температур 20–100 °С, другая для

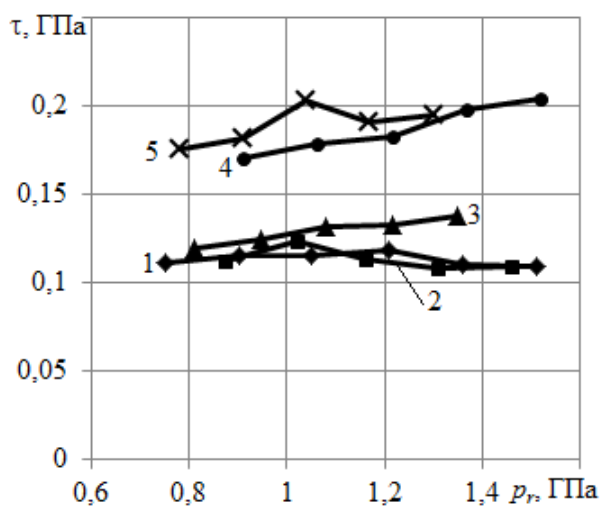


Рис. 4. Зависимость УСТ от фактического контактного давления при различных температурах: 1 – 20 °С; 2 – 50 °С; 3 – 100 °С; 4 – 150 °С; 5 – 180 °С

диапазона 150–180 °С. В диапазоне до 100 °С УСТ слабо зависит от температуры, затем увеличивается с ростом температуры (рис. 5). Такую зависимость можно объяснить влиянием температуры на свойства смазочного материала – масла ИПМ-10. По техническим условиям оно предназначено для работы в диапазоне температур от -50 до +200 °С. Верхний предел обусловлен температурой вспышки. Однако очевидно, что характеристики масла существенно изменяются в этом диапазоне температур. Например, вязкость синтети-

ческих масел, к которым относится ИПМ-10, уменьшается примерно в 10 раз при увеличении температуры от 20 до 100 °С [5]. Еще более существенно то, что в этом же диапазоне температур толщина смазочного слоя масел уменьшается в несколько раз [6]. Последнее объясняется увеличением вероятности десорбции верхних слоев смазочного материала, слабее связанных с металлической поверхностью [7]. Увеличивается также дезориентация молекул смазочного материала на поверхности металла [8]. Эти и другие процессы приводят к ухудшению смазочной способности масла и увеличению УСТ.

Рис. 6 подтверждает снижение смазочной способности масла ИПМ-10 при $T > 100$ °С. Он имеет типичный вид, хорошо известный из литературы [7], с характерным изменением зависимости τ/p_r при некоторой критической температуре.

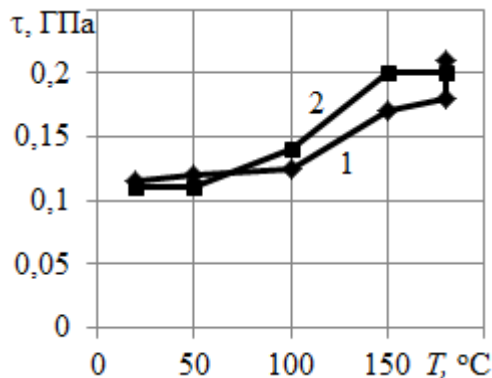


Рис. 5. Зависимость УСТ от температуры: 1 – $p_r = 1$ ГПа; 2 – $p_r = 1,35$ ГПа

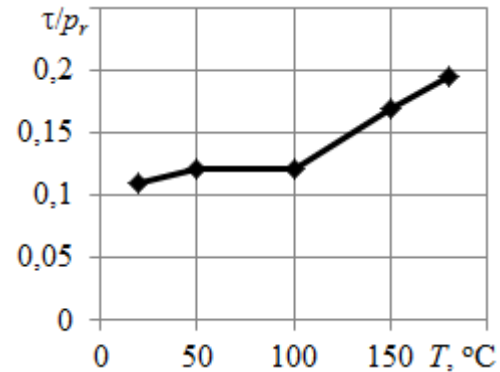


Рис. 6. Зависимость отношения УСТ к фактическому контактному давлению от температуры при $p_r = 1$ ГПа

По экспериментально полученным значениям УСТ при различных значениях фактического контактного давления p_r методом наименьших квадратов получены параметры τ_0 и β линейной зависимости $\tau(p_r)$ (уравнение (1)) для различных температур в диапазоне 20–180 °С. В свою очередь, тем же методом наименьших квадратов по экспериментальным значениям τ_0 и β при различных температурах получены уравнения регрессии $\tau_0(T)$ и $\beta(T)$, приведенные ниже:

$$\tau_0 = a_1 + a_2 T, \quad (4)$$

$$\beta = b_1 + b_2 T, \quad (5)$$

где $a_1 = 0,1 \pm 0,03$; $a_2 = (3,0 \pm 2,2) \cdot 10^{-4}$; $b_1 = (-0,76 \pm 17) \cdot 10^{-3}$; $b_2 = (2,2 \pm 1,3) \cdot 10^{-4}$; T – температура в °С. Уравнения (4) и (5) иллюстрируются рис. 7.

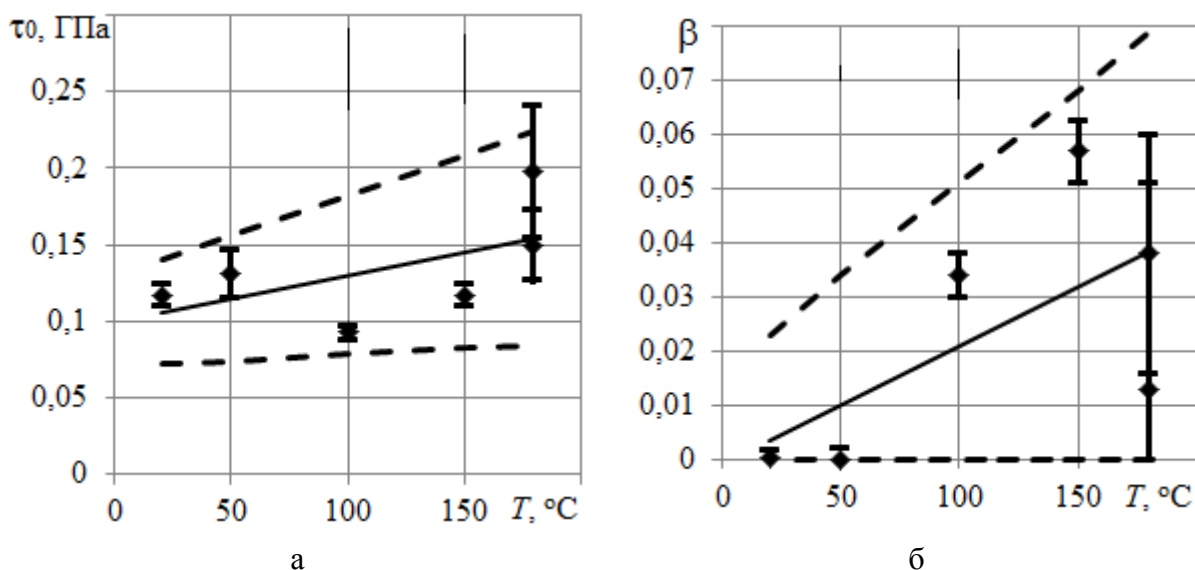


Рис. 7. Температурные зависимости параметров УСТ: а – τ_0 ; б – β ; точки – экспериментальные значения; сплошные линии – согласно уравнениям (4) и (5); пунктирные – доверительные границы при доверительной вероятности 95 %.

Возможные объяснения показанных на рис. 7 зависимостей $\tau_0(T)$ и $\beta(T)$ аналогичны приведенным выше при обсуждении рис. 4 и 5 и заключаются в изменении трибологических характеристик смазывающего материала при изменении температуры.

Библиографический список

1. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
2. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом / Л.Ш. Шустер. М.: Машиностроение, 1988. 96 с.
3. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел / Л.Ш. Шустер. Уфа: «Гилем», 1999. 199 с.
4. Лебедев, А.А. Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии: справочник / А.А. Лебедев, Б.И. Ковальчук, Ф.Ф. Гигиняк, В.П. Ламашевский. Киев: Наукова думка, 1983. 366 с.
5. Резников, М.Е. Топлива и смазочные материалы для летательных аппаратов / М.Е. Резников. М.: Воениздат, 1973. 232 с.
6. Силаев, Б.М. Трибология деталей машин в маловязких смазочных средах / Б.М. Силаев. Самара: Изд. СГАУ, 2008. 264 с.
7. Ахматов, А.С. Молекулярная физика граничного трения / А.С. Ахматов. М.: Физматгиз, 1963. 472 с.
8. Матвеевский, Р.М. Температурная стойкость граничных смазочных слоев и твердых смазочных покрытий при трении металлов и сплавов / Р.М. Матвеевский. М.: Наука, 1971. 228 с.

УДК 531.44+006.91

В.Г. Терещенко, К.А. Алараша, О.Ю. Чаплыгин
Северо-Кавказский федеральный университет**ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРНОСТИ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ
СКОЛЬЖЕНИЯ В СИСТЕМЕ ВЕЛИЧИН D°LMT**

Излагается вывод формулы размерности коэффициента трения в системе величин D°LMT. В размерностях силы реакции и ее составляющих использованы направления. Полученные размерности точнее соответствуют физическому смыслу (роду) величины.

Ключевые слова: трение, метрология, система величин D°LMT, размерность.

A development of a formula of friction coefficient dimension in D°LMT system of quantities is stated. In dimensions of reaction force and its components the directions are used. The received dimensions correspond to physical sense (kind) of quantity more precisely.

Key words: friction, metrology, D°LMT system of quantities, dimension.

При изучении трения одной из важнейших величин является коэффициент трения. Его физический смысл наиболее наглядно проявляется в законе Амонтона, согласно которому сила трения скольжения F прямо пропорциональна силе нормального давления N между поверхностями трущихся тел:

$$F = fN, \quad (1)$$

где f – безразмерный коэффициент трения скольжения. В данной статье мы рассмотрим как раз это непреложное, само собой разумеющееся утверждение о размерности коэффициента трения скольжения. Согласно [1], величина с размерностью единица (безразмерная величина) – это величина, для которой все показатели степени сомножителей, соответствующих основным величинам в ее размерности величины, равны нулю. В Международной системе величин *ISQ* имеется большое, можно сказать неограниченное количество величин с размерностью единица (безразмерных величин). Это создает определенные неудобства, поскольку смысл, т.е. род величины, у них может быть различным.

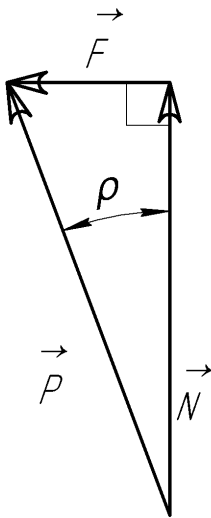
Целью нашего исследования является выяснение сущности величины коэффициента трения скольжения, ее отличий от других безразмерных величин, выяснение возможности формализовать отличительные признаки.

Возможность добиться поставленной цели возникла недавно. Появился [2–4] новый инструмент исследования – система величин D°LMT, учитывающая относительные направления физических величин. Имеет величина направление или нет, имеются ли направления у величин, входящих в формулу размерности данной величины, как соотносятся эти направления, как они преобразуются в уравнении связи – все это находит отражение в формуле размерности, предложенной в [2–4] системы величин D°LMT. Обозначение системы величин говорит о том, что она в качестве одной из основ-

ных величин использует величину направления в пространстве, обозначенную символом D . Направление может быть особым образом непосредственно связано только с нормированным модулем, что обозначается как $D \circ L^0$. Здесь L^0 – единичный модуль – величина, воспринимаемая Международной системой величин как безразмерная. Она представляет собой размерность длины в нулевой степени. Символ « \circ » означает «объединение» направления с модулем. Согласно описанию новой системы величин, тандемы $D \circ L^0$ могут быть умножены друг на друга векторным или скалярным произведением, как векторы. Кроме того, с ними можно производить дугое произведение, возвращающее углы между направлениями, длины дуг и площади секторов [4]. Размерность $D \circ L^0$ (или L^0) связана с модулем производной величины обычным умножением, как вектор со скаляром (или скаляр со скаляром) [2]. В нашей статье мы хотим использовать эту систему величин для отыскания размерности коэффициента трения скольжения. Для этого нам потребуется выяснить размерности силы нормального давления и силы трения в новой системе, связать направления этих величин уравнением. Формуле размерности в новой системе величин нужно дать пояснения и сравнить ее с размерностью в Международной системе величин. Методика составления формул размерностей в новой системе величин пока не отработана. Мы разработаем ее для данного частного случая.

Силы, как известно, являются векторными величинами. Но выражение (1) невозможно представить в векторной форме, если коэффициент трения – скаляр. Умножение на скаляр не может поменять направление вектора. Следовательно, коэффициент трения нужно рассматривать как отношение модулей сил:

$$f = \frac{F}{N} = \operatorname{tg} \rho, \quad (2)$$



Направление силы трения

где ρ – угол трения.

Так и поступают, а направления сил описывают словами и показывают на рисунках. На рисунке показано, что силы \vec{N} и \vec{F} взаимно перпендикулярны, а их векторная сумма \vec{P} равна вектору полной реакции.

Геометрические соотношения могут быть выражены формулами. Через полную силу реакции P и угол трения ρ выразим нормальную составляющую силы реакции N и силу трения F :

$$N = P \cos \rho, \quad (3)$$

$$F = P \sin \rho. \quad (4)$$

Таким образом, N и F есть проекции силы P , соответственно на нормаль к поверхности трения и на саму поверхность.

Для составления размерности какой-либо величины в системе величин $D \circ LMT$ нужно определить исходные направления. Они будут базой для выражения других направлений при помощи действий с направлениями. Исходными направлениями в данном случае являются направления полной силы реакции P и направление нормали к поверхности трения, вдоль которой действует нормальная сила давления N .

Размерности в новой системе величин $D \circ LMT$ будем обозначать \dim_D . Индекс D позволит отличать размерность в новой системе величин от размерности в Международной системе величин.

Размерность вектора силы в новой системе величин

$$\dim_D \vec{P} = D \circ L^0 LMT^{-2} \quad (5)$$

отличается наличием направления и единичного нормированного модуля.

Направление нормальной реакции можно охарактеризовать единичным безразмерным вектором \hat{N} нормали к поверхности трения. Тогда проекция полной силы реакции на нормаль может быть выражена скалярным умножением:

$$N = \vec{P} \bullet \hat{N}. \quad (6)$$

А вектор нормальной реакции запишем как

$$\vec{N} = \hat{N}(\vec{P} \bullet \hat{N}). \quad (7)$$

Размерность модуля нормальной реакции с учетом (5) и (6)

$$\dim_D N = D \circ L^0 LMT^{-2} \bullet D \circ L^0 = L^0 \bullet L^0 LMT^{-2}. \quad (8)$$

Согласно [3], скалярное произведение размерностей направления $D \bullet D$ приводит к потере направления. Скалярное произведение размерностей нормированных модулей $L^0 \bullet L^0$ представляет собой размерность косинуса угла. (В системе величин $D \circ LMT$ косинус угла получил свою размерность [3]). Полученная размерность соответствует записи формулы (3).

Размерность вектора нормальной реакции

$$\dim_D \vec{N} = \underline{D} \circ \underline{L}^0 (\underline{D} \circ \underline{L}^0 LMT^{-2} \bullet \underline{D} \circ \underline{L}^0) = \underline{D} \circ \underline{L}^0 (L^0 \bullet L^0 LMT^{-2}) = \underline{D} \circ L^0 \bullet \underline{L}^0 LMT^{-2}. \quad (9)$$

Здесь подчеркнуты размерности одного и того же единичного вектора. Это важно, так как при совпадении направлений в формулах связи векторных величин производятся известные упрощения. В данном случае подчеркивание уточняет, что полученный вектор имеет не произвольное направление, а направление, на которое производилось проецирование полной силы. Обычное умножение на единичный нормированный модуль сокращено как умножение на единицу.

Вектор силы трения можно найти через вектор полной реакции и единичный безразмерный вектор нормали к плоскости трения с помощью двойного (повторного) векторного произведения:

$$\vec{F} = \hat{N} \times \vec{P} \times \hat{N}. \quad (10)$$

Действие, выполняемое по этой формуле вторым, – произведение взаимно перпендикулярных векторов. Размерность вектора силы трения

$$\dim_D \vec{F} = \underline{D} \circ \underline{L}^0 \times \underline{D} \circ \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2} \times \underline{D} \circ \underline{L}^0 = \underline{D} \times \underline{D} \times \underline{D} \circ \underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2}. \quad (11)$$

Повторное векторное умножение на единичный нормированный модуль того же единичного вектора эквивалентно умножению на единицу. (Синус прямого угла равен единице). Поэтому производим сокращение записи:

$$\dim_D \vec{F} = \underline{D} \times \underline{D} \times \underline{D} \circ \underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2}. \quad (12)$$

В [3] идентификация направлений, нормированных и размерностных модулей, принадлежащих разным величинам, производится при помощи универсальной формы записи величин. При переходе к записи размерности важно указать повторяющиеся направления и соответствующие им нормированные модули. В [3] это сделано при помощи двойных (повторных) векторных умножений. Но в данной работе мы предпочли выделять направления и единичные нормированные модули повторяющихся единичных векторов подчеркиванием.

Размерность модуля силы трения

$$\dim_D F = \underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2}. \quad (13)$$

Здесь векторное произведение $\underline{L}^0 \times \underline{L}^0$ размерностей нормированных единичных модулей представляет собой размерность синуса [3] угла трения. Это соответствует формуле (4).

Вернемся к формуле (2) для коэффициента трения. Подставим теперь вместо F модуль вектора \vec{F} , найденного в (10). Вместо N подставим модуль вектора \vec{N} , найденного в (7), т.е. выражение (6).

$$f = \frac{F}{N} = \frac{|\hat{N} \times \vec{P} \times \hat{N}|}{|\hat{N}(\vec{P} \bullet \hat{N})|} = \frac{|\hat{N} \times \vec{P} \times \hat{N}|}{\vec{P} \bullet \hat{N}}. \quad (14)$$

Теперь можно определить размерность коэффициента трения в системе величин $\underline{D} \circ \text{LMT}$, используя (11) – (13) для числителя и (8) – (9) для знаменателя дроби (14):

$$\dim_D f = \frac{|\underline{D} \circ \underline{L}^0 \times \underline{D} \circ \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2} \times \underline{D} \circ \underline{L}^0|}{|\underline{D} \circ \underline{L}^0 (\underline{D} \circ \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2} \bullet \underline{D} \circ \underline{L}^0)|} = \frac{|\underline{D} \times \underline{D} \times \underline{D} \circ \underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2}|}{\underline{D} \circ \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2} \bullet \underline{D} \circ \underline{L}^0}. \quad (15)$$

В этой формуле уже две повторяющихся размерности единичных векторов. Первая принадлежит единичному вектору направления нормали к поверхности трения \hat{N} , ее подчеркиваем одной чертой. Вторая является частью размерности полной силы реакции \vec{P} , ее подчеркиваем двумя чертами. Убираем символы модулей и символы направлений одновременно:

$$\dim_D f = \frac{\underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2}}{\underline{L}^0 \bullet \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2}} = \frac{\underline{L}^0 \times \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2}}{\underline{L}^0 \bullet \underline{L}^0 \text{LMT}^{-2}}. \quad (16)$$

В формуле размерности (16) присутствует отношение размерности синуса угла к размерности косинуса угла. Подчеркивания показывают, что здесь синус и косинус одного и того же угла. Следовательно, в формуле присутствует размерность тангенса угла. В системе величин $D \circ \text{LMT}$ тангенс угла будет иметь размерность

$$\dim_D \text{tg} \alpha = \frac{\underline{L}^0 \times \underline{L}^0}{\underline{L}^0 \bullet \underline{L}^0}. \quad (17)$$

Согласно формуле (2) коэффициент трения есть тангенс угла трения. Удовлетворит ли нас результат, при котором размерность тангенса угла трения совпадает с размерностью тангенса угла как геометрического понятия? Если да, то в формуле (16) следует сократить размерность модуля силы в числителе и знаменателе. Но если подобный прецедент распространить на всю систему величин $D \circ \text{LMT}$, то получим в ней группы одноименных величин. Размерность тангенса будут иметь отношения проекций на взаимно перпендикулярные оси любой векторной величины (вектора длины, вектора силы, вектора скорости...) в ее плоскости. Следуя поставленной в [2] задаче, мы стремимся создать систему величин, в максимальной степени избавленную от одноименных величин. В частности, хочется получить размерность коэффициента трения скольжения (тангенса угла трения), отличающуюся от размерности тангенса как геометрической величины.

Поэтому предлагаем в системе величин $D \circ \text{LMT}$ отношения одинаковых размерностей не сокращать до размерности «единица», а записывать в нулевой степени, как это было сделано в [2] для величины «длина», когда ввели понятие единичного нормированного модуля длины L^0 . Тогда размерность коэффициента трения скольжения

$$\dim_D f = \frac{\underline{L}^0 \times \underline{L}^0}{\underline{L}^0 \bullet \underline{L}^0} (\text{LMT}^{-2})^0 = \underline{L}^0 \times \underline{L}^0 (\underline{L}^0 \bullet \underline{L}^0)^{-1} (\text{LMT}^{-2})^0. \quad (18)$$

Вместо размерности «единица» в Международной системе, в системе величин $D^\circ LMT$ мы получили довольно длинное выражение. Оно состоит из нулевых степеней, характеризует геометрический смысл величины при помощи действий векторного и скалярного умножения. При этом итоговая величина – скалярная. Размерность сохраняет информацию о том, что данная величина является отношением сил, а не каких-либо других величин. Можно сказать, что данной размерности соответствует единственная величина.

Те сведения о геометрических связях величин, которые мы получали из рисунка (см. рисунок) и словесного описания, теперь содержатся в формуле размерности. Для составления формулы размерности в новой системе величин необходимо изобразить геометрическую схему соотношения величин в самом общем (произвольном) случае; записать геометрические соотношения в векторной форме; на их основе записать формулы размерности, в которых отметить повторяющиеся единичные векторы (или их направления и единичные нормированные модули).

В проведенном нами исследовании впервые получена размерность величины коэффициента трения скольжения в системе величин $D^\circ LMT$. На конкретном примере проработана методика составления размерностей. Развита новая система величин: предложен способ записи вторых векторных и скалярных произведений; предложено использовать в размерностях нулевую степень конкретной величины вместо размерности «единица».

Результаты данной работы позволят точнее формализовать смысл рассмотренных величин в новых размерностях, будут способствовать развитию системы величин $D^\circ LMT$ и ее распространению. Точная формулировка рода величины с помощью формулы размерности востребована в метрологии, в научных исследованиях и публикациях, в образовании, в компьютерных программах вычислений, в международном и междисциплинарном общении ученых и специалистов.

Библиографический список

1. Международный словарь по метрологии: основные и общие понятия и соответствующие термины: пер. с англ. и фр. / Всерос. науч.-исслед. ин-т метрологии им. Д.И. Менделеева, Белорус. гос. ин-т метрологии. СПб.: НПО «Профессионал», 2010. 82 с.
2. Терещенко, В.Г. О возможности создания системы величин механики, лишенной одноименных величин (Часть I) / В.Г. Терещенко // Международный научно-исследовательский журнал. 2015. С. 105-108. Международный научно-исследовательский журнал. URL: <http://research-journal.org/wp-content/uploads/2011/10/5-2-36.pdf> (дата обращения: 16.06.2015).
3. Терещенко, В.Г. О возможности создания системы величин механики, лишенной одноименных величин (Часть II) / В.Г. Терещенко // Международный научно-исследовательский журнал. 2015. С. 78-81. Международный научно-исследовательский журнал. URL: <http://research-journal.org/wp-content/uploads/2015/07/6-1-37.pdf> (дата обращения: 28.07.2015)

4. Терещенко, В.Г. О возможности создания системы величин механики, лишенной одноименных величин (Часть III) / В.Г. Терещенко // Международный научно-исследовательский журнал. 2015. С. 117-121. Международный научно-исследовательский журнал. URL: <http://research-journal.org/wp-content/uploads/2011/10/7-1-38.pdf> (дата обращения: 19.08.2015)

УДК 624.132.3:625.7

И.И. Михеев

Тверской государственной технической университет

ИЗНОСОСТОЙКИЕ РЕЖУЩИЕ ЭЛЕМЕНТЫ ФРЕЗ ЗЕМСНАРЯДОВ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ ВЫСОКОАБРАЗИВНЫХ ГРУНТОВ

Представлены результаты лабораторных испытаний и внедрения в производство износостойких сталей для изготовления съемных режущих элементов фрез землесосных снарядов. Приведены марки испытанных сталей и режимы их термообработки. Представлена конструкция фрезы со съемными зубьями.

Ключевые слова: износостойкие стали, режимы термообработки, фреза землесосного снаряда, лабораторные испытания.

The results of laboratory test and introduction of wear resistant steels for manufacturing of removable cutting elements of drag mills are presented. Tested steel brands and the conditions of their heat treatment are provided. The mill design with removable teeth is presented.

Key words: wear resistant steels, heat treatment conditions, drag mill, laboratory tests.

Рабочие органы землеройных машин разрабатывают грунты, обладающие высокой абразивностью, что приводит к интенсивному износу режущих элементов и, как следствие, к существенному снижению производительности по грунту, возрастанию энергоемкости процесса резания и увеличению расхода режущих элементов [1–4]. Поэтому актуальной является проблема повышения износостойкости режущих элементов.

Как показал анализ современных научных и технических публикаций, поиск и внедрение в производство износостойких рабочих органов землеройных машин проводились недостаточно. В связи с этим представляется актуальной задачей поиск и внедрение в производство износостойких режущих элементов фрез земснарядов [5].

На первом этапе работы были испытаны и внедрены в производство сменные режущие элементы для слабоабразивных грунтов, которые крепились на лопастях фрезы с помощью сварки [6]. Проведенные лабораторные и производственные испытания показали увеличение износостойкости режущих элементов фрез земснарядов в 2,0–2,3 раза, что позволило увеличить производительность земснарядов и срок службы фрезерных рыхлителей [7].

Однако практика гидромеханизации показывает, что на многих объектах разрабатываются тяжелые высокоабразивные грунты – глины с

включением плотно слежавшихся песков, цементированные песчаники, песчано-гравийные грунты и т.п. При этом износ режущих элементов существенно выше, чем при разработке слабоабразивных грунтов.

Поэтому на втором этапе стояла задача создания съемных режущих элементов фрез земснарядов для разработки таких грунтов с использованием износостойких материалов с повышенной (в 3–4 раза) износостойкостью.

Учитывая, что при разработке тяжелых грунтов режущие элементы работают с большими ударными нагрузками, вследствие чего происходят их поломки, было принято решение разработать конструкцию фрезы с использованием не приварных сменных режущих элементов, а съемных зубьев в целях их быстрой замены и экономии [8].

Наибольший интерес с точки зрения получения износостойких режущих элементов представляли марки сталей, позволяющие при соответствующих термообработках получить мартенситные структуры с высокими твердостью и износостойкостью.

Для лабораторных исследований на износостойкость при резании высокопрочного абразивного материала были выбраны:

1. У8А – углеродистая инструментальная сталь, наиболее распространенная и широко применяемая из этой группы сталей; имеет мелкозернистую структуру, улучшающую по сравнению с другими сталями условия ее работы при ударных нагрузках; применяется для изготовления режущих и ударных инструментов.

2. 9ХС – сталь, относящаяся к группе инструментальных сталей глубокой прокаливаемости; содержит хром и кремний, способствующие повышению твердости и износостойкости термообработанных деталей; применяется при изготовлении деталей с повышенной износостойкостью, работающих при ударных нагрузках.

3. Х12М – сталь, относящаяся к группе инструментальных сталей; предпочтительна при изготовлении деталей с повышенной износостойкостью, работающих в условиях больших удельных давлений и невысоких температур. Данная сталь была выбрана в качестве объекта исследования из-за наличия в ней хрома и молибдена, позволяющих добиться в результате термообработки высокой твердости и износостойкости деталей.

4. 5ХНМ – сталь, относящаяся к группе инструментальных сталей, предназначенных для изготовления деталей с повышенной износостойкостью, работающих при больших удельных давлениях и повышенных температурах.

5. ШХ-15 – шарикоподшипниковая сталь, наиболее распространенная из этой группы сталей; предназначается для изготовления деталей, обладающих высокой твердостью и хорошим сопротивлением износу. Хром, содержащийся в стали, способствует получению высокой твердости.

Эталоном для сравнения являлась сталь 35 ГЛ, применяющаяся для изготовления режущих элементов фрез земснарядов.

Состав и методика лабораторных исследований были такими же, как во время исследований, проведенных на первом этапе [7].

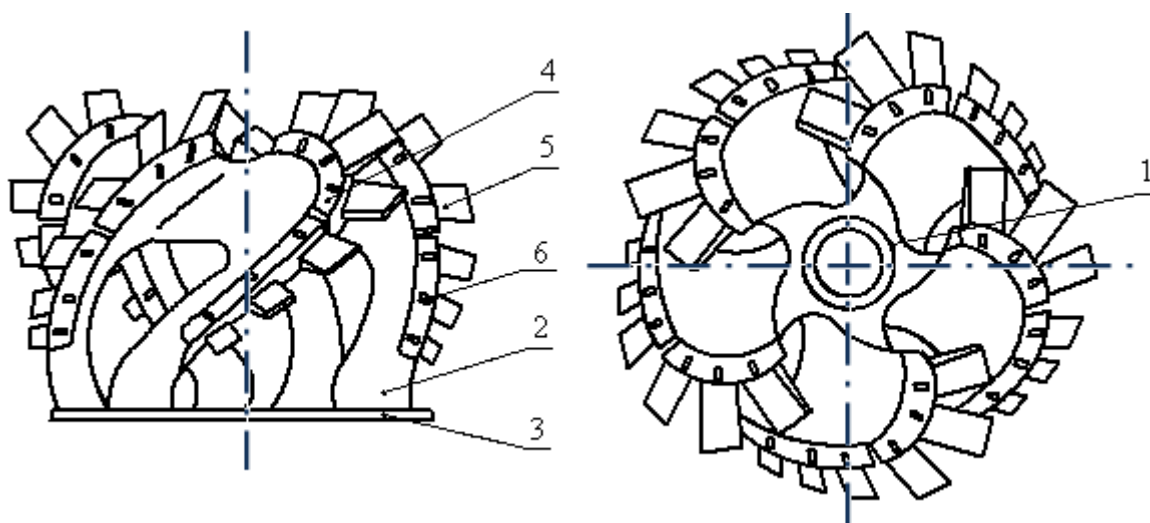
В ходе предыдущих исследований было установлено, что наиболее благоприятным режимом при термообработке износостойких зубьев являются закалка и низкий отпуск. Это позволяло получать максимально твердую мартенситную структуру, наличие которой является определяющим фактором при повышении износостойкости режущих элементов. К тому же твердость мартенсита тем выше, чем больше легирована сталь. Поэтому в качестве термообработки испытанных износостойких зубьев была также принята термообработка в виде закалки и низкого отпуска.

Результаты исследований износа приведены в таблице.

С учетом полученных результатов были изготовлены фрезы оригинальной конструкции [8] со съемными зубьями из термообработанной стали X12M, которые прошли производственные испытания.

Полученные результаты показали, что в конкретных грунтовых условиях при разработке тяжелых высокоабразивных грунтов износостойкость режущих элементов фрез из термообработанной стали X12M оказалась в 3,5 раза выше, чем у эталонной стали 35ГЛ. При этом повышение производительности земснаряда по грунту составило 41 % за счет сохранения оптимальных геометрических параметров режущего пояса фрез в течение более длительного времени. Кроме того, применение съемных зубьев существенно сократило время на их замену, а также обеспечило их выборочную замену при неравномерном износе или поломке отдельных зубьев [9].

Испытания показали, что расположение обойм крепления зубьев на тыльной стороне лопастей приводит к их износу. Поэтому в настоящее время разработан модернизированный вариант фрезы, у которой обоймы крепления расположены на торцевых поверхностях лопастей (рисунок) [10].



Фреза земснаряда со съемными зубьями [10]: 1 – ступица; 2 – лопасти; 3 – кольцо; 4 – обоймы крепления зубьев; 5 – съемные зубья; 6 – стопорные клинья

Результаты исследований износа

Марка стали	№ образца	Термическая обработка	Твердость после термообработки, H_b	Микроструктура	Линейный износ, мм	Повышение износостойкости, раз
У8А	2	Закалка с 820 °С в масле, отпуск при 160 °С и охлаждение в воде	360	Тростит отпуска	1,82	1,72
	3	1-я закалка с 820 °С в масле и 2-я закалка с 820 °С в воде, отпуск при 160 °С и охлаждение в воде	600	Мартенсит отпуска	1,05	2,94
	4	Изотермическая закалка с 820 °С, охлаждение до 280 °С, выдержка при 260 °С, охлаждение в воде	255	Сорбит	1,31	2,39
5ХНМ	7	Закалка с 850 °С в воде, отпуск при 160 °С и охлаждение в воде	610	Мелкий мартенсит	0,80	3,90
	9	3-кратная закалка с 850 °С в воде, отпуск при 160 °С и охлаждение в воде	560	Мартенсит мельче, чем у образца № 7	0,70	4,50
	10	Закалка с 860 °С в масле, отпуск при 150 °С и охлаждение в воде	600	Мелкий мартенсит	0,84	3,70
Х12М	12	Закалка с 1 000 °С в масле, отпуск при 200 °С и охлаждение в воде	530	Тростит и карбиды	1,01	3,10
	13	Закалка с 1 100 °С в масле, отпуск при 150 °С и охлаждение в воде	590	Мартенсит и карбиды	0,82	3,80
	15	Закалка с 1 000 °С в масле, отпуск при 150 °С и охлаждение в воде	540	Тростит и карбиды	1,06	2,94
ШХ15	17	Изотермическая закалка с 850 °С, охлаждение до 250 °С, выдержка при 250 °С, охлаждение в воде	285	Сорбит	1,10	2,84
	18	Закалка с 850 °С в воде, отпуск при 160 °С и охлаждение в воде	630	Мартенсит отпуска	1,10	2,84
35ГЛ (эталон)	21	Отжиг при 850 °С	–	Пластинчатый перлит и феррит	3,13	1,00
9ХС	24	Закалка с 850 °С в масле, отпуск при 150 °С и охлаждение в воде	610	Мартенсит отпуска	0,95	3,30
	25	Закалка с 860 °С в масле, отпуск при 140 °С и охлаждение в воде	670	Мартенсит отпуска	1,06	2,94
	26	2-кратная закалка с 860 °С в масле, отпуск при 140 °С и охлаждение в воде	635	Мартенсит отпуска	0,95	3,30

Следует отметить, что предложенные решения по износостойким материалам для режущих элементов могут быть использованы также для рабочих органов различных землеройных машин.

Библиографический список

1. Ветров, Ю.А. Резание грунтов землеройными машинами / Ю.А. Ветров. М.: Машиностроение, 1971. 360 с.
2. Доценко, А.И. Машины для земляных работ / А.И. Доценко, Г.Н. Карасев, Г.В. Кустарев, К.К. Шестопалов. М.: Издательский Дом «БАСТЕТ», 2012. 688 с.
3. Огородников, С.П. Некоторые вопросы теории подводной разработки грунтов / С.П. Огородников // Гидромеханизация при разработке тяжелых грунтов. М.: ЦНИИТЭСтром, 1968. С. 9-43.
4. Федоров, Л.И. Рабочие органы землеройных машин / Л.И. Федоров. М.: Машиностроение, 1990. 360 с.
5. Михеев, И.И. Исследование процесса разработки тяжелых грунтов фрезерными рыхлителями землесосных снарядов: дис.... канд. техн. наук / Михеев И.И. Калинин: Калининский политехн. ин-т, 1982. 287 с.
6. А.с. № 382795 СССР. Фреза отвального типа с зубьями для подводной разработки грунтов / С.П. Огородников, В.Б. Сладков, И.И. Михеев; опубл. 25.06.79. Бюл. № 23.
7. Михеев, И.И. Повышение износостойкости режущих элементов фрез земснарядов / И.И. Михеев, М.С. Разумов // Вестник ТвГТУ. 2014. № 1 (25). С. 49-51.
8. А.с. № 739192 СССР. Фреза земснаряда / С.П. Огородников, И.И. Михеев, Б.Г. Гурьев, Ю.С. Тимченко; опубл. 05.06.80. Бюл. № 21.
9. Михеев, И.И. Износостойкость фрез земснарядов: монография / И.И. Михеев, М.С. Разумов. Тверь: ТвГТУ, 2015. 120 с.
10. Патент РФ № 128214. Фреза земснаряда / И.И. Михеев, А.А. Мартыанов; опубл. 20.05.2013. Бюл. № 14.

УДК 621.746.019

И.А. Барабонова, Г.В. Раткевич, Л.Е. Афанасьева
Тверской государственный технический университет

СТРУКТУРНЫЕ ФАКТОРЫ УСКОРЕННОГО ИЗНОСА ДЕТАЛЕЙ ЧУГУННЫХ СТЕКЛОФОРМ

Методами оптической и растровой электронной микроскопии исследована микроструктура серого чугуна для стеклоформ, дан анализ причин их преждевременного разрушения.

Ключевые слова: серый чугун, трещины разгара, растровая электронная микроскопия, стеклоформа.

Optical and scanning electron microscopy were used for the investigation of the microstructure of a grey cast iron meant for glass casting molds manufacturing. The causes of glass casting molds premature failure have been examined.

Key words: grey cast iron, erosion cracks, scanning electron microscopy, glass form.

Благодаря сочетанию хороших литейных свойств, достаточной прочности, износостойкости, а также относительной дешевизне чугуны получили широкое распространение в машиностроении. Их используют для производства качественных отливок сложной формы при отсутствии жестких требований к габаритам и массе деталей. Механические свойства чугунов зависят от свойств металлической основы и от количества, формы и размеров графитных включений. Прочность, твердость и износостойкость чугунов возрастают с повышением количества перлита в металлической основе [1–6].

В качестве материала для изготовления отливок деталей формовых комплектов чугуна широко применяется как отечественными, так и зарубежными производителями. Черновые стеклоформы изготавливают из серого чугуна с пластинчатым графитом, чистовые – из чугунов с вермикулярным или шаровидным графитом ввиду их высокой прочности и циклической вязкости [7–10]. Эксплуатация деталей стеклоформ осуществляется в циклическом режиме расплавленное стекло – воздух по принципу открытия – закрытия. Периодичность подачи капли расплавленной стекломассы в стеклоформирующую машину составляет 30...150 шт./мин в зависимости от ее производительности. Температура расплавленного стекла в момент попадания в стеклоавтомат достигает 1 100...1 250 °С. Градиент температур по сечению детали по данным работы [6] составляет 450...620 °С: внутренняя поверхность нагревается до 750...850 °С; наружная – до 230...300 °С. При таком нагреве в материале стеклоформы протекают структурные изменения. Мониторинг стекольных промышленных заводов показал, что основными причинами выхода из строя деталей стеклоформ являются [10]:

- выкрашивание графитовой фазы с рабочих поверхностей детали и ее выгорание под действием высоких температур;
- микротрещины в зонах максимального теплового удара;
- окисление поверхностных слоев, провоцирующее искажение геометрии стеклоформирующего комплекта и усиливающее процесс адгезии между расплавленным стеклом и стенками металлической формы, что обуславливает увеличение силы трения на границе расплавленное стекло – металлоформа, создающей ускоренный абразивный износ контактных поверхностей.

Рабочие слои форм при каждом нагреве и охлаждении испытывают объемные изменения, приводящие к возникновению напряжений в поверхностном слое и в зоне перехода к нижележащим слоям. Под действием накапливающихся напряжений образуются микроскопические трещины, которые затем сливаются в сетку трещин разгара. Основным показателем, определяющим эксплуатационные характеристики стеклоформы, является микроструктура чугуна на глубине 5...15 мм, которая соответствует зоне рабочего слоя формы после механической обработки. В этой зоне важна мелкозернистая структура чугуна, которая имеет повышенную прочность.

Цель работы – изучить микроструктуру образцов серого чугуна деталей стеклоформы, выяснить причины преждевременного выхода ее из строя.

Образцы серого чугуна с пластинчатой формой графита переданы для исследований предприятием ОАО «Тверьстекло-М». На рис. 1. представлена макроструктура изучаемых образцов чугуна: 1 и 2 – отечественных производителей; 3 – производство Италия.

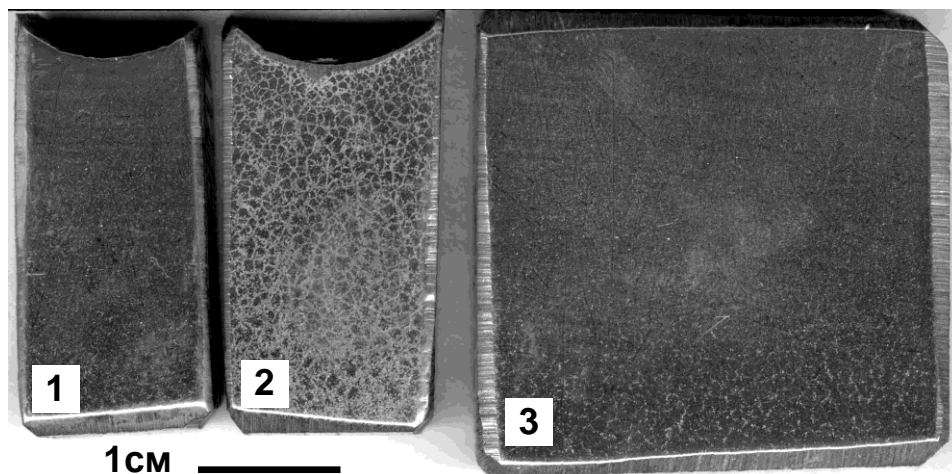


Рис. 1. Макроструктура образцов чугуна для стеклоформ

Для изготовления микрошлифов образцы чугуна подвергали шлифовке, и полировке алмазными пастами различной зернистости, и травлению в 4%-м спиртовом растворе азотной кислоты. Исследования микро-структуры проводили на оптическом металлографическом микроскопе МИМ-8 с цифровой камерой, и растровом электронном микроскопе *JEOL 6510LV*. Химический состав определяли в системе микроанализа *IN-CA Energy++* фирмы *Oxford Instruments*. Анализ формы, размеров и распределения графитовых включений выполняли на нетравленных шлифах с применением цифровой обработки изображений микроструктур [11, 12].

Образцы 1 и 3 имеют однородную мелкозернистую структуру на глубину до 30 мм. На образце 2 четко выявляется сетчатая структура, что свидетельствует о значительной химической и структурной неоднородности. Именно этот чугун не удовлетворяет требованиям эксплуатации, и по рабочей поверхности стеклоформы в процессе эксплуатации развивается сетка трещин разгара (рис. 2). Трещины распространяются по графитовым включениям, скопившимся по границам зерен феррита. Деталь стеклоформы преждевременно выходит из строя.

Для обеспечения высокой стойкости стеклоформ необходимо получение на рабочей поверхности очень мелкого и однородного графита. Для регулирования скорости охлаждения разных частей отливок применяют холодильники, принудительное воздушное охлаждение и принудительное увлажнение литейной формы. Создавая резкое переохлаждение металла, способствуют возникновению в чугуне междендритного и сетчатого графита и образованию структурно-свободного феррита. При литье деталей, склонных к внутрикристаллической ликвации, отливки необходимо быст-

ро охлаждать в период затвердевания. На рис. 3 представлена микроструктура серого чугуна с ферритной металлической основой. Графит выделился по границам зерен феррита в виде сплошной сетки, что убедительно показывают большие увеличения. Из-за ничтожно малой прочности графита и его выгорания при эксплуатации зерна феррита будут выкрашиваться с рабочей поверхности детали.

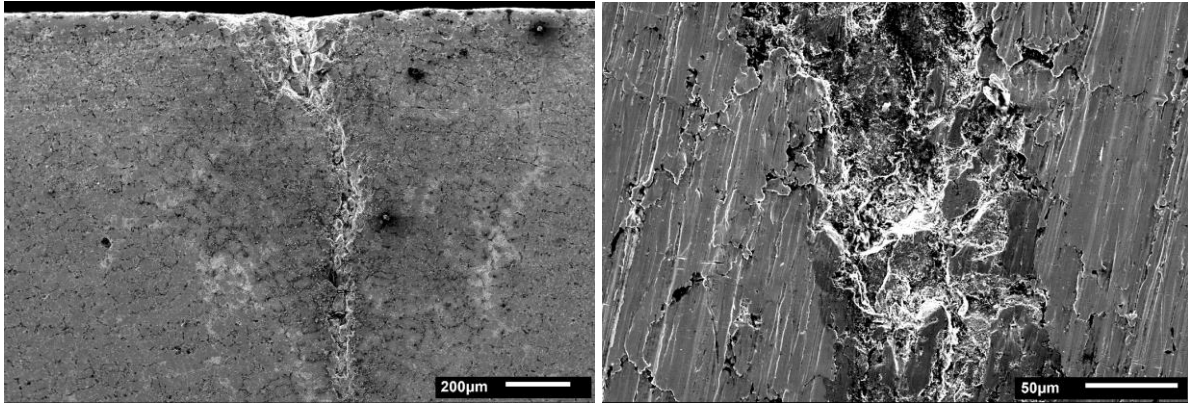


Рис. 2. Трещина разгара в сером чугуне. Растровая электронная микроскопия. Разные увеличения

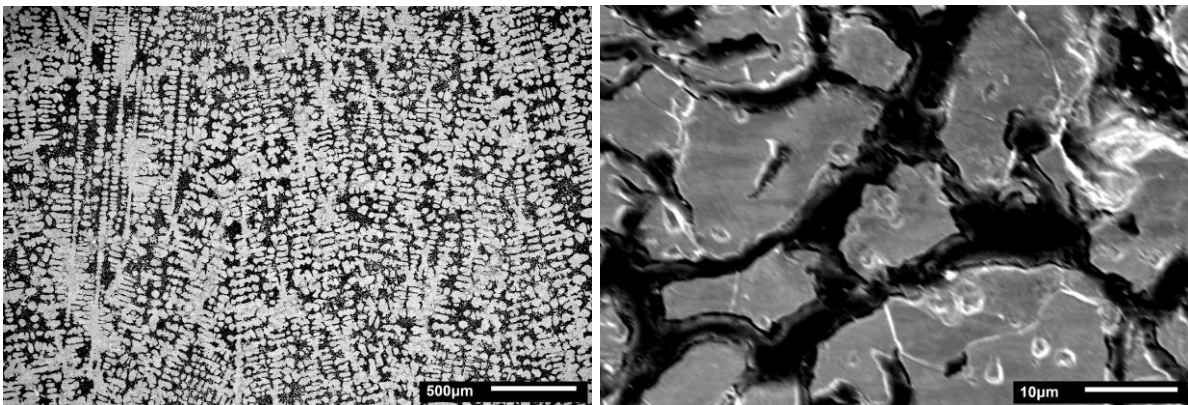


Рис. 3. Микроструктура серого чугуна СЧ20. Разные увеличения

Практически во всех промышленных чугунах образуется легкоплавкая фосфидная эвтектика. Связывают это с сильной микроликвацией фосфора. Эвтектика имеет низкую температуру плавления ($950\text{ }^{\circ}\text{C}$), что увеличивает жидкотекучесть чугунов. Также она обладает высокой твердостью и хрупкостью. С увеличением скорости кристаллизации внутрикристаллитная ликвация фосфора уменьшается.

Важным показателем, определяющим теплопроводность и отсутствие коробления форм, является микроструктура чугуна на глубине 25...40 мм. Основным требованием, предъявляемым к структуре слоев на таких глубинах в отливках для деталей стеклоформ, является наличие крупных включений пластинчатого или вермикулярного графита, обеспечивающих высокую теплопроводность и соответственно пониженные термические напряжения в эксплуатируемых деталях [10]. Теплопроводность

повышается также с увеличением количества феррита в структуре матрицы чугуна, что обуславливает применение для деталей такого типа именно ферритной металлической основы.

Анализ микроструктуры изучаемых образцов показал, что серый чугун имеет пластинчатую, завихренную форму включений графита. Распределение включений графита неравномерное, наблюдается ликвация углерода по границам зерен, образовавшиеся трещины разгара распространяются в глубь стеклоформы по скоплениям графитовых включений. Характер микроструктуры одинаков по всей глубине стеклоформы, поверхностный мелкозернистый слой с повышенными эксплуатационными характеристиками отсутствует, что приводит к образованию трещин разгара. Стеклоформа, из которой был вырезан образец № 2, изготовлена с нарушением технологии, в ней отсутствует требуемая градиентная микроструктура по глубине детали. Графитовые включения располагаются в виде сплошной сетки по границам зерен феррита, что способствует развитию ускоренного износа рабочих поверхностей и преждевременному выходу из строя деталей стеклоформ.

Библиографический список

1. Леушин, И.О. Влияние структурообразования и фазового состава чугуновых отливок стеклоформ на эксплуатационные свойства готовых изделий / И.О. Леушин, Д.Г. Чистяков // Изв.ВУЗов. Черная металлургия. 2013. № 5. С. 19-23.
2. Леушин, И.О. Повышение эксплуатационной стойкости деталей чугуновых стеклоформ путем совершенствования технологии их изготовления и контроля / И.О. Леушин, Д.Г. Чистяков, С.Н. Марфенин // Труды НГТУ. 2014. № 1 (103) С. 212-224.
3. Палаткина, Л.В. Прогноз прочности серого чугуна по параметрам первичной структуры / Л.В. Палаткина, С. Е. Морозов // Известия ВолгГТУ. 2007. № 5. С. 148-151.
4. Полухин, М.С. Влияние формы графита на механические свойства бейнитного высокопрочного чугуна с шаровидным графитом / М.С. Полухин, М.Л. Шабанов // Лесотехнический журнал. 2011. № 3. С. 99-101.
5. Раткевич, Г.В. Растровая электронная микроскопия чугуна для стеклоформ / Г.В. Раткевич, Е.В. Ботянов, Е.А. Лаврентьев // Вестник ТвГУ. Сер. Физика. 2011. № 15. С. 44-50.
6. Александров, М.В. Формирование градиентной структуры в деталях стеклоформ из чугунов с различной морфологией графита / М.В. Александров, Д.Г. Чистяков // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2013. № 3 (100). С. 219-229.
7. Bartocha, D. Charge materials and technology of melt and structure of gray cast iron / D. Bartocha, K. Janerka, J. Suchoń // Journal of Materials Processing Technology. 2005. V. 163. P. 465-470.
8. Rashidi, Ali M. Effect of tempering conditions on the mechanical properties of ductile castiron with dual matrix structure (DMS) / Ali M. Rashidi, M. Moshrefi-Torbati // Materials Letters. 2000. V. 45. P. 203-207.
9. Miao, Baihe. Structure and growth of platelets in graphite spherulites in cast iron / Baihe Miao, D.O. North Wood, Weimin Bian, Keming Fang and Minz Heng Fan // Journal of Materials Science. 1994. V. 29. № 1. P. 255-261.

10. Леушин, И.О. Дефектообразование в деталях чугуновых стеклоформ и меры борьбы с преждевременным выходом их из строя / И.О. Леушин, Д.Г. Чистяков // Вестник УГАТУ. 2014. Т. 18. № 1 (62). С. 27-31.

11. Афанасьева, Л.Е. Компьютерные методы структурного анализа / Л.Е. Афанасьева, Н.С. Зубков, С.С. Сошин, О.Г. Глухов // Сварочное производство. 1999. № 9. С. 17-19.

12. Афанасьева, Л.Е. Количественная оценка параметров микроструктуры материалов: учебное пособие / Л.Е. Афанасьева, А.И. Иванова, С.Е. Ильяшенко, Р.М. Гречишкин. Тверь: ТвГУ. 2015. 101 с.

УДК 621.9/539.61

В.Р. Мухамадеев, М.Ш. Мигранов, С.М. Минигалеев, И.Р. Мухамадеев
Уфимский государственный авиационный технический университет

ОСОБЕННОСТИ ДИФФУЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ В НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ НАНОКОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЯХ НА РЕЖУЩЕМ ИНСТРУМЕНТЕ

Рассмотрены особенности диффузионных процессов в наноструктурированном нанокomпозиционном покрытии на режущем инструменте. Предложена модель диффузионных потоков кислорода из окружающей среды в покрытие и углерода из основы в покрытие.

Ключевые слова: диффузия, дефекты, покрытие, режущий инструмент, легирование, структура, наноматериалы, кристаллическая решетка, поверхность, углерод, азот.

The features of diffusion processes in nanostructured nanocomposite coating on the cutting tool are considered. The model of the diffusion flow of oxygen from an environment into a coating and a carbon from a base into a coating has been proposed.

Key words: diffusion, defects, coating, cutting tools, alloying, structure, nanomaterials, crystal lattice, surface, carbon, nitrogen.

В настоящее время проводится большое число исследований по разработке инновационных типов покрытий, которые по составу, структуре, архитектуре и свойствам способны выполнять многоцелевые задачи по повышению эксплуатационных свойств режущего инструмента различного назначения. Большее применение для решения подобных задач получают многослойные композиционные наноструктурированные покрытия. Одним из перспективных направлений при этом является легирование различными элементами и соединениями (ванадий, карбиды, бориды и т.д.) на основе учета диффузионных и других явлений (формирование твердофазных структур, межфазовое упрочнение интерметаллидами и т.д.).

Технология вакуумно-дугового осаждения покрытий является наиболее предпочтительной для формирования покрытий широким спектром функциональных особенностей, соответствующих новым требованиям градиентных, метастабильных, многокомпонентных, многослойных и

суперрешетчатых покрытий. Для того чтобы иметь представление о диффузионных процессах, проходящих не только на поверхности покрытий, но и в объеме, необходимо знать морфологию конденсированных покрытий.

Одним из основных отличий наноматериалов от соединений, образованных объемными частицами, является высокая развитость поверхности, обладающей свойствами, отличными от свойств объема. Это, во-первых, обусловлено тем, что поверхность представляет собой протяженный дефект, энергия связи и подвижность атомов вблизи которого оказываются измененными. Для большинства твердых материалов удельная доля поверхностных частиц относительно невелика и вносит сравнительно малый вклад в макроскопические свойства вещества в целом; для наноматериалов она достигает до десятков процентов и, следовательно, играет существенную роль [1]. В последнее время появилось много работ, посвященных исследованию «размерного эффекта» – зависимости свойств твердых тел от размера составляющих их кристаллов при последовательном уменьшении последних. Параметры кристаллической решетки многих веществ существенно возрастают при уменьшении размеров частиц до 100–10 нм и менее [2].

Причиной интенсивного протекания процессов дефектообразования вблизи поверхности является то, что высокодефектный дебаевский слой, толщина которого составляет 1–2 нм, может занимать значительную часть объема наночастиц или вообще простираться вдоль всей частицы [3]. Весь объем наноматериала часто отличается крайне высокой дефектностью и повышенной подвижностью атомов или ионов, входящих в состав дефектов. Таким образом, для наноматериалов достаточно типична высокая ионная проводимость, существование метастабильных структурных модификаций с большей подвижностью атомов или ионов, которые для объемных материалов могут проявляться лишь при повышенной температуре и т.д.

Рассматривая структуру и свойства нанокompозитных покрытий, необходимо сделать акцент на нитридных покрытиях как наиболее используемых и исследованных в современном производстве.

Исследования [4, 5] свидетельствуют о том, что основное влияние на твердость покрытий, модуль упругости и другие физико-химические свойства оказывают размер зерна, составляющих компонентов покрытия; температура подложки; способы нанесения и возможность появления или создания аморфной фазы из нитридов.

В работе [4] показано, что пленки CrN в сечении имеют плотную столбчатую микроструктуру. Авторы сделали вывод, что с ростом содержания малорастворимых в равновесных условиях легирующих элементов при достижении их критической концентрации и диффузионной подвижности происходит обогащение ими границ растущих кристаллов с соответствующим уменьшением размера зерна. Данный эффект наряду с неравномерностью условий осаждения способствует формированию хаотически

ориентированных нанокристаллов. Все полученные результаты свидетельствуют о столбчатом механизме их роста. В данном случае повышение твердости сопровождается уменьшением размера кристаллов от 10 до 5 нм, что согласуется с общими представлениями о соотношении размера зерна и твердости при подавленном зернограничном проскальзывании.

В [5] авторы утверждают, что источником внутренних напряжений в исследованных покрытиях являются точечные дефекты. Активированная этими дефектами диффузия атомов с меньшей энергией активации происходит при меньших температурах.

Рассмотрим модель подповерхностного слоя наноструктурированного однофазного покрытия на режущем инструменте типа *MeN* (рис. 1). Для большей наглядности пропорциональностью между размером нанозерен и границами пренебрегли. Для визуализации формы зерна использовалась геометрическая фигура – треугольник. Сделаем допущение, что температура в рассматриваемой толщине будет одинакова.

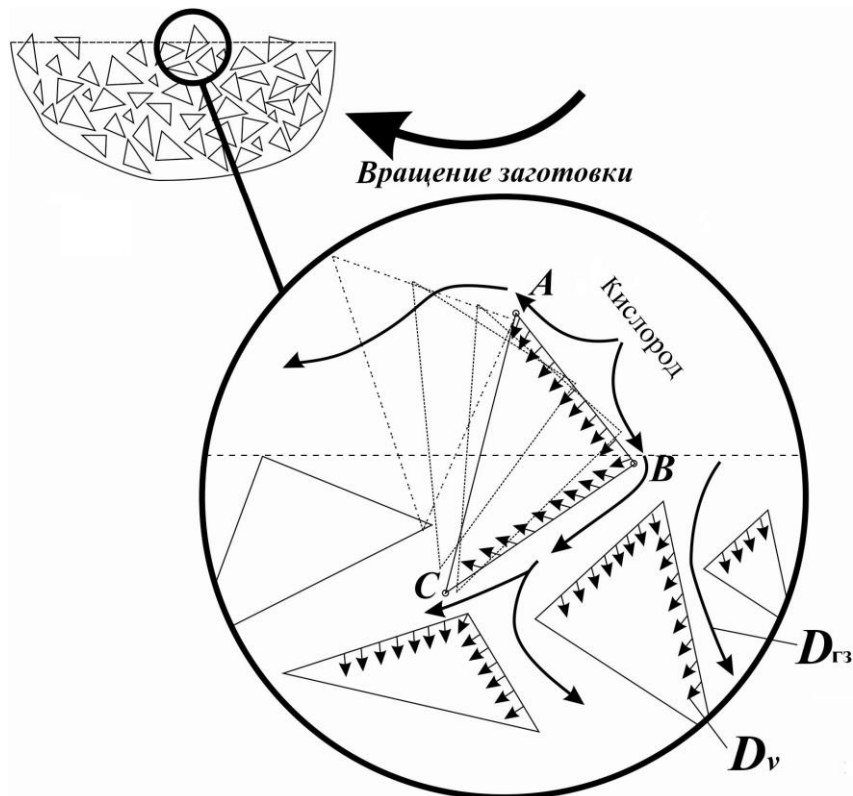
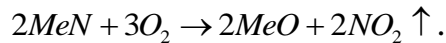


Рис. 1. Поверхность наноструктурированного однофазного покрытия на режущем инструменте типа *MeN*

Согласно вышесказанному, диффузионный поток движется как по границам зерен ($D_{ГЗ}$), так и в объем каждого нанозерна (D_v). Также существует возможность того, что нанозерно может являться нанокластером, т.е. состоять еще из более мелких зерен. В этом случае будут присутствовать границы кластера, следовательно, и диффузия по этим кластерам, которая больше объемной диффузии в зерно. Данная диффузия может также привести к микротрещине на фоне насыщения элементов в глубь зерна (нанокластера).

Согласно [9–11], происходит образование оксидных пленок элементов, составляющих покрытие, т.е. происходят реакции вида



Рассматривая зерно *ABC*, можно сделать вывод, что на границах зерна образуются оксидные пленки, связанные с разрушением соединения *MeN* и выделением оксида азота *NO₂* в окружающую среду. В том случае, когда образование оксида происходит более глубоко, возникает образование микропор, которые в свою очередь являются дефектами, увеличивающими диффузионные процессы. Основываясь на этом, возможно предположить, что на начальном этапе процесса резания происходит образование оксидной пленки с избытком кислорода, который в свою очередь в совокупности с силой резания и повышения температуры приводит к ослаблению связи и впоследствии ведет к «вырыванию» зерна из поверхности (на рис. 1 показано пунктиром). Этот процесс в дальнейшем происходит по цепной реакции, которая и ведет к износу металлорежущего инструмента в зоне контакта инструмент – заготовка. На следующем этапе исследования диффузии необходимо рассмотреть диффузионный процесс между основой и покрытием. В работах [9–11] авторы обнаружили так называемое «выпаривание» углерода *C*. Рассмотрим «границу» покрытия с инструментальным покрытием (рис. 2).

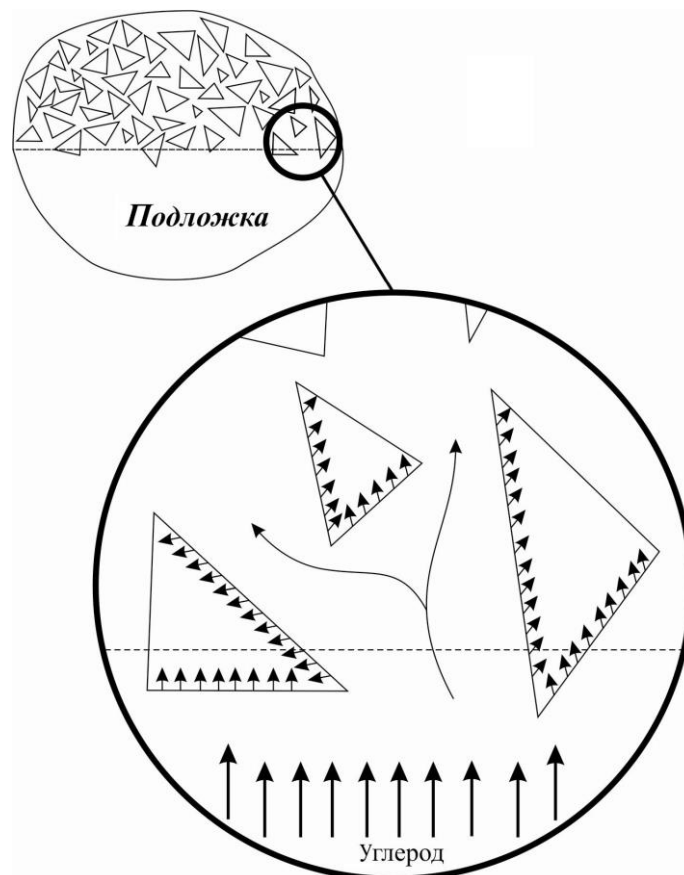
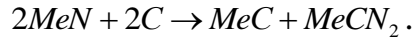


Рис. 2. Плоскость между покрытием типа *MeN* и подложкой
Поток молекул углерода из подложки с повышением температуры

приводит к распаду молекулы на атомы и внедрению их в нанозерна покрытия. Происходит распад составляющего соединения образования карбидов и карбонитридов:



Увеличение диффузионного потока углерода с подложки ведет к его направленному движению к поверхности покрытия.

Дальнейшее движение углерода на поверхность, а кислорода в глубь покрытия приводит к образованию оксидов, карбидов и карбонитридов металла.

Для исследования диффузии в наноматериалах была предложена кластерная модель [6], названная моделью бимодальной структуры. В основе модели лежит положение о существовании в нанокристаллических металлах двух типов границ, экспериментально подтвержденное в [6] с помощью сканирующей микроскопии. Первый тип – это границы между нанозернами (3...30 нм) внутри кластера. Кластеры имеют форму полиэдров со средним размером 3...100 мкм. Второй тип границ – это границы между кластерами. Весь избыточный объем сосредоточен на границах второго типа, в то время как плотность вещества внутри кластера близка к теоретической. Следовательно, коэффициент диффузии по границам кластеров (D_c) больше, а энергия активации диффузии меньше, чем по границам нанозерен ($D_{гз}$) внутри кластера. Согласно модели Харта [7] и пренебрегая объемной диффузией при низких температурах, эффективный коэффициент диффузии в наноматериале примет вид

$$D_n = \eta_c D_c + \eta_{гз} D_{гз}, \quad (1)$$

где η_c и $\eta_{гз}$ – доли границ различного типа.

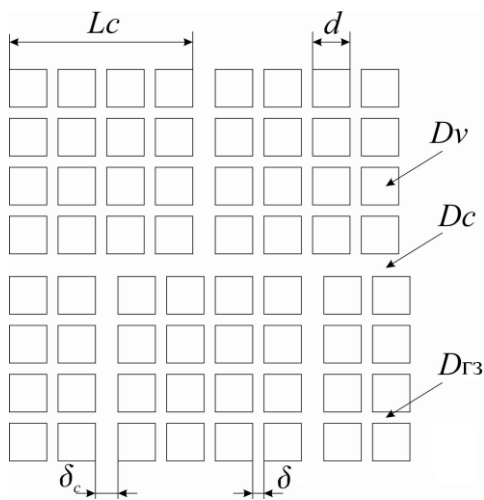


Рис. 3. Схема нанокристаллического материала [1]. L_c – размер кластера

На рис. 3 изображена схема нанокристаллического материала. Квадраты соответствуют отдельным нанозернам размером $d \approx 3...30$ нм с коэффициентом диффузии D_v . Границы кластеров, на которых сосредоточена значительная часть свободного объема (с коэффициентом диффузии D_c и шириной δ_c), и обычные границы нанозерен (с коэффициентом диффузии $D_{гз}$ и шириной δ) различны. Согласно рис. 3 ясно, что для трехмерной модели кубических кластеров

$$\eta_c = \left(1 + \frac{\delta}{\delta_c} \cdot \frac{L_c}{d}\right)^{-1}. \quad \text{Из этого уравнения}$$

можно сделать вывод, что η_c растет с увеличением $\frac{\delta_c}{\delta}$ и $\frac{d}{L_c}$. Из экспериментальных исследований следует, что диффузия по границам кластеров на порядки быстрее диффузии по границам зерен обычных поликристаллов (и по границам нанозерен).

В настоящее время широко применяются покрытия, легированные кремнием, бором и т.д. Нитриды этих элементов образуют аморфную фазу. В связи с этим в покрытии образуются нанокристаллы MeN и аморфная фаза SiN , BN и т.д.

Наряду с границами зерен и границами кластеров, важнейшим элементом структуры, определяющим гетерогенный характер диффузионных потоков в многофазных материалах, являются границы фаз. Согласно современным представлениям, спектр состояний межфазных границ значительно разнообразнее, чем спектр границ зерен. Границы зерен разделяют кристаллы одной и той же фазы, а границы фаз – различные по составу и по кристаллической структуре. Следует также иметь в виду, что образование межфазных границ более разнообразно. Границы зерен возникают при кристаллизации или рекристаллизации. Границы фаз могут формироваться при эвтектическом, эвтектоидном и полиформном превращениях, при распаде пересыщенного раствора, в условиях, близких или далеких от равновесия. Следовательно, диапазон состояний границ фаз значительно шире, чем границ зерен.

Для описания диффузии по межфазной границе используем модель Фишера [8]. В каждой из фаз диффузия описывается уравнением Фика со своим коэффициентом диффузии:

$$\frac{\partial c_i}{\partial t} = D_i \left(\frac{\partial^2 c_i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 c_i}{\partial y^2} \right), \quad (2)$$

где c_i – концентрация элемента в i -й фазе; D_i – коэффициент диффузии элемента в i -й фазе.

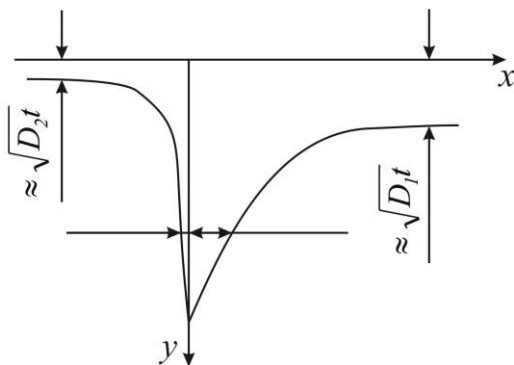


Рис. 4. Асимметрия диффузионного клина при диффузии по границам фаз

Решение этого уравнения можно представить в виде

$$c_i = \frac{1}{S_i} c_{гф} \operatorname{erfc} \left(\frac{|x|}{2\sqrt{D_i t}} \right), \quad (3)$$

где S_i – коэффициент распределения диффундирующего вещества между границей и i -й фазой; $c_{гф}$ – концентрация в границе фаз. В соответствии с формулой (3) диффузионный клин не симметричен (рис. 4).

Для определения концентрации в границе $c_{гф}$ можно воспользоваться

уравнением

$$\frac{\partial c_{\text{рф}}}{\partial t} = D_{\text{рф}} \frac{\partial^2 c_{\text{рф}}}{\partial y^2} + \frac{D_1}{\delta} \left(\frac{\partial c}{\partial x} \right) \Big|_{x=0} + \frac{D_2}{\delta} \left(\frac{\partial c}{\partial x} \right) \Big|_{x=0}.$$

Важно еще одно обстоятельство, относящееся к диффузии как по границам зерен, так и по границам фаз. Если на диаграмме состояния двух элементов есть промежуточные фазы, то в диффузионной паре, состоящей из этих элементов, могут образовываться и расти слои промежуточных фаз. Поскольку диффузия по границам идет быстрее, то промежуточная фаза будет возникать в первую очередь на границе, захватывать приграничную область и может искажать концентрационный профиль пограничной диффузии. Необходимо также сказать, что как для одиночных границ зерен, так и для одиночных межфазных границ характерны повышенные значения энергии активации, предэкспоненциального множителя и активационного объема.

Уменьшение размера зерна покрытия приводит к увеличению протяженности границ зерен, что увеличивает зернограничный диффузионный поток элементов из окружающей среды (азот, кислород) и материала заготовки. В связи с этим легирование покрытия дополнительными элементами не только уменьшает коагуляцию зерен, но также уменьшает диффузию по границам зерен. В этом случае превалирующим фактором является диффузия по границам фаз, которая значительно меньше зернограничной диффузии.

Основываясь на вышесказанном, можно сделать следующие выводы. В процессе резания кислород диффундирует из окружающей среды в нанозерна покрытия с образованием оксидной пленки металла и оксида азота, который в свою очередь «выпаривается» в окружающую среду. Таким образом, оксид металла образуется в покрытии, начиная с подповерхностных слоев. В противоположность этому процессу из подложки возникает диффузия углерода с постепенным образованием карбидов и карбонитридов, начиная с нижних подслоев покрытия. В связи с этим поверхность обогащается кислородными соединениями, а ближе к подложке образуется подслой, обогащенный углеродом.

Библиографический список

1. Бокштейн, Б.С. Диффузия атомов и ионов в твердых телах / Б.С. Бокштейн, А.Б. Ярославцев. М.: МИСИС, 2005. 362 с.
2. Гамарник, М.Я. Размерный эффект в CeO_2 . / М.Я. Гамарник // Физика твердого тела. 1988. № 5. С. 1399-1404.
3. Maier J., Prill S., Reichert B. Solid state ionics. 1988. V. 28-30. P. 28.
4. Ovchinnikov, S.V. Thermal Stability of Nanostructured Superhard Coatings on the Basis of TiN / S.V. Ovchinnikov, A.D. Korotaev [et al.] // 9 Inter. Conference on Modification on Materials with Particles Beams and Plasma Flows. Tomsk, Russia. 2008. P. 472-478.
5. Mitterer, C. Thermal stability of PVD hard coatings / C. Mitterer, P.H. Mayrhofer, J. Musil // Vacuum. 2005. V. 71. P. 279-284.

6. Divinski, S.V. ^{59}Fe grain boundary diffusion in nanostructured $\gamma\text{-Fe-Ni}$. Part I. Radiotracer experiment and Monte-Carlo simulation in the type-A and B kinetic regimes / S.V. Divinski, F. Hisker [et al.] // Zeitschrift für Metallkunde. 2002. V. 93. P. 256-294.

7. Hart, E.W. On the role of dislocations in bulk diffusion / E.W. Hart // Acta Met. 1957. V 5. P. 597.

8. Мишин, Ю.М. О возможности определения диффузионной ширины границы раздела и коэффициента граничной диффузии в рамках модели Фишера / Ю.М. Мишин, И.М. Разумовский // Физика металлов и металловедение. 1982. Т. 53 (4). С. 756-763.

9. Беккер, М.С. Физическая модель изнашивания инструмента из быстрорежущей стали / М.С. Беккер, М.Ю. Куликов, Е.В. Егорычева // Вестник машиностроения. 1997. № 8. С. 41-44.

10. Беккер, М.С. Исследование механизма изнашивания инструмента из быстрорежущей стали / М.С. Беккер, М.Ю. Куликов // Трение и износ. 1987. Т. 8. № 3. С. 473-479.

11. Мигранов, М.Ш. Повышение износостойкости инструментов на основе прогнозирования процессов адаптации поверхностей трения при резании металлов: дис. ... докт. техн. наук / М.Ш. Мигранов. Москва, 2007. 328 с.

УДК 621.91/:56

М.Ш. Мигранов,
Уфимский государственный авиационный технический университет,
А.М. Мигранов,
Российский государственный университет нефти и газа им. И.М. Губкина

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ РЕЗАНИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СОВРЕМЕННЫХ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СРЕД

Приведены результаты теоретико-экспериментальных исследований контактных процессов в зоне резания при лезвийной обработке.

Ключевые слова: резание металлов, смазочно-охлаждающие технологические среды, износостойкость, температура резания.

The results of theoretical and experimental studies of the contact processes in the cutting zone during edge cutting machining have been presented.

Key words: cutting of metals, lubricant-cooling agent, wear resistance, cutting temperature.

Обработка материалов может осуществляться двумя различными способами – в вакууме или в какой-либо внешней смазочно-охлаждающей технологической среде (СОТС). В большинстве случаев обработка осуществляется с применением природных (воздух) или синтетических СОТС. В общем случае СОТС является сложной гетерогенной системой. К таким системам относятся твердые смазочные материалы, пластичные смазочные материалы, смазочно-охлаждающие жидкости (СОЖ), газообразные среды [1–3]. Важнейшей функцией СОТС является снижение теплонапряженности процессов резания. Наиболее распространенным способом охлаждения

является применение СОЖ. Требования к составам и к технологии подачи могут быть значительно уменьшены, если интенсифицировать теплоотвод от зоны обработки какими-либо способами, не связанными с применением СОЖ. Ведутся интенсивные поиски новых способов повышения производительности и эксплуатационных свойств режущего инструмента, не связанных с применением СОЖ. В настоящее время расширяется внедрение экологически чистых технологий, к коим относится «сухое» электростатическое охлаждение (СЭО) режущего инструмента [1]. Принцип работы установки для СЭО основан на управлении активностью естественной среды (поток сжатого воздуха) электрическим разрядом и последующим воздействием активированной воздушной среды на физико-химические контактные процессы, протекающие на границе раздела между обрабатываемым материалом и режущим инструментом.

Наблюдаемое повышение стойкости режущего инструмента [1] связывают с увеличением коэффициента теплоотдачи за счет коронного разряда и понижением температуры режущей кромки инструмента. Коронный разряд, действительно, оказывает существенное влияние на теплообмен в газах, однако природа повышения стойкости режущего инструмента при его обработке коронным разрядом до сих пор окончательно не выяснена. Можно предположить, что коронный разряд влияет на структурное состояние рабочей поверхности режущего инструмента, однако убедительных экспериментальных исследований влияния коронного разряда на структурное состояние режущей кромки твердосплавного инструмента не обнаружено.

Активные химические процессы являются другой отличительной особенностью контактных взаимодействий ювенильных поверхностей. Это обусловлено тем, что при резании металлов активные в химическом отношении поверхности резца и стружки вступают в химическую реакцию с компонентами режущего инструмента, в результате чего образуются защитные пленки, экранирующие силы адгезии между ювенильными поверхностями [4]. Их защитные свойства обнаруживаются в тех случаях, когда пленки выдерживают удельные нагрузки, не разрушаясь, и соответственно, блокируют адгезионные связи. Известно, что даже при вакууме 10^{-5} Па незначительная концентрация кислорода достаточна для образования мономолекулярных защитных слоев, тогда и проявляется действие окисных пленок.

В работе проведены серии экспериментальных исследований при точении различных марок обрабатываемого материала режущими инструментами (таблица).

Материалы, режимы и результаты испытаний при точении

Обрабатываемый материал	Инструментальный материал	Режимы резания			Коэффициент повышения стойкости			Рекомендуемый диапазон скорости резания
		V, м/мин	S, мм/об	t, мм	СЭО	СОЖ	Всухую	
45	T15K6	65	0,35	2	2,0	1,2 1,0 Аквол	P6M5 50-80 м/мин T15K10 100-150 м/мин T15K6 150-200 м/мин	
45	P6M5	45	0,1	1,0	1,3			
45	T15K6	100	0,2	0,5				
45	T15K6	100	0,2	0,5				
45	T15K6	95	0,5	2,0				
45	T15K6	100	0,25	1,0	1,6			
45	P6M5	60	0,3	1,0				
45	P9K5	55	0,3	0,5				
40X	T15K6	100	0,2	0,5	2,5	1,0 Укринол	1,8	
40X	T5K10	175	0,25	5,0				
40X	P6M5	55	0,1	5,0				
40X	T15K6+TiN	300	0,2	0,8				2,5 ЭТ-2
40X	P6M5	55	0,25	0,5				1,0
40X	BK8	75	0,3	3,0	2,0			
ШХ15	T5K10	90	0,3	2,5	1,5			
ШХ15	T15K6	110	0,6	5,0				0,8
20X13	T15K6	150	0,25	1,5	1,25	1,0	P6M5 50-70 м/мин TK 150-200 м/мин BK 100-150 м/мин	
20X1MФ1TP	T15K6	250	0,05	0,5		1,5		
12X18H10T	T15K6	180	0,1	1,0		2-2,5		
12X18H9T	BK8	130	0,2	2,0		1,8		
12X18H10T	T15K6	75	0,3	2,0				
	T15K6	70	0,28	2,0				
	BK8	90	0,2	3,0	1,5	1,75		
X18H9T	T15K6	150	0,35	3,0	2,0	1,0		
30XГСА	T30K4	180	0,15	0,6		1,0		1,75
08X18	P6M5	70	0,2	1,5				1,0
4X2B5MB	T15K6	150	0,2	1,0				100-150 м/мин
40X10C2H	P6M5	70	0,36	1,0				30-50 м/мин
36XHTЮ	BK8	35	0,2	2,0				50-100 м/мин
OT4-1	BK8	85	0,25	1,25	2,5			
BT-14	BK8	50	0,3	4,0	3,0		150-250 м/мин	
BT-22	BK8	40	0,28	2,0	1,7		40-60 м/мин	

Экспериментальные исследования контактных процессов (износостойкости, температуры и составляющих усилия резания) проводились по

схеме, при которой поток ионизированного воздуха направляется между сходящей стружкой и передней поверхностью резца. Сопло-ионизатор крепили в специальной оправке неподвижно относительно вершины резца. Расстояние от торца сопла до зоны резания варьировалось от 25 до 75 мм.

Для сравнительного анализа испытания проводились при точении всухую, с СОЖ и при СЭО (см. таблицу).

По результатам экспериментальных исследований установлено:

- применение метода сухого электростатического охлаждения режущего инструмента позволяет сохранить его стойкость, а в ряде случаев – повысить ее в 1,5–2,0 раза по сравнению с товарными СОЖ при обработке конструкционных, нержавеющей, жаропрочных сталей и сплавов инструментом из твердых сплавов;

- шероховатость обработанной поверхности не ухудшается, а в ряде случаев даже улучшается на один класс с применением метода СЭО;

- при использовании метода СЭО повышается надежность работы инструмента, что имеет исключительно важное значение в механообработке, особенно при эксплуатации станков с ЧПУ;

- возможно увеличение скоростей резания на 25–30 % по сравнению с традиционной обработкой с сохранением стойкости инструмента при обработке нержавеющей, жаропрочных сталей и сплавов;

- наибольший эффект от применения метода СЭО достигается при высоких скоростях резания (150–300 м/мин);

- улучшение санитарно-гигиенических условий труда работающих.

Библиографический список

1. Электрофизические процессы в сильных электрических и магнитных полях: межвуз. сб. науч. тр. Чуваш. ун-т, 1987. 148 с.
2. Бердичевский, Е.Г. Смазочно-охлаждающие средства для обработки материалов: справочник / Е.Г. Бердичевский. М.: Машиностроение, 1984. 224 с.
3. Латышев, В.Н. Повышение эффективности СОЖ / В.Н. Латышев. М.: Машиностроение, 2005. 64 с.
4. Мигранов, М.Ш. Повышение износостойкости инструментов на основе интенсификации процессов адаптации поверхностей трения при резании металлов / М.Ш. Мигранов. Уфа: Изд-во «Гилем», 2011. 212 с.

УДК 621.74

М.Ш. Мигранов, И.Р. Мухамадеев,
О.Б. Деменок, А.О. Деменок, В.Р. Мухамадеев
Уфимский государственный авиационный технический университет

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ИНТЕРМЕТАЛЛИДОВ ТИТАНА

Рассмотрено влияние режимов термической обработки на структуру и механические свойства сплавов на основе интерметаллидов титана. Предложен режим термической обработки, позволяющий существенно повысить как прочностные, так и пластические свойства литых заготовок из сплавов на основе интерметаллидов титана.

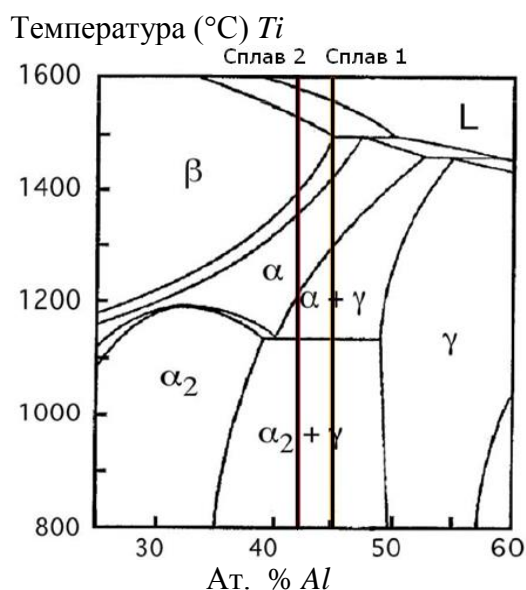
Ключевые слова: алюминиды титана, интерметаллиды титана, термическая обработка, диаграмма состояния

The effect of heat treatment mode on a structure and mechanical properties of intermetallic alloys on a base of titanium intermetallic compounds has been considered. The mode of heat treatment which enables significantly improve both strength and plastic properties of cast billets made of alloys on a base of titanium intermetallic compounds has been proposed.

Key words: titanium aluminide, titanium intermetallic compounds, heat treatment, phase diagram.

В настоящее время передовые авиа- и двигателестроительные корпорации (*Boeing, Rolls-Royce*) уделяют пристальное внимание новым литейным материалам для изготовления лопаток турбореактивных и турбовинтовых двигателей на основе интерметаллических соединений титана [1]. Прежде всего, это легкие интерметаллидные сплавы на основе фазы γ -TiAl и сплавы, содержащие фазу α -Ti₃Al (далее γ -TiAl-сплавы). При плотности 3,7–4 г/см³ потенциальные температуры эксплуатации этих сплавов составляют 600–900 °С. В данном интервале температур интерметаллиды обладают высокой жаропрочностью и жаростойкостью, а по удельной прочности и удельному модулю упругости превосходят все известные жаропрочные никелевые сплавы. Предполагается, что легкие γ -TiAl-сплавы частично заменят в газотурбинном двигателе тяжелые ($\rho \approx 8,5$ г/см³) жаропрочные Ni-сплавы, что позволит качественно увеличить соотношение тяга/масса летательного устройства и в целом повысить характеристики двигателя [2].

Ключевой проблемой освоения сплавов системы Ti-Al остаются их низкие технологические и литейные свойства. Если пористость можно убрать газостатированием, взаимодействие сплава и литейной формы устранить за счет использования более инертных материалов, то для повышения технологических свойств и сохранения при этом требуемой жаропрочности необходимо оптимизировать технологический процесс полу-

Рис. 1. Диаграмма состояния *Ti-Al* [3]

чения отливки и режимы ее термообработки. Особенно актуально достижение необходимой структуры в литых деталях из γ -*TiAl*-сплавов.

В данной статье приведены результаты работы, проделанной авторами, по исследованию влияния режимов высокотемпературного отжига на структуру и свойства сплавов на основе алюминидов титана следующего состава (атомные %): 1) *Ti* – основа; *Al* – 45,2; (*Nb*; *Cr*; *B*) – 3,5; 2) *Ti* – основа; *Al* – 43,5; (*Nb*; *Mo*; *B*) – 5,1 (рис. 1).

Материалы и методика. Заготовка для исследования была получена литьем по выплавляемым моделям в оболочковую форму. Из литой заготовки вырезали образцы, которые подвергали: 1) высокотемпературному отжигу в α -зоне с последующей закалкой в масле; 2) старению в $(\gamma+\alpha^2)$ -зоне.

Исследование микроструктуры выполнялось на растровом электронном микроскопе *JEOL JSM-6490 LV*. Исследование прочностных характеристик проводили на разрывной машине *Instron 5982*.

Результаты исследований представлены в табл. 1 и 2 и на рис. 2–5.

Таблица 1. Результаты механических испытаний цилиндрических образцов при комнатной температуре (представлены средние значения по 5 испытаниям)

№	Сплав	Схема обработки	$\sigma_{пр}$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %
1	№2	Исходный	621	-	0
2		После первой ступени термообработки	362	-	0
3		После второй ступени термообработки	792	-	0
4	№1	Исходный	655		-
5		После первой ступени термообработки	517		-
6		После второй ступени термообработки	783	707	0,6

Таблица 2. Результаты механических испытаний цилиндрических образцов при 800 °С

№	Сплав	Схема обработки	$\sigma_{пр}$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %
1	№2	Исходный	606	-	0
2		После первой ступени термообработки	683	-	0
3		После второй ступени термообработки	911	-	0
4	№1	Исходный	684	522	0,7
5		После первой ступени термообработки	482		-
6		После второй ступени термообработки	728	693	4,1

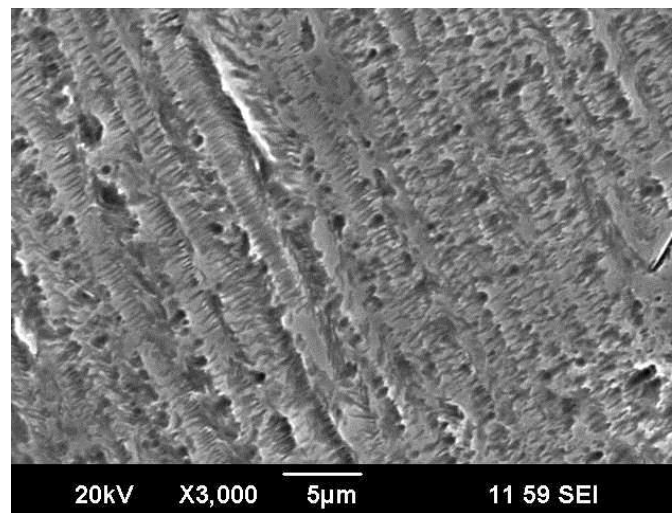
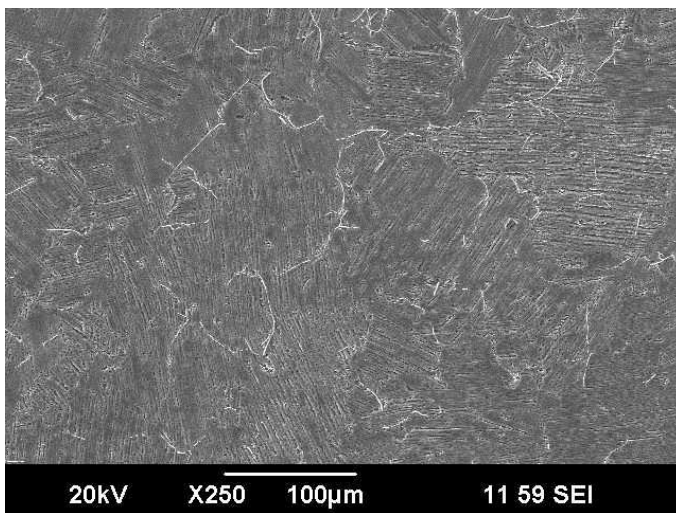


Рис. 2. Микроструктура сплава № 1 после литья

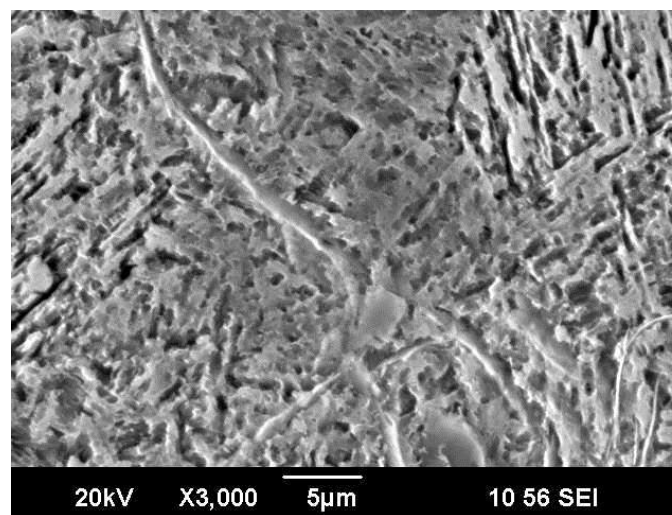
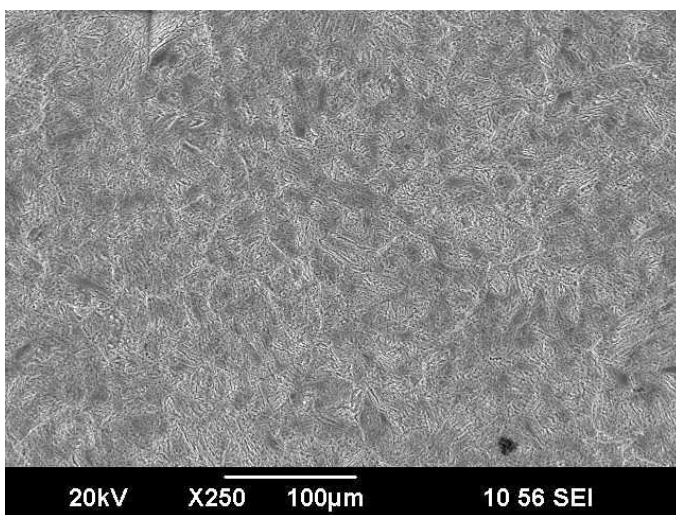


Рис. 3. Микроструктура сплава № 1 после второй ступени термообработки

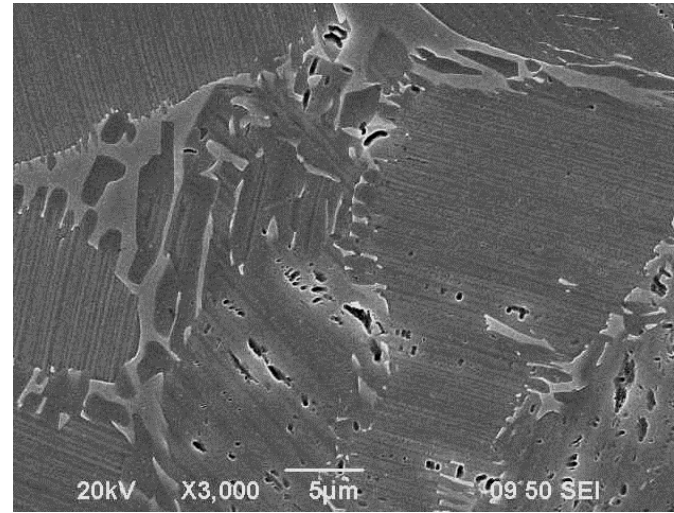
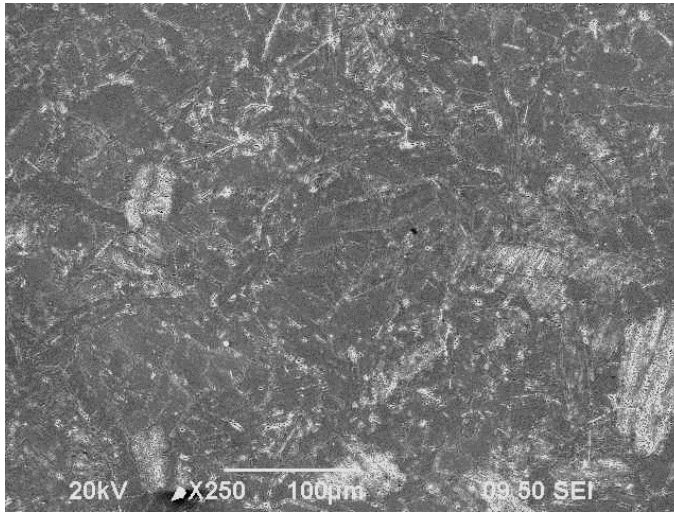


Рис. 4. Микроструктура сплава № 2 после литья

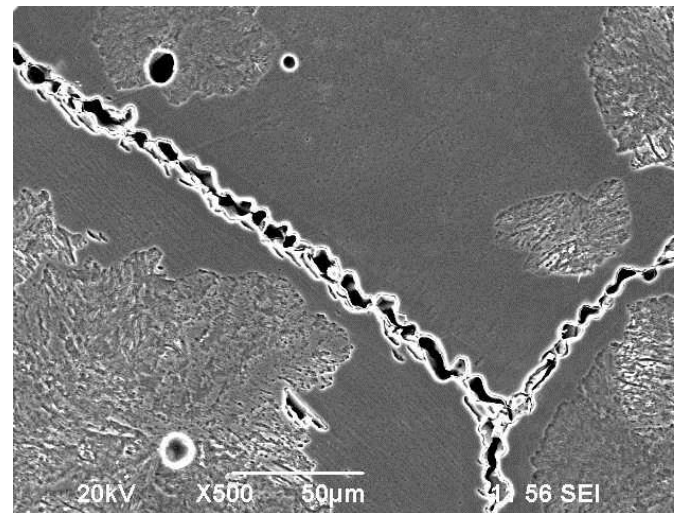
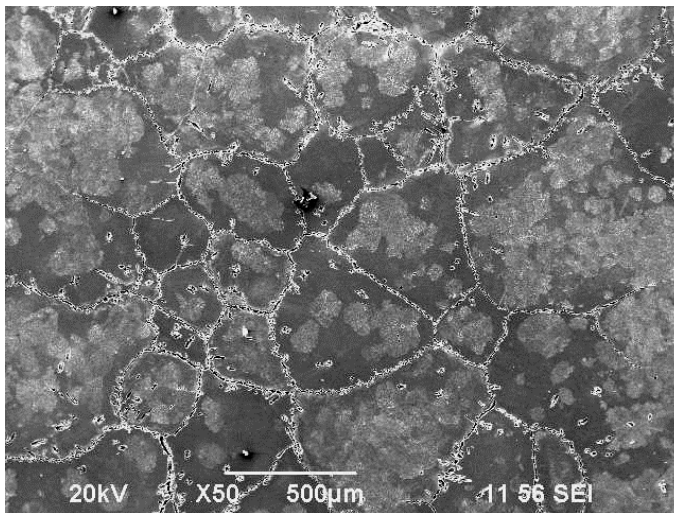


Рис. 5. Микроструктура сплава № 2 после второй ступени термообработки

На рис. 2 представлена микроструктура сплава № 1 в исходном (литом) состоянии. Рассматриваемый сплав относится к двухфазным ($\gamma+\alpha_2$)-сплавам. Почти полностью пластинчатая структура исходного образца состоит из колоний пластин γ/α_2 -фаз среднего размера 130 мкм. Двухступенчатая термообработка привела к мелкозернистой структуре, состоящей из равноосных γ -зерен размером 40–60 мкм (см. рис. 3).

Термическая обработка сплава № 2 привела к увеличению прочности при высоких температурах, что обусловлено значительным ростом зерен (см. рис. 5).

Выводы по работе. Исследованием микроструктуры сплавов литого алюминид титана установлено, что сплав в литом состоянии характеризуется однородной пластинчатой микроструктурой со средним размером зерен 130 мкм.

Применение ступенчатой термической обработки для сплава № 1 позволяет уменьшить размер колоний до 40–60 мкм, это приводит к появлению пластичности как при повышенных, так и при комнатной температуре с сохранением прочностных характеристик, что и являлось основной задачей работы.

Для сплава № 2 выбранные режимы термической обработки позволяют значительно увеличить жаропрочность, но основная задача (появление пластичности) не достигается. Вероятнее всего это связано с тем, что для данного химического состава α -зона (см. рис. 1) начинается при более низких температурах, в связи с чем в процессе отжига наблюдается значительный рост зерна.

Библиографический список

1. Колтыгин, А.В. Использование компьютерного моделирования при разработке литниковых систем для изготовления отливок типа «лопатка» из сплавов на основе титана / А.В. Колтыгин, В.Д. Белов, П.В. Петровский, С.П. Павличич, П.В. Аликин // Литейщик России. 2011. № 12. С. 22-24.
2. Оленева, Т.И. Микроструктура и механические свойства интерметаллидного γ -TiAl-сплава / Т.И. Оленева, В.М. Имаев, Р.М. Имаев // Литейное производство. 2011. № 12. С. 31-34.
3. Appel, F. Gamma Titanium Aluminide Alloys: Alloy Design and Properties / F. Appel // Institute for Materials Research GKSS Research Centre Geesthacht D-21502 Geesthacht, Germany, 2005. 28 p.

К РАСЧЕТУ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИВодОВ

Разработаны уточненная и инженерная методики расчета нагруженных отрывающей силой и опрокидывающим моментом резьбовых соединений, у которых контактные поверхности стягиваемых винтами фланцев имеют параметр шероховатости не менее $Ra = 1,25$ мкм и число циклов нагружения превышает 10^6 .

Ключевые слова: резьбовое соединение, винты, шероховатость, сопротивление усталости.

Refined and engineering methods of calculation of threaded connections under an opening force and a tipping torque are developed. These methods deal with contact surface roughness no less than $Ra = 1,25$ μm and the number of loading cycles no less than 10^6 .

Key words: threaded joint, screw, roughness, fatigue strength.

Резьбовым соединением приводов называем нагруженное отрывающей силой и опрокидывающим моментом групповое резьбовое соединение, у которого контактные поверхности стягиваемых винтами фланцев имеют параметр шероховатости не менее $Ra = 1,25$ мкм (в большинстве случаев $Ra = 3,6$ мкм) и число циклов нагружения превышает 10^6 .

В работе И.А. Биргера и Г.Б. Иосилевича [1] для снижения внешней нагрузки, приходящейся на винты, рекомендуется винты затягивать до напряжений, возникающих в них: $(0,6 \div 0,8)\sigma_T$, где σ_T – предел текучести материала винта. Но использование для расчета нагрузок на винты формул, приведенных в их работе, и диаграмма сил (рис. 1), построенная на основе применения этих формул, не согласуются с такой рекомендацией.

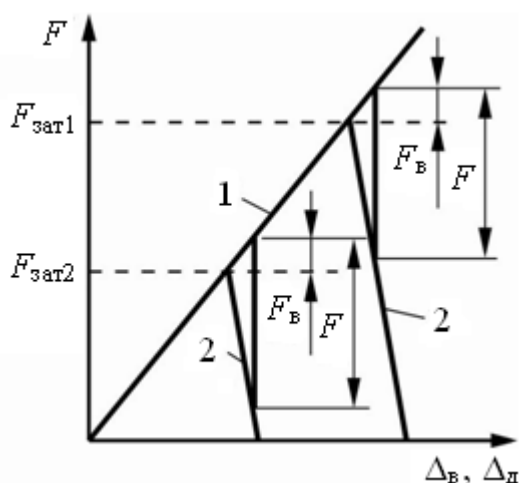


Рис. 1. Диаграмма сил в резьбовом соединении [1] при его нагружении отрывающей силой: 1 – $\Delta_{\text{в}} = f(F)$; 2 – $\Delta_{\text{д}} = f(F)$

На рис. 1 обозначены F – внешняя сила, нагружающая резьбовое соединение; $F_{\text{зат1}}$, $F_{\text{зат2}}$ – силы затяжки винта; $F_{\text{в}}$ – внешняя сила, нагружающая винты; $\Delta_{\text{в}}$ – удлинение винта; $\Delta_{\text{д}}$ – укорочение стягиваемых деталей. Кроме того, согласно этим формулам и диаграмме сил, внешние нагрузки, приходящиеся на винты, должны быть пропорциональными внешней нагрузке на резьбовое соединение, но пропорциональность не подтверждается результатами испытаний. Из сказанного следует актуальность разработки методики расчета резьбовых соединений приводов, способной устранить отмеченное несоответствие.

В работе [2] на основе проведенных авторами исследований установлено: при параметре шероховатости стягиваемых поверхностей $Ra \geq 1,25$ мкм нагрузку передает вся стягиваемая винтами контактная поверхность; винты приводов следует рассчитывать на усталостную прочность; сближение в контактном слое характеризуется нелинейной зависимостью от нагрузки вида

$$\delta = Ra c_0^* \varepsilon \sqrt{\frac{p}{E^*}}, \quad (1)$$

где $Ra = (Ra_1^2 + Ra_2^2)^{0,5}$ – приведенное среднее арифметическое отклонение профиля микронеровностей (параметра шероховатости) контактирующих поверхностей; c_0 – безразмерный параметр, зависящий от вида обработки поверхностей и направления следов обработки, который в случае параллельности следов обработки для контактирующих поверхностей, полученных торцевым точением или строганием, равен 84, а во всех остальных случаях, т.е. для контактирующих поверхностей, полученных шлифованием или фрезерованием (независимо от направления следов обработки) и полученных торцевым точением или строганием в случае непараллельности следов обработки, составляет 263; $\varepsilon = f(\Delta - W_{\max})$ – масштабный фактор, зависящий от допуска Δ плоскостности, определяемого степенью точности по ГОСТ 24643–81 и наибольшим размером L контактной поверхности, а также наибольшей высотой W_{\max} волны (рис. 2); E^* – приведенный модуль упругости контактного слоя, определяемый из соотношения $\frac{1}{E^*} = \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}$; E_1 и E_2 – модули упругости материалов контактирующих деталей; μ_1 и μ_2 – их коэффициенты Пуассона.

Масштабный фактор $\varepsilon = \delta/\delta_0$ характеризует отношение сближений контактных поверхностей – рассматриваемой, имеющей размер L , и поверхности, имеющей эталонный размер $L_0 = 50$ мм:

$$\varepsilon = \begin{cases} L/L_0, & \text{если } L \leq L_0; \\ \sqrt[3]{3a}, & \text{если } L > L_0, a \geq 1,7; \\ a/2 + \sqrt{1 - a^2/12}, & \text{если } L > L_0, a < 1,7, \end{cases} \quad (2)$$

где $a = (\Delta - W_{\max})/\delta_0$ – коэффициент.

После замены

$$c = \frac{Ra c_0^*}{\sqrt{E^*}}, \quad (3)$$

где c – коэффициент параметров контактного слоя, формула (1) принимает вид

$$\delta = c \varepsilon p^{0,5}. \quad (4)$$

Если детали прижаты друг к другу силой затяжки винтов, при которой в контакте возникает номинальное давление $p_{\text{зат}}$, а затем к их соединению приложен опрокидывающий момент M , то под его действием в контактном слое возникает угол перекоса Θ , вызванный контактной деформацией, его можно оценить по формуле

$$\Theta \approx k\varepsilon M/I, \quad (5)$$

где k – коэффициент контактной податливости, $\text{мм}^3/\text{Н}$:

$$k = 0,5Ra c_0^*/(E^* p_{\text{зат}})^{0,5}; \quad (6)$$

где I – момент инерции стыка относительно его нейтральной оси.

Эти результаты исследований позволили уточнить диаграмму сил (см. рис. 1) при нагружении резьбового соединения отрывающей силой: в укорочении деталей Δ_d необходимо учитывать (рис. 3) сближение δ , вызванное контактными деформациями и рассчитываемое по формуле (1).

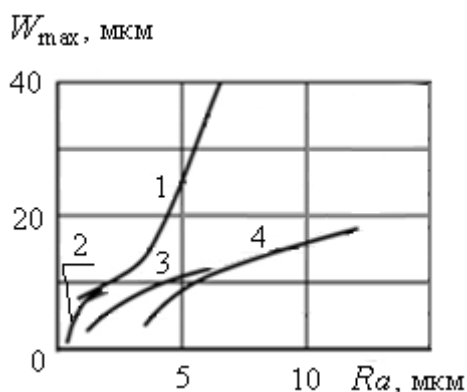


Рис. 2. Высота волны шероховатой поверхности:
1 – при фрезеровании; 2 – строгании;
3 – точении; 4 – шлифовании

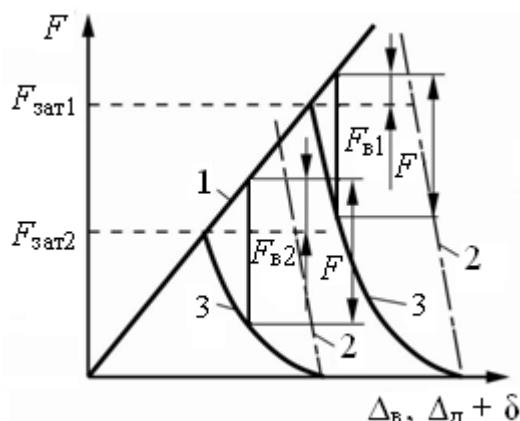


Рис. 3. Уточненная диаграмма сил в резьбовом соединении [2] при его нагружении отрывающей силой: 1 – $\Delta_B = f(F)$;
2 – $\Delta_d = f(F)$; 3 – $\Delta_d + \delta = f(F)$

В этом случае расчетную схему, предназначенную для расчета резьбового соединения с кольцевой формой стыка, стянутого n винтами (сила затяжки каждого винта $F_{\text{зат}}$), нагруженного отрывающей силой F и опрокидывающим моментом M (рис. 4), можно описать [2] системой (7), состоящей из $(n + 3)$ нелинейных уравнений, в которые входят условие равновесия сил; условие равновесия моментов; уравнение деформаций стыка; уравнения деформаций винтов (система уравнений для группового резьбового соединения с прямоугольной формой стыка [2] аналогична):

$$nF_{\text{зат}} - F + \sum_1^n F_{\text{В}i} = \int_0^\pi \frac{D_1^2}{2} \left[\sqrt{\left(\frac{\varepsilon c}{2A\lambda_d}\right)^2 + \frac{(t - 0,5D_1 \cos \beta)\Theta}{A\lambda_d}} - \frac{\varepsilon c}{2A\lambda_d} \right]^2 \sin^2 \beta d\beta -$$

$$- \int_0^\pi \frac{D_2^2}{2} \left[\sqrt{\left(\frac{\varepsilon c}{2A\lambda_d}\right)^2 + \frac{(t - 0,5D_2 \cos \beta)\Theta}{A\lambda_d}} - \frac{\varepsilon c}{2A\lambda_d} \right]^2 \sin^2 \beta d\beta;$$
(7)

$$M - \sum_1^n x_i F_{\text{В}i} = - \int_0^\pi \frac{D_1^3}{4} \left[\sqrt{\left(\frac{\varepsilon c}{2A\lambda_d}\right)^2 + \frac{(t - 0,5D_1 \cos \beta)\Theta}{A\lambda_d}} - \frac{\varepsilon c}{2A\lambda_d} \right]^2 \sin^2 \beta \cos \beta d\beta +$$

$$+ \int_0^\pi \frac{D_2^3}{4} \left[\sqrt{\left(\frac{\varepsilon c}{2A\lambda_d}\right)^2 + \frac{(t - 0,5D_2 \cos \beta)\Theta}{A\lambda_d}} - \frac{\varepsilon c}{2A\lambda_d} \right]^2 \sin^2 \beta \cos \beta d\beta;$$

$$(t - x)\Theta = \varepsilon c p_x^{0,5} + \lambda_d A p_x;$$

$$F_{\text{В}i} = \frac{(t - x_i)\Theta - \delta_{\text{зат}}}{\lambda_{\text{в}}}; i = 1, \dots, n,$$

где p_x – давление в стыке на расстоянии x от его нейтральной оси; A – площадь стыка; $\delta_{\text{зат}} = \varepsilon c p_{\text{зат}}^{0,5} + \lambda_d A p_{\text{зат}}$ – сближение деталей под действием сил затяжки винтов; $\lambda_{\text{в}}$ – податливость винта; $\lambda_d = (h_1/E_1 + h_2/E_2)/A$ – податливость деталей; h_1, h_2 – толщины стягиваемых фланцев.

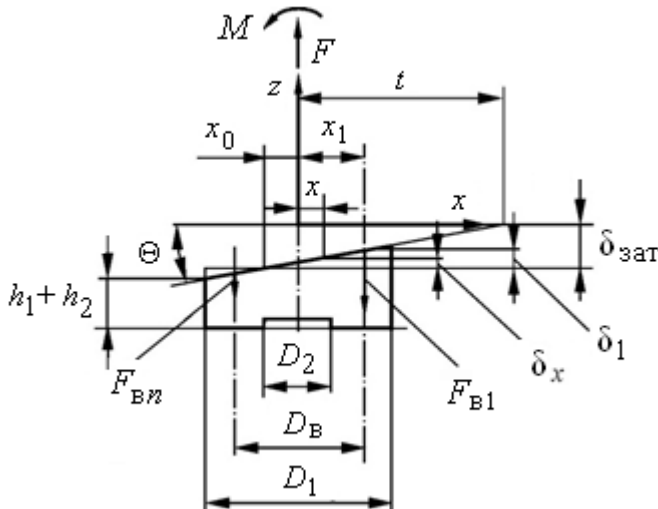


Рис. 4. К расчетной модели группового резьбового соединения с кольцевой формой стыка

Расчетная модель позволяет определить силы $F_{\text{В}i}$ в винтах, создаваемые внешними нагрузками, угол Θ перекоса соединения и расстояния t от оси симметрии стыка до центра перекоса при совместном действии сил затяжки винтов и внешних нагрузок F и M . Решив систему уравнений (7), можно вычислить смещение x_0 оси перекоса стыка относительно его нейтральной оси:

$$x_0 = t - \delta_{\text{зат}}/\Theta. \quad (8)$$

Разработанная расчетная модель резьбового соединения, подтвержденная результатами испытаний на двух экспериментальных установках [3, 4], позволила предложить [2] уточненную и инженерную методики расчета резьбового соединения приводов.

Сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными показало [2], что с доверительной вероятностью 0,9 погрешность расчета:

уточненного 25 %; инженерного 30 %; выполненного по традиционной методике [1] более 60 %. Отмечено, что с увеличением напряжений затяжки в винтах до $(0,6 \div 0,7)\sigma_T$ погрешность инженерного расчета уменьшается и приближается к погрешности уточненного расчета.

Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства образования и науки по проекту 1403.

Библиографический список

1. Биргер, И.А. Резьбовые соединения / И.А. Биргер, Г.Б. Иосилевич. М.: Машиностроение, 1973. 256 с.
2. Иванов, А.С. Расчет и проектирование резьбовых соединений приводов / А.С. Иванов, С.В. Муркин. М.: Инновационное машиностроение, 2015. 109 с.
3. Муркин, С.В. Теоретико-экспериментальное исследование группового резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом / С.В. Муркин, А.С. Иванов, М.М. Ермолаев // Вестник машиностроения. 2014. № 5. С. 20-28.
4. Муркин, С.В. Экспериментально-теоретическое исследование положения оси перекоса резьбового соединения, нагруженного опрокидывающим моментом / С.В. Муркин, А.С. Иванов, М.М. Ермолаев [и др.] // Вестник машиностроения. 2015. № 10. С. 31-34.

УДК 621.891

А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, А.И. Горлов
Тверской государственный технический университет

КОМПЛЕКТ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ НАНОДИСПЕРСНЫХ МАГНИТНЫХ СМАЗОЧНЫХ СРЕД. Часть 4

Продолжено описание конструкций оборудования и методик исследования триботехнических свойств нанодисперсных магнитных сред. Приведена конструкция установки для испытания узлов трения с магнитными маслами при высоких нагрузках. Показан узел трения с деталями из магнитных конструкционных материалов для исследования полужидкостного и гидродинамического трения в магнитожидкостных подшипниках скольжения.

Ключевые слова: нанодисперсные магнитные среды, магнитожидкостные подшипники скольжения, трение, износ.

The present work extends the description of the equipment design and methods of the research of tribotechnical properties of nanodisperse magnetic media. It is submitted the construction of the plant for test of friction units with magnetic oils at heavy loads. The friction unit with parts made of magnetic structural materials for research of the mixed and hydrodynamic friction in the magneto-liquid sliding bearings has been presented.

Key words: nanodisperse magnetic media, magneto-liquid sliding bearings, friction, wear.

Наиболее продуктивно проблема повышения долговечности и энергоэффективности технологически сложного оборудования может быть решена комплексно, путем разработки новых конструкций трибоузлов и применения в них новых материалов, как конструкционных, так и смазочных [1–3]. Новые возможности в этом направлении открывает применение материалов с заданными магнитными свойствами в качестве деталей фрикционных узлов и новых смазочных материалов – нанодисперсных магнитных сред и магнитных масел. В связи с этим задача по изучению новых видов смазочных материалов – магнитных масел – и их применению в реальных триботехнических устройствах с целью обеспечения требуемого ресурса и эксплуатационных параметров всей конструкции в целом имеет большое практическое значение.

В работах [4–6] описаны конструкции оборудования и методики исследования основных физико-химических и триботехнических свойств нанодисперсных магнитных сред: реологических, коррозионных свойств, коллоидной стабильности, вязкости, для определения кривых намагничивания и перемагничивания магнитных сред. Приведены конструкции оборудования для изучения внешнего трения магнитной жидкости в узлах трения, моделирующих реальные подшипники и уплотнения при их эксплуатации в области низких и средних давлений.

В данной работе предложена машина трения для испытания узлов трения с магнитными маслами при высоких нагрузках. Учитывая, что наиболее перспективной областью применения наноструктурных магнитных масел является использование их для смазки подшипников скольжения [3], была предложена конструкция узла трения, моделирующая его работу. В его конструкцию включены магнитные конструкционные материалы, позволяющие осуществлять бесконтактное нагружение узла трения. Также в процессе испытаний можно отслеживать переход с полужидкостного к гидродинамическому режиму смазки.

Установка МТШ-М для исследования триботехнических характеристик наноструктурных магнитных масел при высоких контактных давлениях. Узел трения трехшариковой установки показан на рис. 1. Фрикционное взаимодействие происходит между шаровыми контробразцами 1 и плоской торцевой поверхностью цилиндрического образца 2. Траекториями шаров являются окружности с примерно близкими радиусами, в среднем около 14 мм. Шариковые образцы закреплены в пазах переменного сечения 3, выполненных в оправке 4. Высота шаровых сегментов регулируется винтом 5. Цилиндрический образец зафиксирован в корпусе 6, который установлен во внешнем кольце шарового подшипника 7. Внутреннее кольцо подшипника зафиксировано на станине вертикального сверлильного станка. Подшипник 7 является самоустанавливающимся, что обеспечивает контакт всех шаровых контробразцов с плоской поверхностью образца.

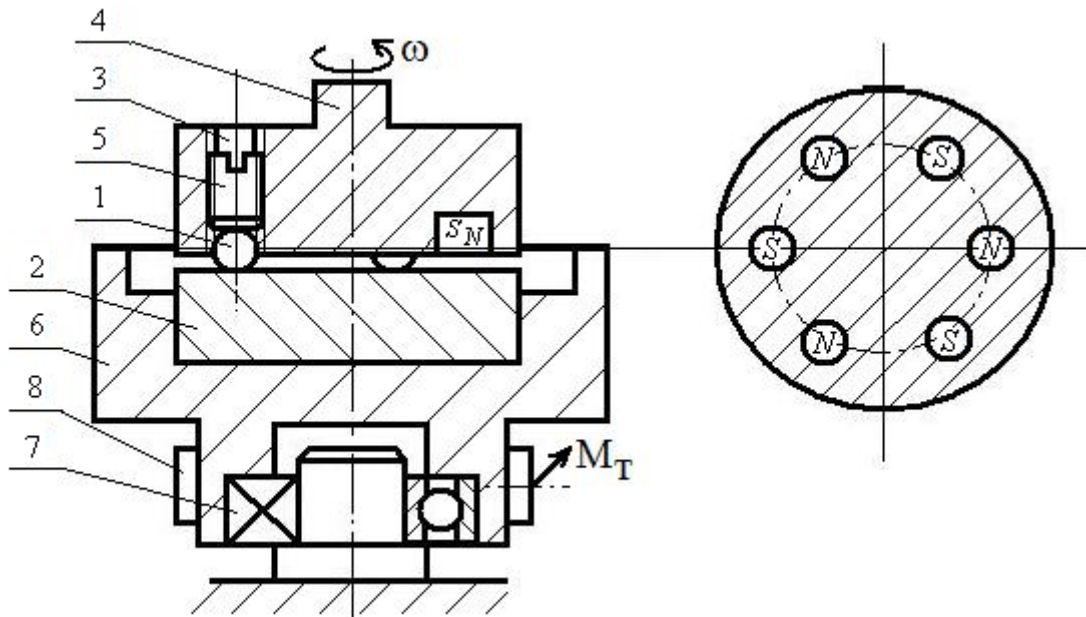


Рис. 1. Узел трения трехшариковой машины трения МТШ-М

Ось вращения образца несколько смещена относительно оси вращения контрообразцов. При проведении серии опытов, для получения последовательно новых дорожек трения необходимо развернуть корпус на произвольный, не совпадающий с 2π , угол. Во избежание вращения корпуса 6 и одновременного измерения момента сил трения, на корпус одевается кольцо 8, связанное торсионом с тензобалкой.

Для удержания магнитного масла на дорожке трения в оправку между шарами вставлены цилиндрические магниты марки КС-37, обращенные полярной поверхностью к плоскости образца. Магнитное масло собиралось и удерживалось неоднородным полем около полюса магнита. При вращении шаров масло увлекалось магнитом и намазывалось на дорожку трения. Усилие прижатия шаров, создаваемое притяжением магнитов к образцу, незначительно изменяется при износе шаров; и поэтому при задании общей нагрузки на шар учитывалось начальное значение сил притяжения.

Оправка с контрообразцами закрепляется в патроне станка. Блок управления двигателя предусматривает возможность варьирования частоты вращения трибоузла в диапазоне 100–300 об/мин. Суммарная нагрузка на контрообразцы изменяется от 20 до 10^3 Н, создается весовым методом и передается через пиноль станка. В процессе испытаний момент трения непрерывно фиксируется самописцем НЗ39.

Исследования проводились на шарах диаметром 8 мм, выполненных из стали ШХ-15. Образцы изготавливались из материалов 20Х, 40Х, 30ХГСА, ШХ-15 и др. Поверхность трения образцов полировалась до получения параметра шероховатости $Ra = 0,25–0,35$ мкм. Объем масла для испытаний не лимитировался.

Антифрикционные свойства испытуемых масел оцениваются по диаметру пятна износа на поверхности шаров. Методика испытаний предусматривает измерение диаметра на бинокулярном микроскопе с точностью до 10 мкм. Среднее значение определяется по результатам двух опытов (6 значений диаметра). Установлено, что в некоторых опытах преобладающим являлся износ плоской поверхности и тогда целесообразно регистрировать размеры сечения дорожки трения с помощью профилографа.

Узел трения МП2-Р для исследования полужидкостного и гидродинамического трения в магнитожидкостных подшипниках скольжения. Конструктивно прибор (рис. 2) состоит из двух частей: непосредственно узла трения и узла магнитного нагружения. Фрикционный узел состоит из радиального магнитного подшипника с валом и датчиков измерения толщины смазочной пленки и момента трения. Для испытаний был выбран подшипник с аксиальной магнитной системой, включающий втулку 1, полюсные наконечники 2 и магнит 3. Подшипник установлен в немагнитном корпусе 4, на который надет цилиндр из низкоэрцитивного материала 5. На корпусе 4 установлены два датчика: индукционный, регистрирующий радиальные перемещения подшипника, экранированный от воздействия внешних магнитных полей, и тензометрический, предназначенный для измерения момента трения в магнитожидкостном подшипнике.

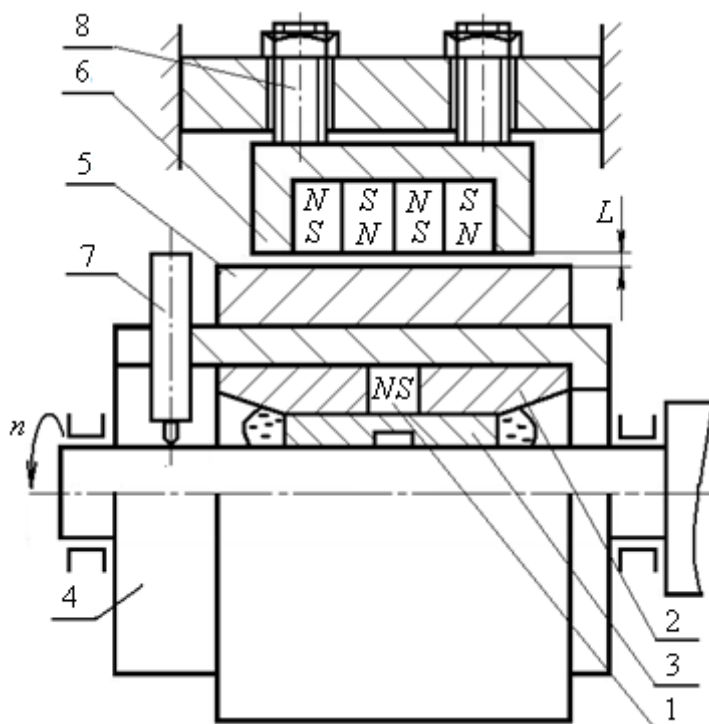


Рис. 2. Узел трения с магнитной нагрузкой

Вал, на котором установлен подшипник, приводится во вращение от электродвигателя с регулируемым числом оборотов. Втулка подшипника

имеет номинальный внутренний диаметр $d = 1$ см. Для увеличения статистической базы и повышения достоверности результатов эксперимента одновременно испытываются два подшипника. Это достигается за счет того, что втулка разделена по длине на две части длиной по 1 см с помощью радиальной канавки шириной 0,8 см. Толщина магнита составляет так же 0,8 см. Материал втулки – латунь Л63, материал вала – сталь У8А. Для проведения экспериментов изготовлены два подшипника с радиальными зазорами между валом и втулкой 21 мкм и 11 мкм, шероховатостью Ra внутренних поверхностей втулки и вала 4,9 мкм и 1,6 мкм соответственно.

При проведении испытаний подшипник смазывался магнитным маслом, которое удерживалось в прямоугольных в сечении канавках глубиной 1,5 мм и шириной 1 мм. Канавки выполнены аксиально во втулках и расположены в ненагруженной части подшипников под углом 180° к направлению приложения нагрузки. Величина индукции магнитного поля в канавках и в зоне трения задавалась приблизительно одинаковой и составляла 0,09 Тл. Объем магнитного масла, необходимый для заправки в подшипник, определен как 1 см^3 . Конструкция прибора позволяет использовать магнитные масла с различными значениями вязкости и намагниченности.

Узел магнитной нагрузки подшипника представляет собой блок постоянных магнитов 6, охватывающих сегмент узла трения в 120° и осуществляющий бесконтактное нагружение. Постоянные магниты имеют форму сегментов и радиальную намагниченность. Усилие, нагружающее подшипники, создается магнитами, притягивающимися к цилиндру 5. Магнитная нагружающая сила определяется величиной зазора L . Для ее варьирования весь блок магнитного нагружения перемещается вращением гаек 8. Постоянство величины зазора в разных местах контролируется металлическими щупами. Величина магнитной нагрузки при уменьшении зазора менялась в диапазоне от 0 до 500 Н. Применение в конструкции прибора блока бесконтактной магнитной нагрузки позволило измерять силу трения в подшипнике и величину динамического зазора между валом и втулкой с высокой точностью.

На подготовительном этапе испытаний при определении минимальной толщины смазочного слоя необходимо расчетным способом определить угол расположения подшипника с индуктивным датчиком относительно линии действия нагрузки. Затем развернуть подшипник и уточнить выбранный угол опытным путем.

Толщина слоя магнитного смазочного масла определяется датчиком 7, при этом точкой начала отсчета является показание датчика при таком его расположении, когда его ось совпадает с осью приложения нагрузки, а вал не вращается. Во избежание систематической погрешности определения толщины смазочного слоя, за счет изнашивания наконечника датчика, контактирующего с валом, процесс измерений занимает минимально возможное время.

При выходе на режим испытаний осуществляется переход с полужидкостного к гидродинамическому режиму смазки. Граница перехода фиксируется электрическим методом, создавая напряжение 50 мВ между валом и втулкой и измеряя силу тока. При этом считается, что переход к гидродинамической смазке осуществляется при резком возрастании силы тока вследствие увеличения сопротивления зоны трения при нарушении металлического контакта между поверхностями.

Конструкция данного прибора на данном этапе не предусматривает исследование влияние температурных факторов на изменение фрикционных характеристик магнитных материалов, поэтому для исключения термодеструкционных явлений вследствие влияния разогрева масла рекомендуется следующее. Испытания необходимо проводить при постоянной температуре, соответствующей окружающей среде. Все измерения – определение силы трения и оценка толщины слоя магнитного смазочного масла – выполнять за минимально короткий промежуток времени.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 14-08-97500).

Библиографический список

1. Болотов, А.Н. Магнитное масло для узлов трения, работающих при граничной смазке / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 9. С. 38-41.
2. Болотов, А.Н. Влияние присадок на триботехнические характеристики наноструктурных смазочных магнитных масел / А.Н. Болотов, О.О. Новикова, В.В. Новиков // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 9. С. 43-47.
3. Болотов, А.Н. Расчет и оптимизация постоянных магнитов для специальных подшипниковых опор: монография / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова. Тверь: ТвГТУ, 2013. 123 с.
4. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных сред. Часть 1 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, М.В. Мардян // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2013. №. 6. С. 68-74.
5. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных сред. Часть 2 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, Д.И. Горлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. №. 7. С. 85-89.
6. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред. Часть 3 / А.Н. Болотов, О.О. Новикова, В.В. Новиков // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. 2015. № 8. С. 66-70.

УДК 621.891

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

РАСЧЕТ РЕСУРСА ВАКУУМНЫХ МАГНИТОЖИДКОСТНЫХ ТРИБОУЗЛОВ ПО ИСПАРЯЕМОСТИ ЖИДКОЙ РАБОЧЕЙ СРЕДЫ

Для оценки ресурса работы трибоузла с магнитной жидкостью в вакууме необходимо знать временную зависимость нарастания концентрации дисперсной фазы из-за испарения жидкости-носителя. На основании молекулярно-кинетической теории вещества определена интенсивность испарения и давления насыщенного пара чистой жидкости, находящейся в вакууме, в зависимости от температуры. Решение распространено на определение интенсивности испарения коллоидных систем, таких как магнитная жидкость или магнитное смазочное масло. Получено уравнение, описывающее временную зависимость возрастания концентрации дисперсной фазы из-за испарения жидкости-носителя, которое позволяет оценить ресурс магнитожидкостных трибоузлов.

Ключевые слова: ресурс трибоузлов, магнитная жидкость, интенсивность испарения, магнитожидкостный подшипник.

A time dependence of the disperse phase concentration growth because of a carrier liquid evaporation has to be known for the evaluation of a resource of a tribounit with magnetic liquid in vacuum. According to molecular-kinetic theory of matter it was determined the evaporation intensity and the pressure of saturated vapour of pure liquid in a vacuum depending on evaporation temperature. The solution covers evaporation intensity of colloidal systems such as magnetic liquid or magnetic lubricating oil. It is obtained the equation for the time dependence of concentration growth of the disperse phase because of the carrier liquid evaporation. This equation enables to evaluate a resource of magneto-liquid tribounits.

Key words: tribounits resource, magnetic liquid, evaporation intensity, magneto-liquid sliding bearing.

Магнитные жидкости и магнитные смазочные материалы начинают все более активно использовать в качестве конструкционного материала в триботехнических узлах для повышения их качества и расширения области их рационального применения [1–5]. Магнитные жидкости незаменимы в ряде вакуумных герметизаторов благодаря высокой надежности и компактным размерам. На основе магнитных смазочных материалов созданы подшипники скольжения, которые способны работать в гидродинамическом режиме трения с незначительной скоростью изнашивания. Смазка подшипников осуществляется лимитированным объемом магнитного масла, которое удерживается в подшипнике и поступает в зону трения под действием специально организованных неоднородных термомагнитных полей. Все больший интерес конструкторы авиационной и космической техники проявляют к зубчатым передачам, смазываемым магнитным маслом.

Отличительной особенностью всех указанных трибоузлов является то, что для обеспечения их нормальной работы требуется небольшой объем магнитной жидкости (масла), как правило, не превышающий нескольких десятков кубических сантиметров. Такой объем жидкой магнитной среды

легко удерживается с помощью стационарного магнитного поля, создаваемого магнитной системой с постоянным магнитом и вполне достаточен для нормальной работы механизма в течение нескольких месяцев или даже лет.

Если магнитожидкостный узел трения не работает продолжительно при граничном режиме смазывания, а это, как правило, именно так, то его долговечность в вакууме зависит от скорости испарения дисперсионной среды. Здесь мы полагаем, что магнитная жидкость достаточно качественная и не теряет коллоидную устойчивость, а процессы деструкции в жидкости - носителе заблокированы путем введения в ее состав специальных присадок.

Для работающих в условиях вакуума магнитных жидкостей выбирают жидкость-носитель с низким давлением насыщенных паров, чтобы затормозить фазовый переход жидкость - пар и тем самым уменьшить скорость испарения. Однако из-за незначительного давления пара около поверхности магнитной жидкости в вакууме и относительно большой ее открытой поверхности потерями массы дисперсионной среды пренебречь нельзя. В процессе испарения магнитной жидкости растет концентрация дисперсной фазы и время достижения ее предельного (критического) значения определяет ресурс трибоузла. Главным образом, повышение концентрации твердой фазы приводит к недопустимому повышению вязкости дисперсной среды, из-за чего нарушается нормальный режим работы трибоузла.

Для оценки ресурса работы трибоузла в вакууме необходимо знать временную зависимость нарастания дисперсной фазы из-за испарения жидкости-носителя. Вначале рассмотрим процесс испарения чистой жидкости, находящейся в вакууме, для чего воспользуемся статистическим подходом, предложенным Френкелем Я.И. [6]. Поверхностные атомы (молекулы) вещества находятся в хаотическом тепловом движении. Из максвелловского закона распределения атомов по скоростям вытекает, что всегда существуют атомы, которые могут разорвать связь с соседними атомами и покинуть поверхность. Нормальная к поверхности скорость v_z должна быть такой, чтобы

$$v_z > v_{z \max} \geq \sqrt{\frac{2L}{m}},$$

где m – масса молекулы; L – энергия испарения одной молекулы. Заметим здесь, что именно эта скорость соответствует наиболее вероятному направлению вылета атома. Согласно закону Максвелла, относительное число частиц, скорость которых лежит в диапазоне от v_z до $v_z + dv_z$, равно

$$f(v_z)dv_z = \sqrt{\frac{m}{2\pi kT}} e^{-\frac{mv_z^2}{2kT}} dv_z,$$

где T – абсолютная температура; k – постоянная Больцмана. Число атомов, стремящихся за время dt покинуть поверхность dS и имеющих скорость между v_z и $v_z + dv_z$ равно $nf(v_z)dv_z$, где n – концентрация атомов в объеме

жидкости. Тогда плотность потока атомов $I = \frac{dN}{dt dS}$, преодолевающих потенциальный барьер около поверхности, равна

$$I = n \int_{v_z \max}^{\infty} v_z f(v_z) dv_z = n \sqrt{\frac{m}{2\pi kT}} \frac{1}{m} \int_{\frac{mv_z^2}{2}}^{\infty} e^{-\frac{mv_z^2}{2kT}} d\left(\frac{mv_z^2}{2}\right).$$

После интегрирования этого выражения получим:

$$I = n \sqrt{\frac{kT}{2\pi m}} e^{-\frac{L}{kT}}. \quad (1)$$

Отсюда можно определить интенсивность, или скорость испарения, т.е. массу вещества, испарившегося с единицы поверхности в единицу времени $W = I \cdot m$:

$$W = n \sqrt{\frac{mkT}{2\pi}} e^{-\frac{L}{kT}}.$$

После преобразований получим:

$$W = \rho \sqrt{\frac{RT}{2\pi\mu}} e^{-\frac{L_0}{RT}}, \quad (2)$$

где μ – молярная масса вещества; ρ – плотность вещества; R – универсальная газовая постоянная; L_0 – удельная теплота парообразования.

Если из опытов известна интенсивность испарения в вакууме при некоторой температуре, то по формуле (2) можно рассчитать скорость испарения при любой другой допустимой температуре и оценить теплоту парообразования.

В справочной литературе зачастую приводится не теплота испарения, а давление насыщенных паров P_s при определенной температуре, и поэтому через данную величину выразим интенсивность испарения. Рассмотрим частный случай, когда жидкость находится в термодинамическом равновесии со своим паром. Все молекулы пара, скорость которых v_z лежит в диапазоне от 0 до ∞ , могут сконденсировать на поверхности. Плотность потока атомов пара движущихся к поверхности равна:

$$I' = n' \sqrt{\frac{kT}{2\pi m}},$$

где n' – концентрация атомов пара. Из условия термодинамического равновесия получим:

$$n' = n e^{-\frac{L}{kT}}.$$

Полагая, что для пара применимо основное уравнение молекулярно-кинетической теории газа $P = n'kT$, получим:

$$P_s = nkT e^{-\frac{L}{kT}}.$$

Тогда уравнение (2) можно переписать в виде

$$W = P_s \sqrt{\frac{m}{2\pi kT}} = P_s \sqrt{\frac{\mu}{2\pi RT}}. \quad (3)$$

Заметим, что по значениям давления насыщенного пара при двух температурах T_1 и T_2 легко определить удельную теплоту испарения жидкости, воспользовавшись формулой

$$\frac{P_{s1}}{P_{s2}} = e^{\frac{L}{k} \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right)}.$$

Многочисленные эксперименты показывают, что не все молекулы пара, подлетающие к поверхности, конденсируются на ней. Коэффициент конденсации α , определяющий долю молекул, которые после удара о поверхность конденсируются, может быть в отдельных случаях много меньше единицы. Например, для пара воды $\alpha = 0,036$, но все же для большинства веществ $\alpha \approx 1$. Коэффициент конденсации зависит от различных возмущающих факторов, приводящих к изменению структуры и состава поверхности. Обычно считают, что коэффициент конденсации равен аналогичному по физическому смыслу коэффициенту испарения, тогда выражение (3) следует переписать в виде

$$W = \alpha P_s \sqrt{\frac{m}{2\pi kT}}.$$

Рассмотрим задачу определения долговечности магнитожидкостных узлов, исходя из интенсивности испарения дисперсионной фазы. По существу требуется найти уравнение, описывающее временную зависимость содержания в магнитной жидкости дисперсной фазы.

Допустим, известен объем магнитной жидкости V , заправляемой в узел трения, и объемная концентрация ω_m магнитной дисперсной фазы в жидкости. Предположим, что поверхность S магнитной жидкости приблизительно остается постоянной в процессе испарения. Ввиду больших радиусов кривизны поверхности жидкости зависимостью от нее давления насыщенных паров будем пренебрегать. Давление пара жидкости около поверхности примем равным нулю. Также будем считать, что из-за высокой скорости испарения жидкости температура поверхности не изменяется, а диффузионные процессы в жидкости позволяют поддерживать концентрацию молекул в поверхности в равновесном состоянии.

Дисперсные магнитные частицы в жидкости покрыты защитным слоем адсорбированных молекул ПАВ, которые ориентированы по нормали к поверхности. Наличие адсорбционных слоев необходимо для исключения агломерации частиц под действием магнитных сил. В зависимости от применяемого ПАВ - стабилизатора магнитной жидкости длина Δ це-

почки молекулы обычно составляет 1,7–2,5 нм. Если диаметр частиц d , то эффективный диаметр частиц $d + \Delta$. Эффективную объемную концентрацию можно определить по формуле $\omega_s = \omega_m \left(1 + \frac{2\Delta}{d}\right)^3$. В нашем случае объем твердой фазы $V_s = V\omega_s$ остается постоянным независимо от времени испытаний.

Полагая, что испарение происходит только с поверхности магнитной жидкости S_l , не занятой дисперсными частицами, элементарный объем dV_l испарившейся жидкости можно выразить так:

$$dV_l = \alpha \sqrt{\frac{kT}{2\pi m}} e^{-\frac{L}{kT}} S_l dt. \quad (4)$$

Используя известную связь между параметрами двухмерных и трехмерных структур полученную в [7]:

$$\frac{S_l}{S} = \frac{V_l}{V_l + V\omega_s},$$

можно выражение (4) переписать в виде, удобном для интегрирования:

$$\left(\frac{V_l - V\omega_s}{V_l}\right) dV_l = \alpha \sqrt{\frac{kT}{2\pi m}} e^{-\frac{L}{kT}} S_l dt.$$

Пусть объем жидкой фазы изменяется от некоторого известного значения $V_{l1} = V(1 - \omega_{ss})$ до конечного значения $V_{l2} = V(1 - \omega_{sf})$, где ω_{ss} и ω_{sf} соответственно начальное и конечное значение объемной эффективной концентрации дисперсной фазы. После интегрирования получим выражение для времени, в течение которого объемная концентрация дисперсной фазы возрастает от $\omega_s = \omega_{ss}$ до ω_{sf} :

$$t = \frac{1}{\alpha S} \left[V(\omega_{sf} - \omega_{ss}) + V\omega_{ss} \ln \frac{1 - \omega_{ss}}{1 - \omega_{sf}} \right] \sqrt{\frac{2\pi m}{kT}} e^{\frac{L}{kT}},$$

или

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

В том случае, когда поверхность S несколько изменяется в процессе испарения, в формулу (5) следует подставить среднее значение за все время испытаний. Если магнитная жидкость может находиться, например, в одном из двух температурных состояний T_1 или T_2 , следует использовать усредненное значение скорости испарения:

$$\bar{W} = W_1\tau + W_2(1 - \tau),$$

где W_1 и W_2 – скорости испарения при температурах T_1 и T_2 ; τ – доля времени нахождения жидкости при температуре T_1 .

Из приведенных выше уравнений хорошо видно, что для продления времени нормального функционирования магнитной жидкости в трибоузлах нужно стремиться понизить температуру поверхности жидкости и свести к минимуму свободную поверхность жидкости для уменьшения скорости испарения.

Снизить скорость потери массы жидкостью в вакууме можно путем создания условий для обратной конденсации части испарившихся молекул. Для этого нужно добиться, чтобы давление пара P около поверхности было как можно ближе к давлению насыщенного пара P_s , поскольку скорость испарения в данном случае пропорциональна разности давлений $(P_s - P)$. Технически реализовать такой подход несложно, поместив магнитожидкостный узел в незамкнутую полость небольшого объема. Например, в подшипниках и уплотнениях магнитная жидкость прикрывается шайбой с малым зазором между валом и корпусом устройства. Рассмотрим, как в этом случае следует вычислять скорость испарения.

Допустим, молекулы испарившейся жидкости попадают в полость, имеющую выходное отверстие, площадь которого S_0 через стенку толщиной l , причем длина свободного пробега молекул пара λ при давлении P такая, что $\lambda \gg l, \sqrt{S_0}$. Скорость испарения дисперсионной среды

$$W = \alpha \sqrt{\frac{\mu}{2\pi RT}} (P_s - P). \quad (6)$$

Определим неизвестную величину P , входящую в эту формулу. Давление в полости устанавливается постоянным за счет баланса между массовыми скоростями образования пара и вытекания пара через отверстие. Для принятых условий течение газа через отверстие происходит в режиме молекулярной эффузии. Легко показать, что скорость удаления пара

$$W' = \sqrt{\frac{\mu}{2\pi RT}} (P - P_0),$$

где P_0 – давление пара вне полости. Вполне обоснованно можно принять $P_0 = 0$. Согласно закону сохранения массы $W = W'$. Отсюда можно выразить неизвестное давление P :

$$P = \frac{P_s S_l}{S_l + S_0}.$$

Окончательно получим формулу для скорости испарения дисперсионной среды магнитной жидкости:

$$W = \alpha \sqrt{\frac{\mu}{2\pi RT}} \left(P_s - \frac{P_s S_l}{S_l + S_0} \right). \quad (7)$$

Если, например, допустить, что $S_l \gg S_0$, то тогда скорость изменения массы магнитной жидкости

$$\frac{dM}{dt} = WS_l = \alpha P_s S_0 \sqrt{\frac{\mu}{2\pi RT}}, \quad (8)$$

а время, за которое объемная концентрация дисперсной фазы возрастает от ω_{ss} до ω_{sf}

$$t = \frac{V(\omega_{sf} - \omega_{ss})}{\alpha P_s S_0} \sqrt{\frac{2\pi RT}{\mu}}. \quad (9)$$

Таким образом, получены уравнения (5), (9), которые позволяют оценить ресурс магнитожидкостных трибоузлов без восполнения или замены магнитной жидкости. Параметр ω_{sf} , входящий в формулы, зависит от принятого значения критической вязкости магнитной жидкости, но не может превышать значения $\sim 0,52$, при котором текучесть масла теряется. Такие параметры, как $V, S, S_0, T, \omega_{sf}$, зависят от конструкции трибоузла и условий его работы. Достоверные табличные значения давления насыщенных паров при различной температуре найти в литературе, как правило, затруднительно и для их определения нужно провести специальные опыты.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 14-08-97500).

Библиографический список

1. Орлов, Д.В. Магнитные жидкости в машиностроении / Д.В. Орлов, Ю.О. Михалев, Н.К. Мышкин. М.: Машиностроение, 1993. 272 с.
2. Болотов, А.Н. Триботехника магнитопассивных опор скольжения / А.Н. Болотов, В.Л. Хренов. Тверь: ТГТУ, 2008. 124 с.
3. Болотов, А.Н. Магнитожидкостные подшипники скольжения / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, В.Г. Павлов // Трение и износ. 2004. Т. 26. № 3. С. 286-289.
4. Болотов, А.Н. Трение структурированной магнитной жидкости при скольжении по твердой поверхности / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и износ. 2006. Т. 27. № 4. С. 409-416.
5. Болотов, А.Н. Магнитное масло для узлов трения, работающих при граничной смазке / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 9. С. 38-41.
6. Френкель, Я.И. Кинетическая теория жидкостей / Я.И. Френкель. М.: Издательство АН СССР, 1945. 424 с.
7. Салтыков, С.А. Стереометрическая металлография / С.А. Салтыков. М.: Металлургия, 1976. 270 с.

УДК 620.179.112;621.791

А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев
Тверской государственной технической университет

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ФРАКТОГРАФИИ ДЛЯ ОЦЕНКИ КАЧЕСТВА ИЗНОСОСТОЙКИХ НАПЛАВЛЕННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ

Рассмотрены методы фрактографических исследований особенности строения биметаллических изделий. Описывается методика проведения исследований изломов пластин из стали 30ХГСА с наплавленным слоем быстрорежущей стали Р2М8. Рассмотрено изменение характера изломов металла в зоне термического влияния после термомеханической обработки.

Ключевые слова: биметаллический материал, наплавка, фрактография, зона термического влияния.

The methods of fractographic research of features of bimetal products structure is considered. The methods of fracture research of the plates made of steel 30ХГСА with a layer of deposited high-speed steel P2M8 are described. The changing of fracture nature of the metal in the heat affected zone after thermomechanical processing is considered.

Key words: bimetallic material, welding, fractography, heat-affected zone.

Биметаллический режущий инструмент, полученный путем наплавки быстрорежущей стали на конструкционную сталь, благодаря своим высоким эксплуатационным характеристикам распространен на производстве. Надежность наплавленного биметаллического режущего инструмента обеспечивается совокупностью требований, предъявляемых к качеству материала и технологии изготовления изделий. Создав поверхностный слой биметалла с высокой износостойкостью и теплостойкостью, при наличии внутренних дефектов не удастся получить работоспособный инструмент. Контроль качества наплавки – неотъемлемая часть технологии производства наплавленного инструмента.

Сдерживающим фактором дальнейшего расширения выпуска биметаллического инструмента, повышения эффективности и ресурсосбережения технологического процесса изготовления является зона термического влияния (ЗТВ), образующаяся при наплавке быстрорежущей стали на конструкционную термически упрочненную сталь. ЗТВ существенно снижает механические свойства закаленной и низкоотпущенной конструкционной стали, делает необходимым увеличение толщины слоя наплавленной стали, что ведет к дополнительному расходу быстрорежущей стали, электрической энергии, времени наплавки и в целом снижает эффективность изготовления и повышает себестоимость инструмента [1–3]. Исследования ЗТВ проводят с помощью микро- и макрошлифов, а также с помощью измерения твердости по методу Виккерса.

Одним из наиболее доступных, но в то же время эффективных методов разрушающего контроля является изучение изломов биметаллических образцов. Исследованием свойств изломов занимается фрактография. Благодаря изучению характера изломов возможно выявить скрытые дефекты: участки несплавления, поры, включения, трещины и пр. Наибольшее распространение получили методы исследования образцов изломов после усталостного разрушения (под действием циклически изменяющейся нагрузки) или после ударного воздействия [4]. В европейских странах для контроля качества металла шва и зоны сплавления применяют испытания на излом, методика которых регламентируется стандартом *DIN EN 1320-1996*. Такие исследования не требуют применения специального оборудования. Для излома образцов толщиной около 5 мм достаточно иметь тиски, молоток и углошлифовальную машинку с отрезным диском. Разрушение образца с надрезом небольшой глубины, закрепленного в тисках, осуществляется посредством ударного воздействия. Излом проходит через расположенные в металле несплошности. Полученная поверхность излома обеспечивает выявление несовершенств строения.

Цель данной работы – оценка возможности проведения фрактографических исследований наплавленных износостойких слоев биметаллических заготовок.

В ЗТВ происходят существенные изменения структуры и свойств металла, что напрямую влияет на работоспособность составного инструмента с наплавленной режущей частью. Следовательно, ЗТВ является крайне нежелательным, но, к сожалению, неустранимым явлением при наплавке быстрорежущих сталей. Однако на протяженность участков ЗТВ, а также на их свойства, в том числе твердость, можно воздействовать различными способами [2]. Для повышения эксплуатационных характеристик наплавленного биметаллического режущего инструмента было предложено [3] заменить схему переноса электродного металла в процессе наплавки, увеличить скорость охлаждения заготовок, выполнить поверхностное пластическое деформирование (ППД) и отпуск для снятия остаточных напряжений.

Изготовили партию наплавленных образцов. На полосы конструкционной стали 30ХГСА 100x20x5мм произвели одноваликовую наплавку порошковой проволокой марки Р2М6. Предварительно полосы были подвергнуты закалке (нагрев до 860 °С, выдержка 15–20 мин, охлаждение в масле) и отпуску (нагрев до 200 °С с последующим охлаждением на свободном воздухе). Изготовленная партия состояла из четырех образцов, внешний вид которых схематично показан на рис. 1.

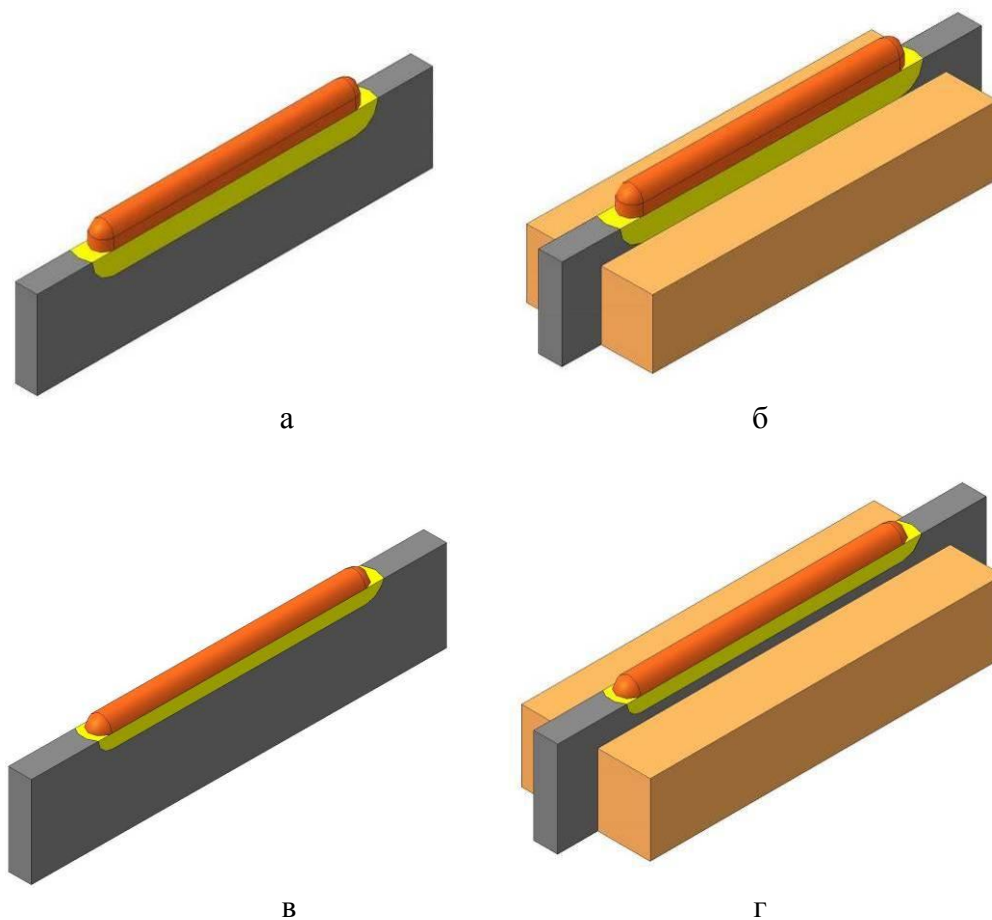


Рис. 1. Схематичное изображение образцов:

- а – наплавки с переносом электродного металла в дуге при постоянном токе;
- б – аналогичная наплавка с охлаждением в медных охладителях;
- в – наплавка с применением технологии двойного управления переносом электродного металла;
- г – аналогичная наплавка с охлаждением в медных охладителях

После наплавки в процессе охлаждения наплавленный металл каждого образца был упрочнен ППД. Образцы (см. рис. 1в и г) отличались наименьшей толщиной наплавленного слоя. После изучения цветов побежалости на всех образцах также было установлено, что наименьшая ЗТВ характерна для образцов, представленных на рис. 1в и г. Эти два образца были подвергнуты отпуску. Для повышения вторичной твердости наплавленной быстрорежущей стали рекомендуется температура отпуска около 540 °С, с выдержкой 40 мин, с последующим охлаждением на спокойном воздухе. Такие параметры обеспечивают максимальную твердость наплавленной быстрорежущей стали за счет дисперсионного твердения.

Для фрактографических исследований были изготовлены изломы. Предварительно надрезанные полосы стали 30ХГСА с наплавленным валиком были зажаты в тиски и посредством удара переломлены. Из одного наплавленного валика получали два излома, первый в зоне наплавки без ППД, второй в зоне металла, упрочненного ППД (рис. 2.)

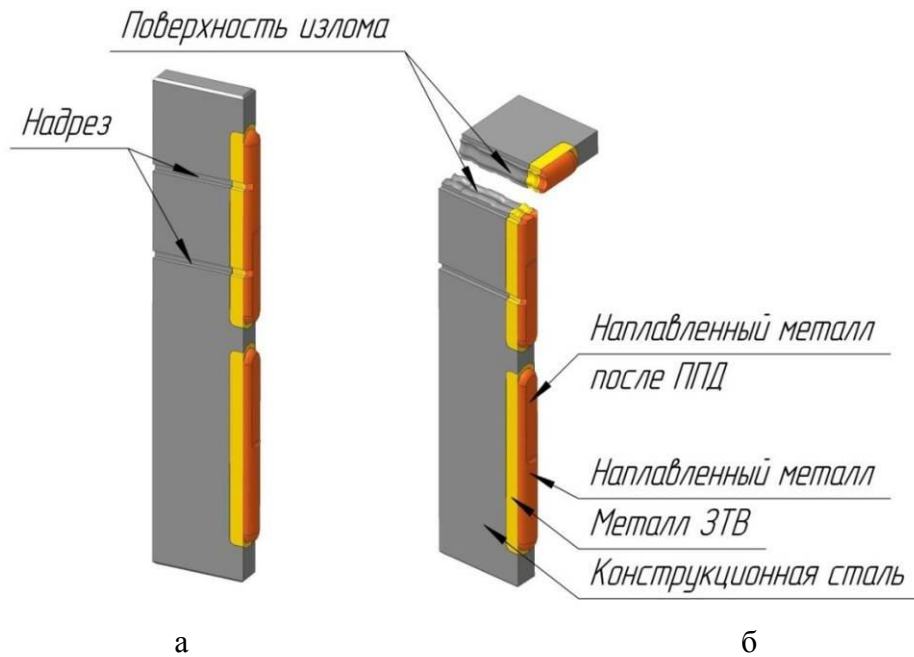


Рис. 2. Схема получения изломов: а – надрез образца; б – проведение излома полосы

В период образования наплавленного слоя и его последующей кристаллизации предварительно закаленная и отпущенная конструкционная сталь подвергается термическому воздействию. В различных ее участках протекают структурные и фазовые превращения, которые определяются такими параметрами, как скорость нагрева, максимальная температура нагрева, время пребывания при максимальной температуре, а также скорость последующего охлаждения.

Соответствие участков ЗТВ на изломе распределению микротвердости представлено на рис. 3. На изломе явно прослеживается ЗТВ. Она различима благодаря иному рельефу поверхности излома, при этом четко выявляются участки с пониженной твердостью.

Установили сокращение протяженности ЗТВ в 1,5...1,7 раза при применении источника с двойным управлением переносом электродного металла в дуге (рис. 4). Структура излома металла после отпуска более однородная, отсутствует четкая граница ЗТВ (рис. 5). Внутренних дефектов в биметаллических образцах не выявили.

По результатам проведенных исследований можно сделать следующие выводы.

1. Используя фрактографические методы исследований, можно с высокой точностью определять размеры ЗТВ, образующейся при наплавке биметаллических заготовок.

2. Возможно установить наличие завершающей термообработки (отпуска).

3. Для оценки качества сплавления необходимо выполнять излом вдоль поверхности сплавления. Излом в перпендикулярной плоскости выявляет дефекты зоны сплавления не в полной мере.

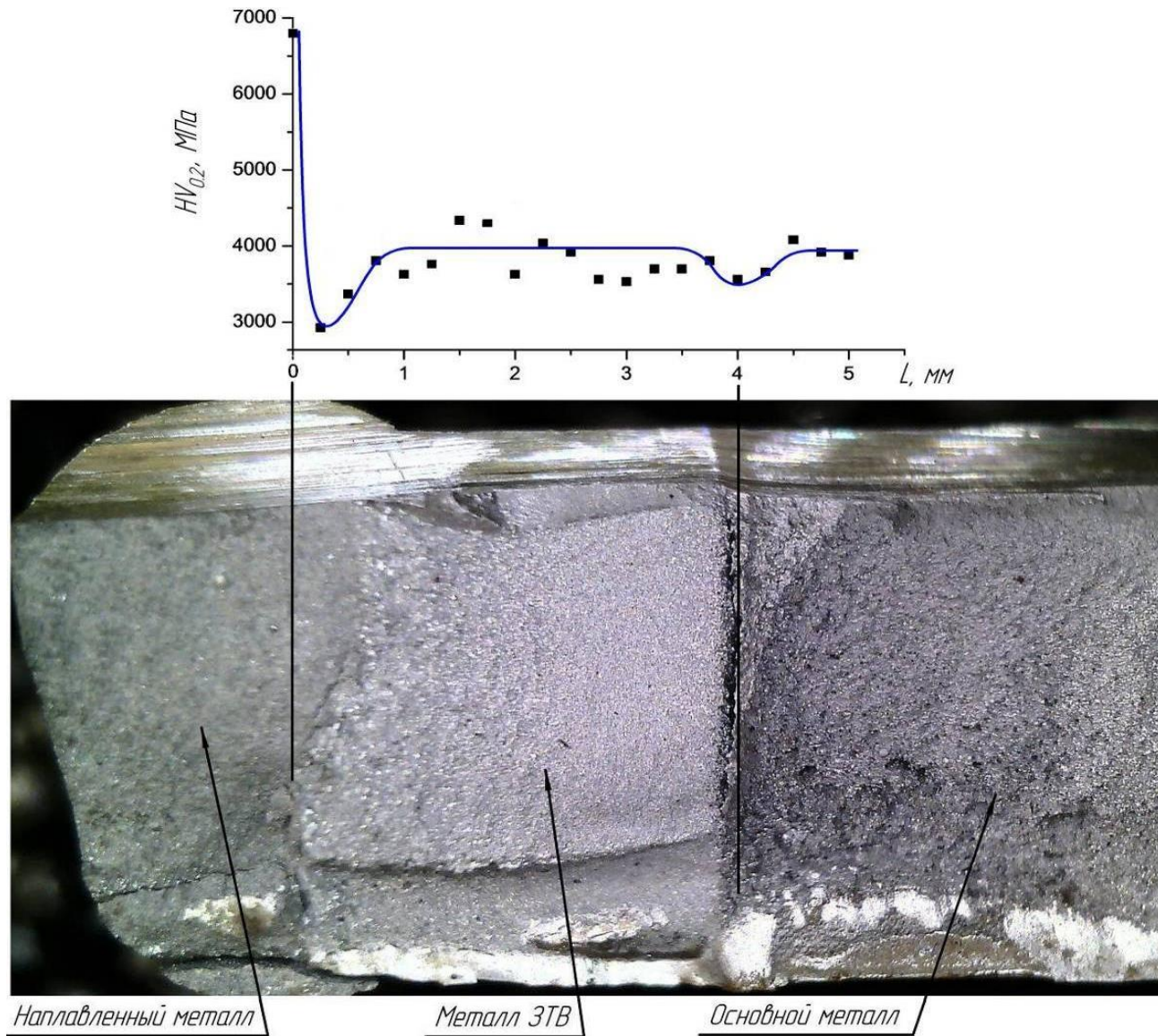


Рис. 3. Внешний вид поверхности излома с сопряженным с ним графиком микротвердости металла ЗТВ

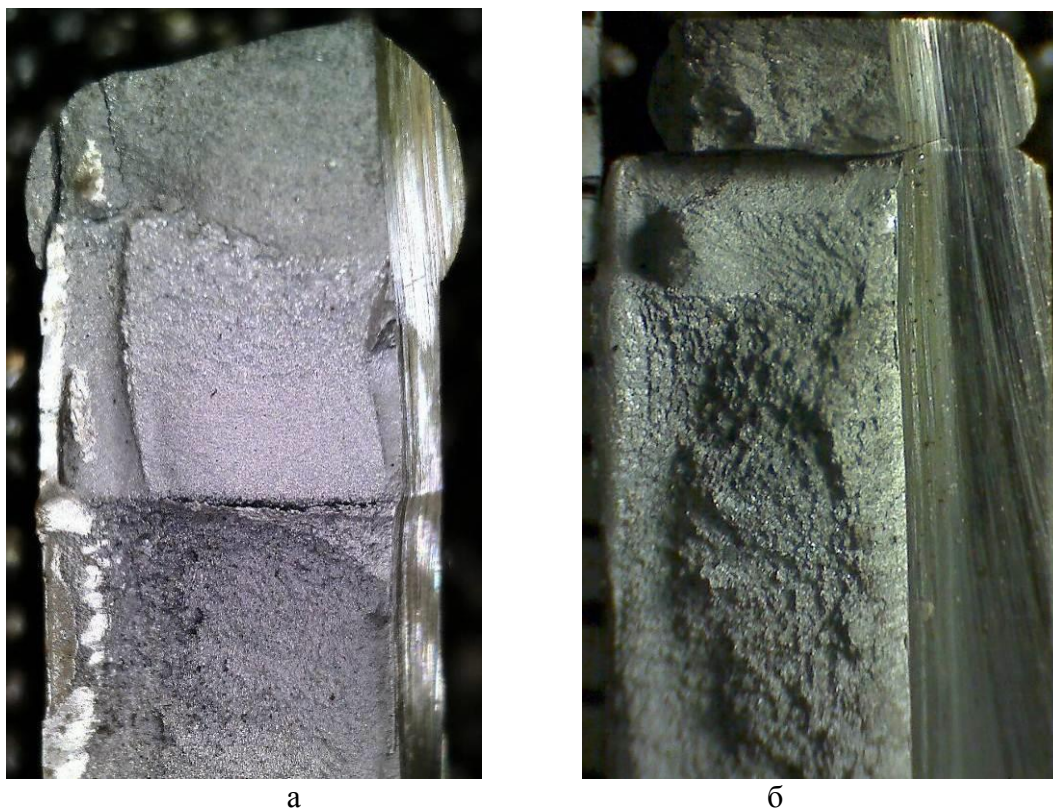


Рис. 4. Изломы образцов, наплавленных:
а – на постоянном токе; б – с двойным управлением переносом металла

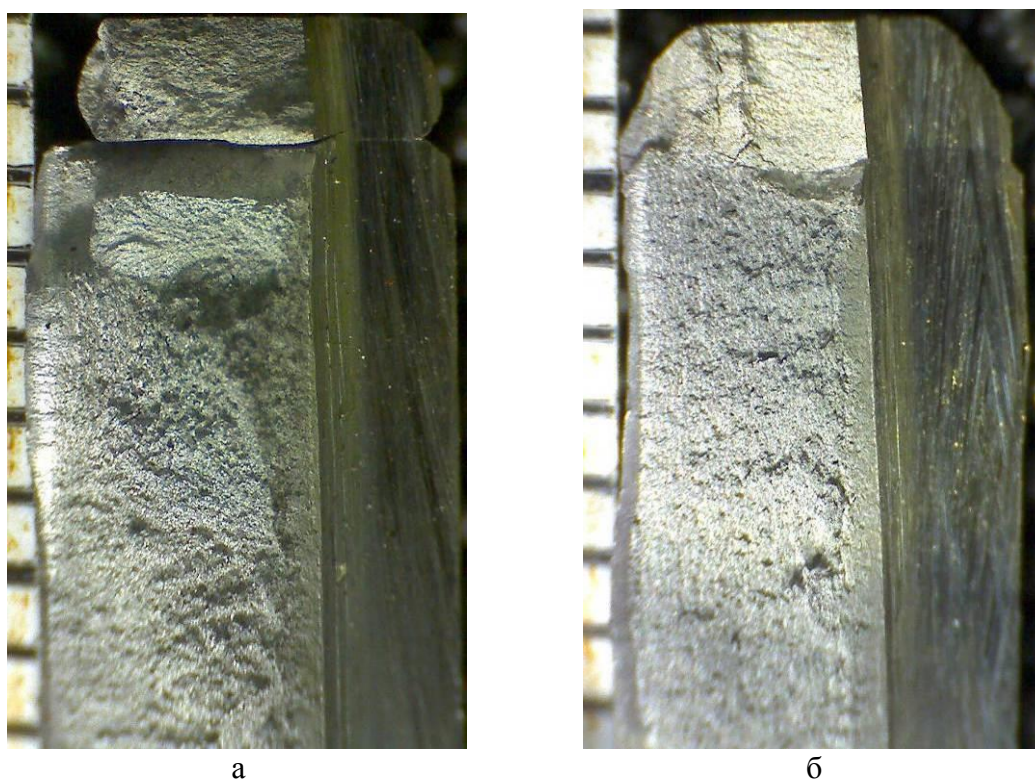


Рис. 5. Изломы образца, наплавленного с двойным управлением переносом металла:
а – до отпуска; б – после отпуска

Библиографический список

1. Барчуков, Д.А. Назначение высокотемпературного отпуска быстрорежущих сталей с минимальным содержанием остаточного аустенита / Д.А. Барчуков, А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев, А.А. Хохлов // Справочник. Инженерный журнал. 2014. № 5. С. 3-7.
2. Лаврентьев, А.Ю. Изменение структуры и свойств зоны термического влияния при изготовлении наплавленного инструмента из быстрорежущих сталей / А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев, Д.А. Барчуков // Известия Юго-Западного государственного университета. 2014. № 5 (56). С. 14-20.
3. Дожделев, А.М. Исследование процессов, протекающих в зоне термического влияния при наплавке на термообработанную конструкционную сталь 30ХГСА / А.М. Дожделев, А.Ю. Лаврентьев // Материалы XX-й Международной научно-технической конференции «Новые материалы и технологии в машиностроении – 2014». Брянск: БГИТА, 2014. Вып. 20. С. 50-55.
4. Герасимова, Л.П. Изломы конструкционных сталей: справ. изд. / Л.П. Герасимова, А.А. Ежов, М.И. Маресев. М.: Металлургия, 1987. 272 с.

УДК 621.891

А.И. Горлов, А.Н. Болотов, И.В. Горлов
Тверской государственный технический университет

СИСТЕМА МОНИТОРИНГА ТРИБОУЗЛОВ

Представлена система регистрации, хранения, анализа и отображения результатов измерений параметров реального времени трибоузлов. Система реализована с использованием современных электронных и вычислительных средств и имеет возможность как аппаратного, так и программного расширения.

Ключевые слова: трение, износ, испытания, система регистрации параметров, анализ.

The article presents the system for the registration, storage, analysis and display the results of measurements of real-time parameters of frictional units. The system is implemented with the using of modern electronic and computing devices and permits the hardware and software extension.

Key words: friction, wear, tests, parameters registration system, analysis.

Особенностью исследований характеристик узлов трения является условие достаточности параметров исследования, их точности и достоверности. Проблему точности и достоверности данных, полученных при измерении, решают как совершенствование методик измерений, так и анализ полученных данных.

Используемые в настоящее время модели для триботехнических испытаний учитывают множество факторов реального механизма, но даже этого порой недостаточно для получения полноценного результата в силу принимаемых допущений. Непосредственное исследование процессов,

происходящих в реальном действующем механизме, как правило, сильно затруднено конструктивными особенностями исследуемых узлов. Однако иногда удается изменять исследуемые узлы с учетом его конструктивных особенностей с целью получения максимального количества исследуемых параметров. Примером необходимости в определении дополнительных параметров измерений является машина трения для исследования фрикционных свойств материалов, описанная в статьях [1, 2]. В конструкции этой установки, измеряющей силу трения инденторов, установлен один датчик измерения усилия (тензобалка *LPS-30*), с которого поступает информация о силе трения. Однако по полученным данным невозможно объяснить закономерность изменения коэффициента трения, так как недостаточно одного измеряемого параметра. В связи с этим встала необходимость регистрировать показатели нормального давления на образцы, а также скорость контактного взаимодействия образцов. При наличии таких показателей возможно более точно вычислять коэффициент трения и исследовать закон его изменения.

В большинстве случаев сложно проследить за взаимодействием всех элементов исследуемого механизма, их связями с точки зрения полученных результатов. Анализ же таких связей позволит объективно оценить достоверность информации исходя из полученных данных.

В связи с этим имеется необходимость в подробном анализе измеряемых параметров, полученных с датчиков, установленных на исследуемом объекте, сохранении и отображении данных синхронно получаемых с измерительной системы. Данную задачу можно решить, используя современные вычислительные средства и прецизионную электронику.

Реализуя эти возможности, создали систему регистрации, обработки и сохранения данных с датчиков исследуемого трибоузла.

Структурно такая система включает в себя инструменты:

- исследуемый объект с датчиками, установленными на его узлах;
- преобразователь информации, получаемой с датчиков и отправляемой на ЭВМ (в данном случае – многоканальный аналогово-цифровой преобразователь);
- контроллер управления параметрами исследуемого объекта, который получает команды от ЭВМ и воздействует на параметры узлов или объекта в целом;
- ЭВМ с установленным на ней специально разработанным приложением.

С исследуемого объекта, находящегося в реальных эксплуатационных условиях, с помощью датчиков снимается информация о состоянии узлов. Далее полученная информация обрабатывается преобразователем, который конвертирует аналоговый сигнал датчиков в цифровые данные с последующей передачей в приложение, установленное на ЭВМ. Данные, полученные приложением со всех преобразователей информации, сохра-

няются в удобном для обработки и анализа виде. Также это приложение может влиять на исследуемые параметры посредством передачи управляющих команд на контроллер управления, который в свою очередь будет воздействовать на исполнительные устройства. Таким образом, оператор ЭВМ с помощью такого приложения может вести наблюдение в реальном времени за измеряемыми параметрами в исследуемом объекте. Кроме того, можно настроить приложение так, что его автоматика будет воздействовать на режим исследования посредством контроллера управления, что также может увеличить точность и улучшить результаты исследования.

Устройство и принцип работы контрольно-измерительного блока. Конструктивно блок состоит из корпуса, на гранях которого расположены разъемы и светоиндикация. Внутри корпуса смонтирована электронная схема преобразователя и контроллера. Периферия блока содержит разъем для питания, коммуникационный порт, разъем для присоединения датчиков и исполнительных устройств и световую индикацию состояния (зеленый и красный светодиоды).

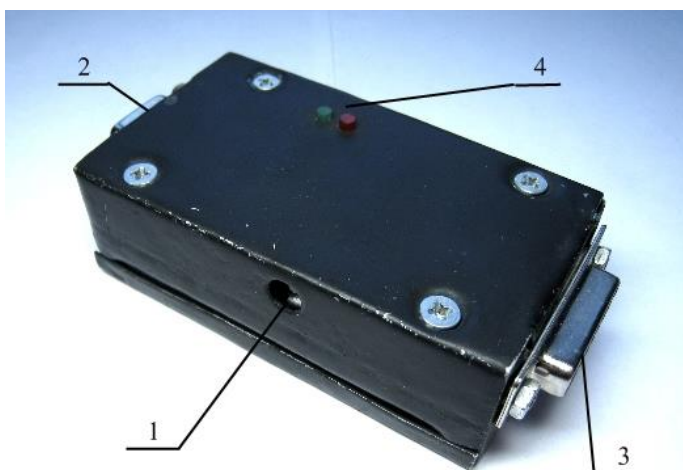


Рис. 1. Блок с расположенными на нем элементами: 1 – разъем питания 12 В; 2 – разъем цифрового интерфейса RS-232; 3 – разъем аналогового интерфейса блока; 4 – световая индикация состояния работы блока

На рис. 1 изображен блок с обозначениями и описанием его периферии.

Схема блока аналоговой части построена на основе прецизионного аналогово-цифрового преобразователя (АЦП) AD7798 и прецизионного линейного стабилизатора L78M05 для опорного питания; цифровой части – на основе микроконтроллера серии STM8 и преобразователя уровней TTL – RS-232.

Встроенный АЦП блока поддерживает конвертирование с одного из трех входных аналоговых каналов, а также

конвейерное сканирование входов. Входы АЦП являются дифференциальными, что дает максимальную универсальность применения данного блока. Наличие дифференциального входа на АЦП позволяет непосредственно подключать множество датчиков к аналоговым входам (тензодатчики, измерительные мосты, датчики температуры, фотодатчики). Также на блоке предусмотрено переключение режима источника опорного напряжения от внутреннего опорного питания 5 В или внешнего.

Разрядность АЦП составляет 16 бит, что подходит для большинства измерений проводимых при испытаниях. Преобразование аналогового

сигнала в цифровой код АЦП осуществляет по принципу Σ - Δ модуляции, что позволяет повысить помехоустойчивость измерений. АЦП содержит встроенную систему подавления фона 50/60 Гц, что позволяет использовать блок совместно с силовыми промышленными установками. Три дискретных выхода блока позволяют управлять различными внешними устройствами.

Описание возможностей и интерфейса приложения обработки данных. Для решения поставленной задачи была разработана пробная версия специального приложения обработки данных. Приложение позволяет производить операции получения данных с контрольно-измерительного блока, производит необходимые вычисления с полученными данными, сохраняет результаты исследования на диск ЭВМ и осуществляет графическое отображение результатов.

При проектировании в приложение был заложен принцип потоков данных, заключающийся в построении динамических массивов данных, получаемых с внешних устройств измерительной системы или вычисляемых на основании первичных потоков данных. Такой принцип получения и хранения данных удобен как с точки зрения программного кода, так и для вычисления и отображения результатов исследования.

Возможности обзорной версии приложения:

- связь (синхронизация, получение данных измерения, управление функциями блока) с контрольно-измерительным блоком, осуществляемая через драйвер этого блока;
- сохранение полученных данных в потоки данных в памяти ЭВМ;
- создание дочерних потоков данных, вычисляемых из существующих;
- графическое отображение результатов исследования;
- удобная навигация при просмотре графиков результатов исследования;
- сохранение результатов исследования в энергонезависимую память ЭВМ в виде файлов с расширением «.dtf»;
- загрузка сохраненных на ЭВМ результатов исследования;
- сохранение графической информации результатов исследования в стандартных форматах векторных и растровых изображений.

Дальнейшее развитие приложения реализует множество других полезных функций, в числе которых появится динамический анализ данных.

Графический интерфейс приложения организован по принципу много документного интерфейса, состоит из главного окна приложения и дочерних функциональных окон, отображаемых в главном.

В окне управления (рис. 2) на вкладке «Связь с устройством» производится поиск и синхронизация контрольно-измерительного блока.

После синхронизации блока с приложением можно осуществить настройку и запуск блока во вкладке «Ручное управление», как показано на рис. 3.

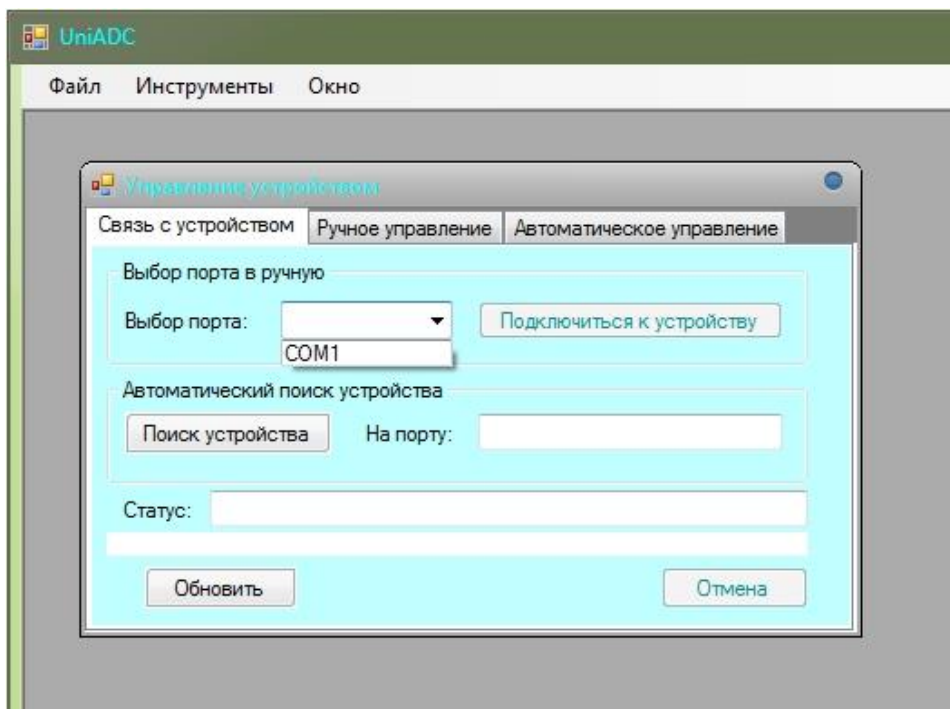


Рис. 2. Интерфейс окна управления контрольно-измерительным блоком, вкладка «Связь с устройством»

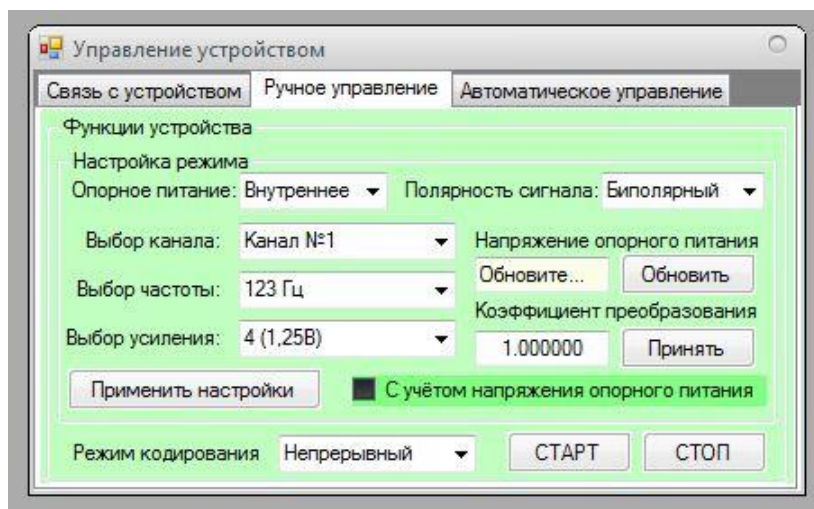


Рис. 3. Интерфейс окна управления контрольно-измерительным блоком, вкладка «Ручное управление»

После запуска блока нажатием кнопки «Старт» (см. рис. 3) будет создан первичный поток данных и начнется обмен данными с выбранного канала с заданными параметрами. Созданный поток данных отобразится в окне «Потоки данных» (рис. 4), где возможно управление данными, а также просмотр свойств, созданного потока.

Для просмотра информации, хранимой в потоке данных, можно выбрать пункт контекстного меню «Отобразить график». Появится окно графического отображения выбранного потока данных, как показано на рис. 5.

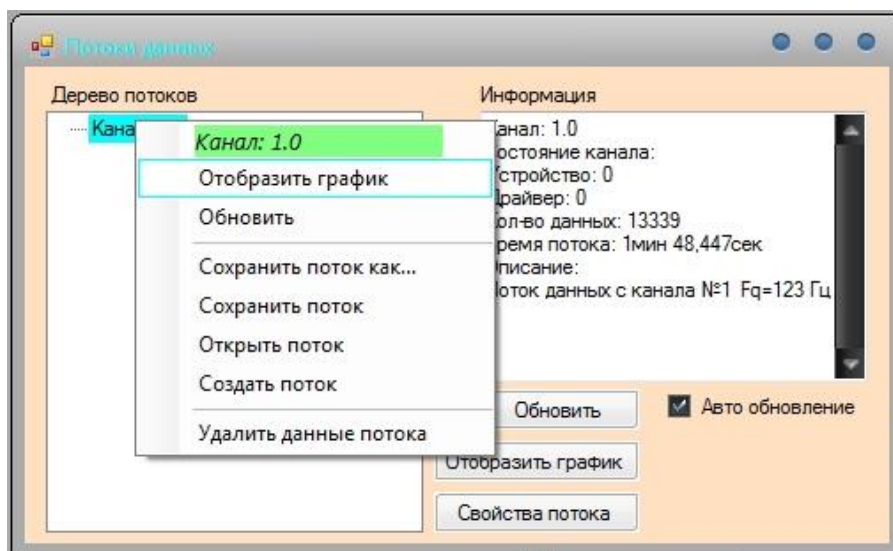


Рис. 4. Интерфейс окна «Потоки данных» с созданным потоком данных

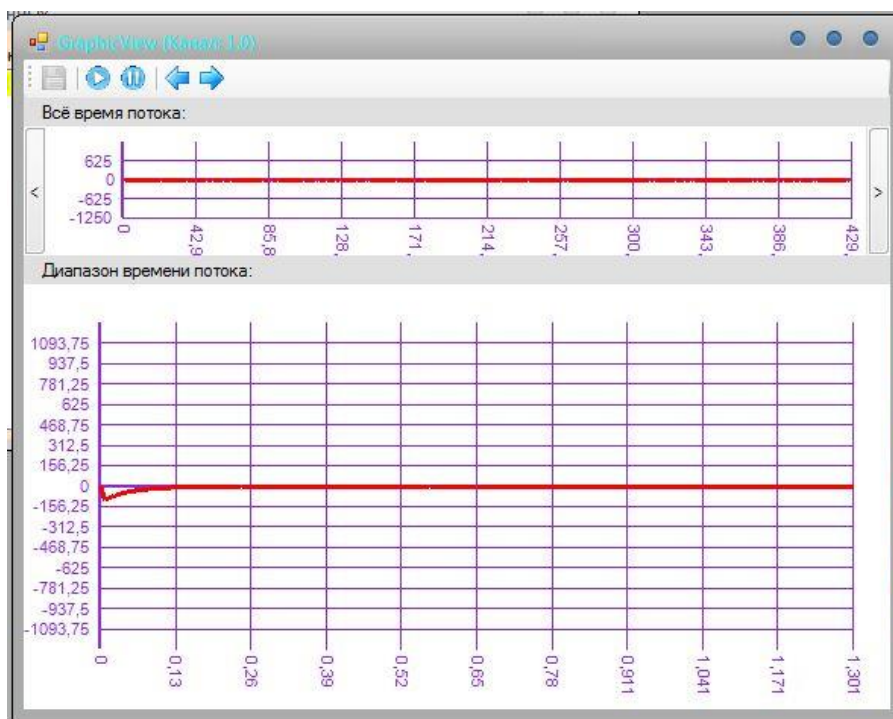


Рис. 5. Интерфейс окна «GraphicView» с графиком непрерывных данных, сохраненных в потоке данных

В окне графика есть как возможности навигации по всему потоку данных, так и по выделенному диапазону. Также возможно осуществлять масштабирование по осям графика и сохранять выделенный диапазон в графический файл.

Для создания нового потока данных производного (вычисляемого) из базового потока данных нужно в контекстном меню окна «Потоки данных» выбрать пункт «Создать поток» (см. рис. 4). Откроется окно создания потока данных, интерфейс которого показан на рис. 6.

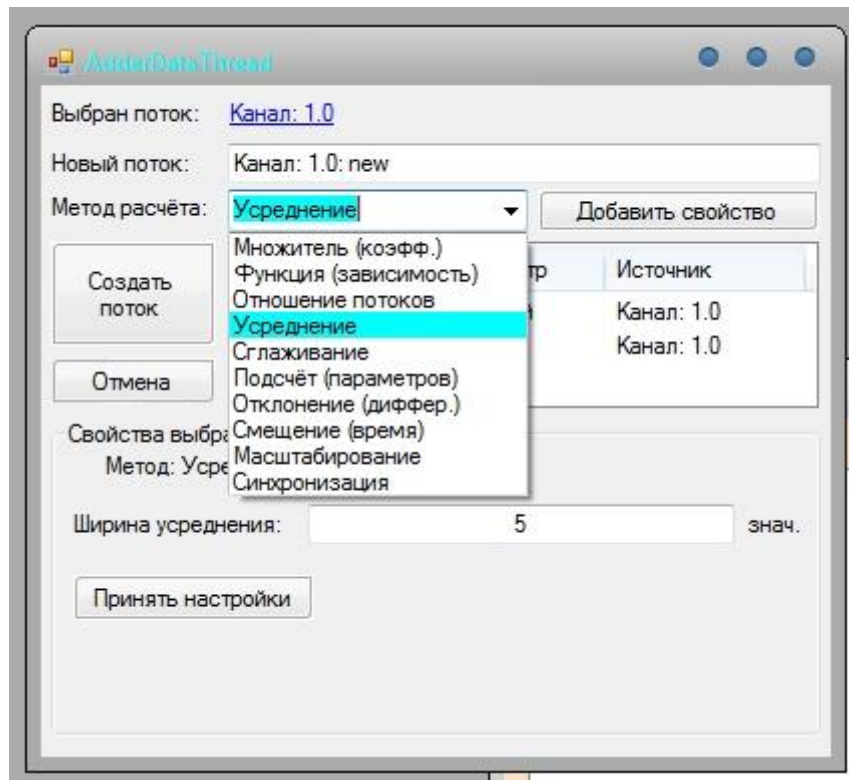


Рис. 6. Интерфейс окна «Создание потока данных»

В окне создания потока данных возможно задать название нового потока, выбрать методы вычисления данных из раскрывающегося списка «Метод расчета». В нижней части окна расположена область, где осуществляется настройка методов вычисления данных нового потока. После создания нового потока данных он отобразится в дереве окна «Потоки данных» как дочерний элемент базового потока.

Созданная система регистрации, хранения, анализа и отображения измерений параметров трибоузлов в реальном времени позволяет объективно оценивать состояние исследуемого объекта за счет комплексной обработки информации. Более точная и достоверная информация, полученная в ходе анализа данных о состоянии трибоузла, позволяет качественно и быстро произвести оценку состояния исследуемого объекта.

Комплексный анализ и автоматическое управление контролируемые параметрами процесса исследования трибоузлов может исключить проведение дополнительных испытаний трибоузлов, что в свою очередь значительно снизит издержки при проведении исследования.

Библиографический список

1. Горлов, И.В. Устройство для испытаний материалов для тяжело нагруженных узлов трения / И.В. Горлов, А.Н. Болотов, В.В. Мешков, Д.И. Горлов // Механика и физика фрикционного контакта: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. Вып. 7. С. 81-85.
2. Горлов, И.В. Испытание материалов для тяжело нагруженных узлов трения / И.В. Горлов, А.Н. Болотов, В.В. Мешков, А.И. Горлов // Механика и физика фрикционного контакта: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. Вып. 7. С. 73-81.

УДК 621.891:531.43

Г.И. Рогозин, Г.Б. Бурдо, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян
Тверской государственной технической университет**РАСЧЕТ И ВЫБОР ПОСАДОК В СОЕДИНЕНИЯХ С НАТЯГОМ
С УЧЕТОМ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ
МИКРОНЕРОВНОСТЕЙ НА СОПРЯЖЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ**

Представлена методика расчета и выбора посадок в соединениях с натягом с учетом упругопластической деформации микронеровностей на сопряженных поверхностях.

Ключевые слова: соединения с натягом, модель выступов шероховатости, несущая способность соединений с натягом, коэффициент трения, посадки.

The paper presents a methodology of a calculation and a choice of fits in pressure coupling in view of elastoplastic deformation of microasperities on mating surfaces.

Key words: pressure coupling, roughness asperities model, bearing capacity of pressure coupling, friction coefficient, fits.

Существующие методы расчета соединений с натягом основаны на известных в теории упругости и пластичности расчетах толстостенных труб, нагруженных равномерно распределенным по длине давлением. В этих задачах по заданному давлению определяют возникающие в стенках идеально гладкой трубы деформации и напряжения. Расчет соединений с натягом является частным случаем этой задачи, когда наружное или внутреннее давление на стенках трубы равно нулю [1].

Оценку несущей способности соединений с натягом ведут по формулам:
- при нагружении осевой силой

$$N_{oc} = \pi \cdot d \cdot l \cdot q \cdot \frac{f_1}{n}, \quad (1)$$

- при нагружении крутящим моментом

$$M_{кр} = \pi \cdot d^2 \cdot l \cdot q \cdot \frac{f_2}{n}, \quad (2)$$

где d и l – диаметр и длина сопряженных деталей в соединениях с натягом; q – среднее контактное давление; n – коэффициент запаса; f_1 и f_2 – коэффициенты трения в осевом и окружном направлениях.

Связь между натягом Δ и давлением q определена на основе решения задачи Ламе в виде

$$\Delta = q \cdot d \cdot \left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b} \right), \quad (3)$$

где E_a и E_b – модули упругости материалов соединяемых деталей; C_a и C_b – коэффициенты, определяемые по формулам:

$$C_a = \frac{1 + \left(\frac{d}{d_2}\right)^2}{1 - \left(\frac{d}{d_2}\right)^2} + \mu_a, \quad C_b = \frac{1 + \left(\frac{d_1}{d}\right)^2}{1 - \left(\frac{d_1}{d}\right)^2} - \mu_b, \quad (4)$$

где μ_a и μ_b – коэффициенты Пуассона; d_1 – внутренний диаметр охватываемой детали и d_2 – наружный диаметр охватывающей детали.

А.И. Якушевым [2] с учетом выражений (1), (2) предложен метод расчета соединений с натягом, основанный на принципах функциональной взаимозависимости и заключающийся в том, что выбор стандартных посадок производится по менее прочной детали. При этом обеспечивается прочность соединяемых деталей в процессе сборки и соединения в процессе эксплуатации.

Из условия эксплуатации соединения определяют величину контактного эксплуатационного давления $q_э$:

$$q_э = \frac{N_{oc} \cdot n}{\pi \cdot d \cdot l \cdot f_1},$$

при нагружении крутящим моментом:

$$q_э = \frac{2 \cdot M_{кр} \cdot n}{\pi \cdot d^2 \cdot l \cdot f_2},$$

Из условия обеспечения прочности соединяемых деталей определяют допустимое контактное давление на основе теории наибольших касательных напряжений:

$$q_{доп.а} = 0,58\sigma_{та} \left(1 - \frac{d^2}{d_2^2}\right), \quad (5)$$

$$q_{доп.б} = 0,58\sigma_{тб} \left(1 - \frac{d_1^2}{d^2}\right), \quad (6)$$

где $\sigma_{та}$ и $\sigma_{тб}$ – условный предел текучести или прочности материалов соединяемых деталей.

Посадка считается определенной, если заданы максимальный и минимальный расчетные натяги. Минимальный расчетный натяг определяется из условия обеспечения прочности соединения:

$$\Delta_{min.p} = \frac{q_э \cdot d}{\chi} \left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b}\right), \quad (7)$$

максимальный расчетный натяг определяется из условия обеспечения прочности соединяемых деталей:

$$\Delta_{max.p} = \frac{q_{доп.а} \cdot d}{\chi} \left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b}\right), \quad (8)$$

где χ – коэффициент, учитывающий неравномерность распределения давления по длине сопряжения и зависящий от отношения l/d [3].

В натяг, определяемый по формулам (7) и (8), вносят поправки, учитывающие сжатие неровностей на контактирующих поверхностях и вели-

чину температурных деформаций деталей. Поправка Δ_n , учитывающая сжатие неровностей, определяется по формуле (3):

$$\Delta_n = 2 \cdot (K_a \cdot R_{za} + K_b \cdot R_{zb}), \quad (9)$$

где K_a и K_b – коэффициенты сжатия неровностей, зависящие от способа сборки и материала соединяемых деталей; R_{za} и R_{zb} – высота неровностей поверхностей отверстия и вала.

В приведенных выше соотношениях для определения контактного давления q используется решение Ламе, справедливое лишь для контакта идеально гладких цилиндрических поверхностей [4]. Так как реальные поверхности всегда являются шероховатыми, то контактное давление и коэффициент трения в формулах (1), (2) имеют чисто условный смысл.

Коэффициент трения выбирают обычно по таблицам и для заданного сочетания материалов деталей и способа сборки принимают постоянным. В действительности же коэффициент трения в соединениях с натягом даже для одной пары материалов непостоянен, а зависит от давления на поверхности контакта и шероховатости сопрягаемых поверхностей. В зависимости от перечисленных факторов коэффициент трения имеет величину 0,08...0,35, а в отдельных случаях и выше. Столь значительное изменение коэффициента трения может внести в расчет значительные погрешности. В практических расчетах обычно принимают низкие значения коэффициента трения, увеличивая тем самым запас прочности, который практически не реализуется.

Более обоснованно расчет и выбор посадок в соединениях с натягом следует производить с учетом упругопластической деформации микронеровностей сопряженных поверхностей. Исходными данными в этом случае при решении задачи являются осевое усилие или крутящий момент, обеспечивающие прочность соединения, размеры соединяемых деталей, механические и адгезионные характеристики материалов и эквивалентные параметры шероховатости.

Задача может быть решена по одному из двух вариантов.

Вариант 1. Определяется минимальный расчетный натяг, и по нему подбирается посадка по единой системе допусков и посадок.

Последовательность расчета.

Определяется степень нагружения K шероховатых поверхностей в стыке цилиндрических деталей, для чего в выражения (1) и (2) подставляем соотношение для контактного давления:

$$q = \frac{H \cdot b}{1 + K^{-\frac{1}{2}}} \cdot \left[\frac{v \cdot d_{kpn}^2 \cdot (K + K^{\frac{1}{2}})}{16 \cdot r \cdot R_{max}} \right]^v, \quad (10)$$

где H – предельная твердость материала; d_{kpn} – пластический диаметр отпечатка, соответствующий критической нагрузке; b , v , r , R_{max} – эквивалентные параметры шероховатости.

Решая полученные уравнения относительно величины K , имеем:

- при заданном осевом усилии

$$K = \frac{n \cdot N_{OC} \cdot \left(K + K^{\frac{1}{2}}\right)^{1-v}}{\pi \cdot d \cdot l \cdot b \cdot H \cdot f_1} \cdot \left(\frac{16 \cdot r \cdot R_{max}}{v \cdot d_{крп}^2}\right)^v; \quad (11)$$

- при заданном крутящем моменте

$$K = \frac{2n \cdot M_{кр} \cdot \left(K + K^{\frac{1}{2}}\right)^{1-v}}{\pi \cdot d \cdot l \cdot b \cdot H \cdot f_2} \cdot \left(\frac{16 \cdot r \cdot R_{max}}{v \cdot d_{крп}^2}\right)^v. \quad (12)$$

Здесь

$$f_1 = \frac{\tau_0 \left(1 + K^{\frac{1}{2}}\right)}{H} + \beta + 1,418 \cdot J \cdot H \cdot \sqrt{K_f \cdot \left(K + K^{\frac{1}{2}}\right)}, \quad (13)$$

$$f_2 = \frac{\tau_0 \left(1 + K^{\frac{1}{2}}\right)}{H} + \beta + 1,418 \cdot J \cdot H \cdot \sqrt{\frac{K + K^{\frac{1}{2}}}{K_f}},$$

где J – упругая постоянная; τ_0 , β – фрикционные константы; K_f – коэффициент, учитывающий влияние расположения следов обработки относительно сдвига деталей на величину деформационной составляющей силы трения:

$$K_f = \sqrt{\frac{r_1}{r_2}},$$

где r_1 и r_2 – радиусы вершин выступов в сечениях, расположенных параллельно и перпендикулярно следам обработки.

Решения уравнений (11) и (12) находятся методом последовательных приближений.

По известному значению степени нагружения K находятся контактное давление q по формуле (10) и абсолютное сближение α .

Для расчета сближения α воспользуемся соотношением, определяющим относительное сближение ε [5], при этом, принимая во внимание, что $\varepsilon = \frac{\alpha}{R_{max}}$, имеем

$$\alpha = \frac{v \cdot d_{крп}^2 \cdot \left(K + K^{\frac{1}{2}}\right)}{16r}. \quad (14)$$

С учетом найденных значений α и q рассчитывается натяг Δ по формуле

$$\Delta = 2\alpha + q \cdot d \left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b}\right), \quad (15)$$

который принимается за минимальный. По этому натягу подбирается ближайшая посадка, согласно которой устанавливается наименьший $\Delta_{нм}$ и наибольший $\Delta_{нб}$ табличные натяги.

Проверяется прочность соединяемых деталей при наибольшем табличном натяге. Для этого из уравнений (11) и (12) при $\Delta = \Delta_{нб}$ находится степень нагружения выступов K , а по формуле (9) – контактное максимальное давление q_{max} .

Прочность деталей соединения обеспечивается тогда, когда $q_{max} \leq q_{доп}$. В этом случае отсутствуют пластические деформации материала деталей. Допускаемое давление на сопряженных поверхностях вала и втулки определяются по формулам (5) и (6).

Вариант 2. Посадка выбирается по наибольшему допустимому натягу, рассчитанному исходя из условия прочности соединяемых деталей. Такой подход, предложенный А.И. Якушевым [2], позволит полнее использовать несущую способность соединений с натягом.

Последовательность расчета.

По формулам (5) и (6) определяется допускаемое давление $q_{доп}$ на сопряженных поверхностях вала и втулки. Из уравнения (10) методом последовательных приближений находится степень нагружения выступов K , отвечающая меньшему значению $q_{доп}$ из вычисленных по (5) и (6).

По формуле (14) рассчитывается абсолютное сближение в контакте α . После подстановки меньшего из двух значений $q_{доп}$ и сближения α в (15) определяется наибольший допустимый натяг $\Delta_{нбд}$. По этому натягу подбирается посадка, при которой создавался бы необходимый запас прочности как самого соединения, так и его деталей.

Рассмотрим пример расчета и выбора посадок для соединения с натягом, собранного тепловым способом.

Исходные данные: размеры соединяемых деталей – $d = 30$ мм; $d_1 = 10$ мм; $d_2 = 60$ мм; $l = 10$ мм; механические характеристики материала – вал изготавливается из стали 45, $E = 2,06 \cdot 10^{11}$ Па; $\mu = 0,3$; $H = 154 \cdot 10^7$ Па; втулка изготавливается из латуни Л63, $E = 0,98 \cdot 10^{11}$ Па; $\mu = 0,3$; $H = 154 \cdot 10^7$ Па; эквивалентные параметры шероховатости – $b = 3,66$; $v = 3,7$; $r = 0,010$ мм; $r_1/r_2 = 0,6$; адгезионные характеристики для пары сталь-латунь $\tau_0 = 9,2 \cdot 10^7$ Па; $\beta = 0,13$.

Вариант 1. Рассчитать и подобрать посадку с натягом, обеспечивающую $N_{ос} = 20$ кН.

Подставим в (11) и (13) числовые значения заданных параметров, $N_{ос}$ и вычисленный $d_{крп} = 9,5 \cdot 10^{-4}$ мм:

$$\bar{K}_H = \frac{1,2 \cdot 20000 \cdot \left(\bar{K}_H + \bar{K}_H^2 \right)^{1-3,7}}{\pi \cdot 248,1 \cdot \left[\frac{9,2 \cdot \left(\bar{K}_H + \bar{K}_H^2 \right)}{154} + 283 \sqrt{\bar{K}_H + \bar{K}_H^2} \right]} \cdot \left[\frac{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015}{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})} \right]^{-3,7},$$

откуда методом последовательных приближений определяем $\bar{K}_H = 169,3$ ($J = 0,93 \cdot 10^{-4} \text{ Па}^{-1}$; $k_{fg} = 1,44$; $n = 1,2$).

По (14) рассчитаем сближение:

$$\alpha = \frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot \left(169,3 + 169,3^{\frac{1}{2}}\right)}{16 \cdot 0,01} = 3,8 \cdot 10^{-3} \text{ мм},$$

а по (12) – среднее номинальное давление:

$$q = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 169,3^{-\frac{1}{2}}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot \left(169,3 + 169,3^{\frac{1}{2}}\right)}{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015} \right]^{3,7} = 4,8 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

Подставляя α , q в (15), найдем минимальный расчетный натяг, обеспечивающий $N_{oc} = 20$ кН:

$$\Delta_{min p} = 2 \cdot 3,8 \cdot 10^{-3} + \frac{4,8 \cdot 30}{2,06 \cdot 10^{-4}} \cdot \left(\frac{60^2 + 30^2}{60^2 - 30^2} + 0,3 + \frac{30^2 + 10^2}{30^2 - 10^2} - 0,3 \right) = 0,028 \text{ мм}.$$

По стандарту ГОСТ 25347-82 выбираем посадку $\varnothing 30 \frac{H7}{U6}$, для которой $\Delta_{нм} = 0,028$ мм и $\Delta_{нб} = 0,069$ мм.

Проверяем прочность соединяемых деталей. Из (5) и (6) определяем допускаемое давление на контактирующих поверхностях втулки:

$$q_{доп} = 20,4 \cdot \left[1 - \left(\frac{30}{60} \right)^2 \right] = 15,3 \cdot 10^7 \text{ Па}$$

и вала:

$$q_{доп} = 20,4 \cdot \left[1 - \left(\frac{10}{30} \right)^2 \right] = 18,2 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

Следовательно, прочность деталей соединения обеспечена.

$$q_{max} = 13,7 \cdot 10^7 \text{ Па} < q_{доп} = 15,3 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

Вариант 2. Выбрать посадку по наибольшему допустимому натягу.

Согласно (5) и (6) $q_{доп} = 15,3 \cdot 10^7$ Па. Подставляя численные значения параметров и $q_{доп}$ в (10), имеем:

$$15,3 = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + \bar{K}_H^{-\frac{1}{2}}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot \left(\bar{K} + \bar{K}^{\frac{1}{2}} \right)}{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015} \right]^{3,7},$$

откуда методом последовательных приближений найдем $\bar{K}_H = 233,8$.

По уравнению (14) определяем сближение:

$$\alpha_{max} = \frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot \left(233,8 + 233,8^{\frac{1}{2}} \right)}{16 \cdot 0,01} = 5,2 \cdot 10^{-3} \text{ мм},$$

а по (15) – максимальный допустимый натяг:

$$\Delta_{max p} = 2 \cdot 5,2 \cdot 10^{-3} + \frac{15,3 \cdot 30}{2,06 \cdot 10^{-4}} \cdot \left(\frac{60^2 + 30^2}{60^2 - 30^2} + 0,3 + \frac{30^2 + 10^2}{30^2 - 10^2} - 0,3 \right) = 0,076 \text{ мм.}$$

По стандарту ГОСТ 25347-82 выбираем посадку $\varnothing 30 \frac{H7}{V6}$, для которой $\Delta_{нм} = 0,04$ мм и $\Delta_{нб} = 0,081$ мм (при $\Delta_{нб} = 0,081$ мм давление на контакте превышает $q_{доп}$ всего на 6 %).

Учитывая, что вероятность получения максимального натяга мала, применение этой посадки допустимо.

После подстановки численных значений параметров в (14) и (15) найдем, что при $\Delta_{нм} = 0,04$ мм $\bar{K}_H = 190,5$ и при $\Delta_{нб} = 0,081$ мм $\bar{K}_H = 238$.

По (10) находим значение средних номинальных давлений при $\bar{K}_H = 238$:

$$q_{max} = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 238^{-\frac{1}{2}}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot \left(238 + 238^{\frac{1}{2}} \right)}{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015} \right]^{3,7} = 16,3 \cdot 10^7 \text{ Па,}$$

а при $\bar{K}_H = 190,5$:

$$q_{min} = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 190,5^{-\frac{1}{2}}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot \left(190,5 + 190,5^{\frac{1}{2}} \right)}{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015} \right]^{3,7} = 7,3 \cdot 10^7 \text{ Па,}$$

по (10) и (13) – минимальное и максимальное значения усилий:

$$N_{oc min} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 7,34}{1,2} \cdot \left[\frac{9,2 \cdot \left(1 + 190,5^{-\frac{1}{2}} \right)}{154} + E_1 \right] = 45,5 \text{ кН,}$$

где $E_1 = 0,13 + 1,4 \cdot 0,93 \cdot 10^{-4} \cdot 154 \sqrt{1,44 \cdot \left(190,5 + 190,5^{\frac{1}{2}} \right)}$;

$$N_{oc max} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 16,3}{1,2} \cdot \left[\frac{9,2 \cdot \left(1 + 238^{-\frac{1}{2}} \right)}{154} + E_2 \right] = 75,2 \text{ кН,}$$

где $E_2 = 0,13 + 1,4 \cdot 0,93 \cdot 10^{-4} \cdot 154 \sqrt{1,44 \cdot \left(238 + 238^{\frac{1}{2}} \right)}$.

Таким образом, наибольший допустимый натяг, рассчитанный исходя из прочности соединяемых деталей, позволяет заменить посадку $\varnothing 30 \frac{H7}{U6}$ посадкой $\varnothing 30 \frac{H7}{V6}$. При этом прочность соединения, характеризуемая величиной максимального осевого усилия при одних и тех же параметрах дета-

лей и точности обработки сопрягаемых поверхностей увеличивается более чем в два раза.

В заключение для оценки эффективности предлагаемой методики произведем расчет минимального осевого усилия, отвечающего $\Delta_{\text{нм}} = 0,04$ мм, по методу, предложенному А.И. Якушевым [2].

По формуле (9) определяем величину смятия неровностей сопрягаемых поверхностей:

$$U = 2 \cdot k \cdot R_z = 2 \cdot 0,4 \cdot 0,0125 = 0,01 \text{ мм},$$

где $k = 0,4$ [3, табл. 19]; $R_z = R_{\text{max}}/1,2 = 0,015/1,2 = 0,0125$ мм, тогда минимальный расчетный натяг составит

$$\Delta_{\text{мин } p} = \Delta_{\text{мин}} - U = 0,04 - 0,01 = 0,03 \text{ мм}.$$

После этого найдем, что минимальное осевое усилие при $f = 0,14$ будет равно

$$N_{\text{ос } \text{мин}} = \frac{\pi \cdot d \cdot l \cdot \Delta_{\text{мин } p} \cdot f}{\left(\frac{C_a + C_b}{E_a + E_b}\right)} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 0,03 \cdot 0,14}{\left(\frac{60^2 + 30^2}{60^2 - 30^2} + 0,3 + \frac{30^2 + 10^2}{30^2 - 10^2} - 0,3\right)} \cdot 2,06 \cdot 10^{-4} = 9,3 \text{ кН}.$$

Сравнивая результаты, полученные по предлагаемой (вариант 2) и традиционной методикам, видим, что расчет по последней занижает фактическую прочность соединения в несколько раз. Для обеспечения $N_{\text{ос } \text{мин}} = 45,5$ кН при расчете по традиционной методике пришлось бы изменить осевые или диаметральные размеры деталей соединения против заданных, что привело бы к увеличению металлоемкости. Например, если увеличить длину сопряжения, то металлоемкость соединения увеличилась бы примерно в пять раз. В остальных случаях это различие может быть не менее существенным.

Библиографический список

1. Тимошенко, С.П. Теория упругости / С.П. Тимошенко, Дж. Гудьер. М.: Наука, 1975. 576 с.
2. Якушев, А.И. Взаимозаменяемость, стандартизация и технические измерения / А.И. Якушев. М.: Машиностроение, 1979. 373 с.
3. Бежелукова, Е.Ф. Влияние параметров микрогеометрии на прочность соединений с натягом / Е.Ф. Бежелукова, Н.Е. Курносов // Технология и автоматизация производственных процессов в машиностроении. Пенза, 1976. Вып. 5. С. 89-90.
4. Рогозин, Г.И. Оценка прочности соединений с натягом с учетом упругопластической деформации микровыступов шероховатости сопряженных поверхностей / Г.И. Рогозин, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян, В.Г. Прохоров // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2015. Вып. 8. С.10-13.
5. Миронов, В.А. Расчет сил трения сопряженных деталей в соединениях с натягом / В.А. Миронов, А.А. Ланков, Г.И. Рогозин. Тверь: ТГТУ, 2004. 120 с.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕНИЯ НИТЕЙ О НАПРАВЛЯЮЩУЮ ПОВЕРХНОСТЬ

Проведено экспериментальное исследование трения нитей о направляющую цилиндрическую поверхность. Полученные результаты подтвердили справедливость соотношения, связывающего силы натяжения в ветвях нитей различной степени сложности с учетом особенностей формирования фактической площади контакта.

Ключевые слова: контакт, трение, нить, фактическая площадь контакта, сила натяжения.

An experimental study of friction of threads on a cylindrical guide surface has been carried out. The obtained results confirm the correctness of the relation establishing linkage between tension forces in branches of threads of various complexity with regard to features of the formation of the real contact area.

Key words: contact, friction, thread, real contact area, tension force.

В работе [1] рассмотрен теоретический анализ фрикционного взаимодействия нитей с направляющей цилиндрической поверхностью и выведены соотношения, связывающие силы натяжения в набегающей и сбегаящей ветвях:

$$T_2 = \left[\left(B_4 / \beta + T_1^{0,5^i} \right) \exp(0,5^i \beta \varphi_K) - B_4 / \beta \right]^{2^i}, \quad (1)$$

где $B_4 = (2K)^{2-0,5^{i-1}} (DR)^{0,5^i} \cdot \tau_0 \cdot \prod_1^i j_z^{0,5^z}$; i – порядок сложности волокна; K – константа; D – диаметр нити; R – радиус направляющей поверхности; τ_0 , β – молекулярные константы трения; φ_K – угол охвата; j_z – упругая постоянная произвольного порядка сложности.

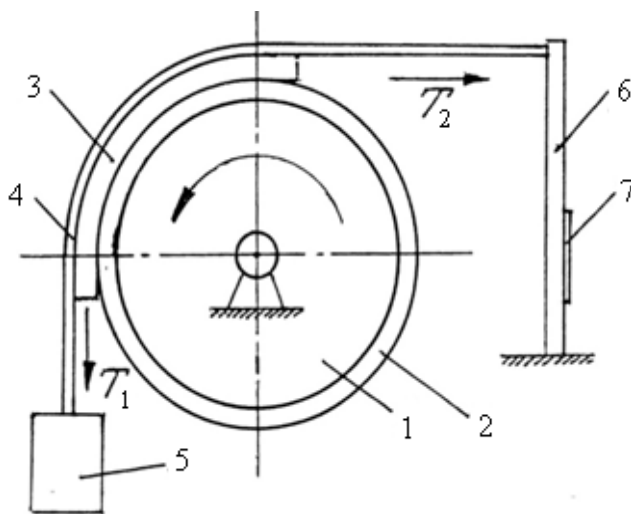


Рис. 1. Схема трибометра

Разность этих сил представляет собой силу трения

$$F = T_2 - T_1.$$

Экспериментальные исследования выполнялись на трибометре, схема которого приведена на рис. 1. Трибометр содержит цилиндрический шкив 1 оснащенный сменными кольцевыми образцами 2 из различных материалов. Наружная поверхность кольцевого образца охватывается

испытуемым волокном 3. Волокна прикрепляются к гибкому элементу 4 с высокой продольной жесткостью. К одному концу гибкого элемента 4 подвешиваются грузы 5. Другой его конец прикреплен к динамометру 6, на котором укреплен тензорезистор 7.

Трибометр работает следующим образом. Шкив 1 вместе с укрепленным на нем кольцевым образцом приводится во вращение в направлении, указанном стрелкой. Кольцевой образец за счет силы трения увлекает за собой образец испытуемого материала 3 вместе со связанным с ним гибким элементом 4. Груз 5 создает в гибком элементе силу натяжения T_1 .

Возникающее в набегающей ветви гибкого элемента натяжение T_2 регистрируется с помощью тензорезистора 7.

Испытывались нити 1-го порядка сложности из капрона и более высоких порядков сложности из стекловолокна. Характеристики нитей приведены в табл. 1.

Таблица 1. Характеристики нитей

Капроны		Стекловолокно			
Диаметр, мм	Модуль упругости, 10^3 МПа	Диаметр, мм	Число сложений	Порядок сложности	Модуль упругости, 10^3 МПа
0,12	3,17	0,3	1	2	0,38
0,24	3,17	0,6	2	3	0,34
0,34	2,37	1,0	3	4	0,34
0,63	1,02	1,2	2	4	0,17
0,75	1,30				

Шкивы изготовлялись из стали 40Х, термоулучшенной до 320НВ; титана ВТ1; алюминиевого сплава АД1; латуни Л68; чугуна СЧ12-28. Диаметр шкива составлял 40, 80, 100, 120 мм. Скорость скольжения – 1 мм/с. Величину коэффициента Пуассона принимали равной 0,5. Необходимую при расчете полуширину полосы контакта определяли опытным путем, используя метод оттисков с применением тонких угольных пленок [2].

Для удобства проверки теоретического соотношения (1) представим его в виде

$$T_2^{0,5^i} = C_{22} + C_{23}T_1^{0,5^i}, \quad (2)$$

где $C_{23} = \exp(0,5^i \beta \varphi_K)$; $C_{22} = B_4 (C_{23} - 1) / \beta$.

Главное отличие формулы (2) от формулы Эйлера [3] заключается в том, что согласно Эйлеру, силы натяжения пропорциональны друг другу, а по формуле (2) связь между ними не линейна.

На рис. 2а показана зависимость силы натяжения в набегающей ветви от силы натяжения в сбегающей ветви.

Эта зависимость не линейна. Штриховые линии, построенные по формуле Эйлера, заметно отклоняются от экспериментальных точек. При переходе от простых нитей к сложным эти отклонения уменьшаются. Как

было показано в работе [1], с усложнением нити соотношение, связывающее силы натяжения, переходит в формулу Эйлера. На рис. 2б приведены опытные данные, обработанные по формуле (2). Результаты удовлетворительно описываются линейной функцией.

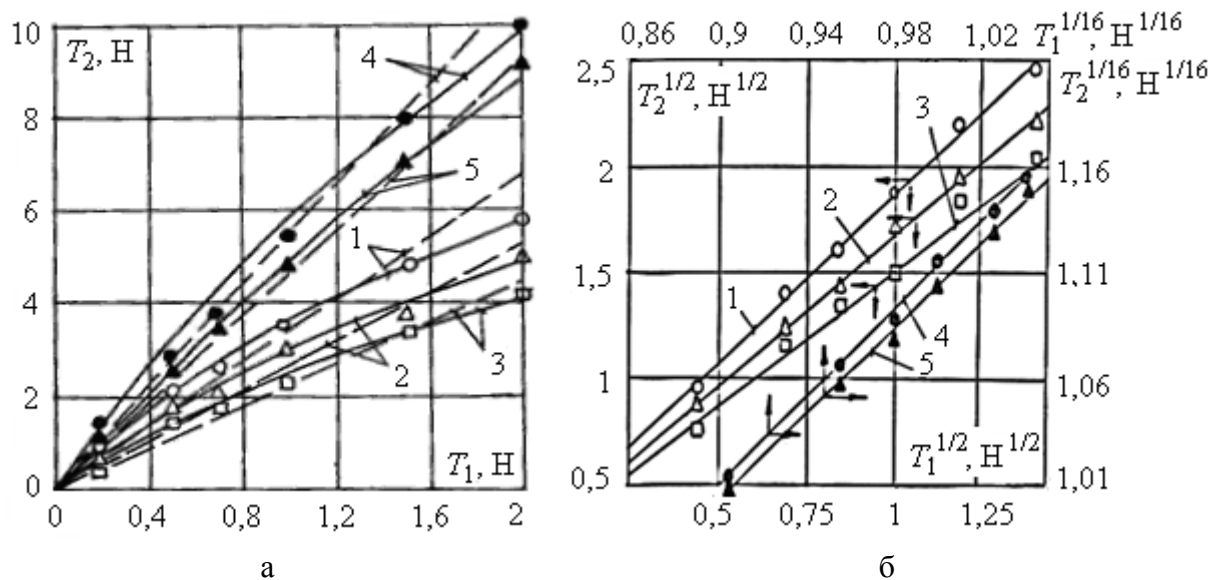


Рис. 2. Связь между силами натяжения: а – в обычных координатах; б – приведенная к линейному виду; 1 – капроновая нить диаметром 0,34 мм в паре с титаном; 2 – сталью; 3 – латунью; 4 – стеклонить диаметром 1,2 мм в паре с титаном; 5 – сталью

Обработка опытных данных позволила вычислить коэффициенты формулы (2). На основании этих коэффициентов, теоретических соотношений и физико-механических показателей нитей были вычислены константы трения нитей, представленные в табл. 2

Таблица 2. Константы трения

Показатель	Материал нити	Материал контртела				
		Титан	Сталь	Чугун	Латунь	Алюм. сплав
τ_0 , МПа	Капрон	0,6	0,55	-	0,5	-
	Стекло	4,4	6,7	-	-	-
β	Капрон	0,15	0,11	-	0,86	-
	Стекло	0,17	0,11	-	-	-
Коэффициент трения по Эйлеру	Капрон	0,19	0,15	0,15	0,13	0,16
	Стекло	0,26	0,25	0,24	0,21	0,23

На рис. 3 представлены опытные данные по влиянию угла охвата на силу натяжения в набегающей ветви.

Сплошные кривые построены на основании расчетов по формуле (2), а штриховые – по формуле Эйлера. При переходе от мононити к сложным нитям различие между расчетными методиками снижается. На рис. 4 приведены графики зависимости силы натяжения в набегающей ветви от радиуса шкива.

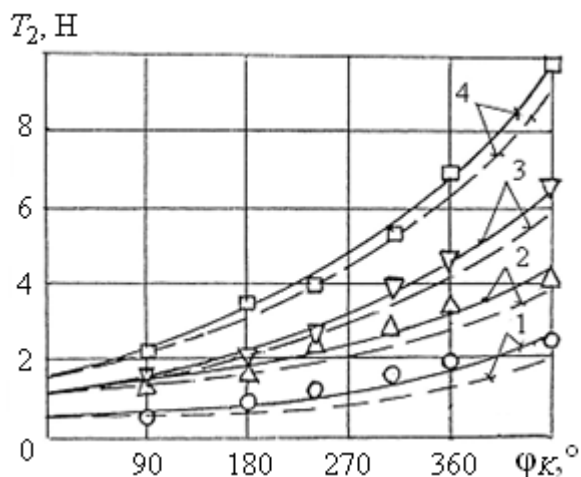


Рис. 3. Влияние угла охвата на силу натяжения: 1, 2 – капроновая нить диаметром 0,34 мм, $T_1 = 0,5$; 1 Н; 3, 4 – стеклонить диаметром 1,2 мм, $T_1 = 1$; 1,5 Н. Контртело титан

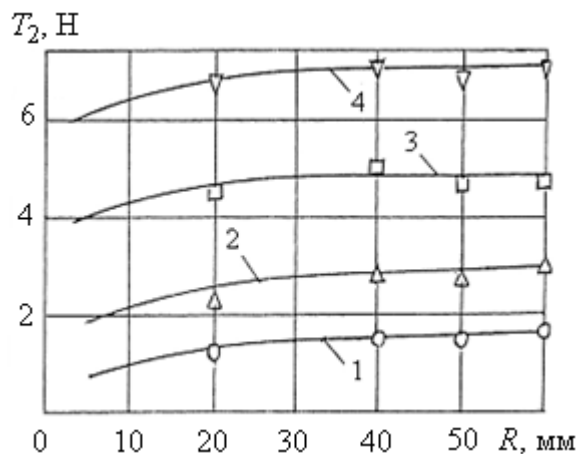


Рис. 4. Влияние радиуса стального шкива на силу натяжения (угол охвата 360°): 1, 2 – капроновая нить диаметром 0,34 мм, $T_1 = 0,5$; 1 Н; 3, 4 – стеклонить диаметром 1,2 мм, $T_1 = 1$; 1,5 Н

Здесь также обнаруживается удовлетворительное соответствие экспериментальных и расчетных данных. Существование такой зависимости формула Эйлера не предусматривает так же, как и не учитывает влияния диаметра нити.

В табл. 3 представлены данные о влиянии диаметра капроновой монопнити на силу натяжения в набегающей ветви.

Анализ данных показывает, что сила натяжения в набегающей ветви заметно повышается с увеличением диаметра монопнити. Рост силы натяжения в сбегающей ветви снижает влияние диаметра. У сложных нитей влияние диаметра выражено слабо и маскируется разбросом данных.

Таблица 3. Влияние диаметра капроновой монопнити на силу натяжения

$T_1, \text{Н}$	Диаметр нити, мм				
	0,12	0,24	0,34	0,63	0,75
0,5	$T_2, \text{Н}$ – расчет				
	1,6	1,8	2,0	2,9	2,9
1	$T_2, \text{Н}$ – эксперимент				
	3,0	3,2	3,5	4,8	4,7
0,5	$T_2, \text{Н}$ – расчет				
	1,9	1,9	2,2	2,8	2,9
1,0	$T_2, \text{Н}$ – эксперимент				
	3,2	3,4	3,6	4,6	4,5

Проведенные исследования показали, что формула (1), вывод которой базируется на учете зависимости фактической площади контакта от нагрузки и структуры нитей и основывается на двучленном законе трения, более правильно описывает опытные данные, чем формула Эйлера, при выводе которой коэффициент трения считается постоянной величиной.

Библиографический список

1. Беркович, И.И. Связь между силами натяжения в ветвях нити, тканой и сплошной ленты / И.И. Беркович, Ю.И. Морозова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2015. Вып. 8. С. 23-27.

2. Демкин, Н.Б. Контактное шлифование шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 226 с.

3. Хебда, М. Справочник по триботехнике / М. Хебда, А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 1989. Т. 1. 397 с.

УДК 621.789; 621.791.92

А.Ю. Лаврентьев
Тверской государственный технический университет

ЛОКАЛЬНЫЙ ПОВЕРХНОСТНЫЙ ОТПУСК КАК СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА

Рассмотрены структурно-фазовые превращения в быстрорежущих сталях при производстве инструмента. Показана необходимость обеспечения локального отпуска биметаллического инструмента. Описаны способы локального нагрева металлических заготовок, пригодные для отпуска.

Ключевые слова: термическая обработка, отпуск стали, биметаллический материал, наплавка, зона термического влияния, быстрорежущая сталь.

Structural phase transformations in high speed steels for tool manufacturing are considered. The necessity of assurance of local tempering of bimetallic tool is argued. The methods of the local heating of metal workpieces, suitable for tempering, are described.

Key words: heat treatment, tempering of steel, bimetal material, welding, heat-affected zone, high-speed steel.

Быстрорежущие стали широко применяются для изготовления металлорежущего инструмента. Для получения высоких эксплуатационных свойств эти стали подвергают комплексной упрочняющей обработке. В литературе описано достаточно много методов комплексного воздействия на структуру и свойства инструмента из таких сталей [1, 2].

В процессе обработки происходит несколько этапов структурных превращений в металле.

После кристаллизации из жидкого состояния, в процессе литья быстрорежущая сталь имеет эвтектическую структуру, по строению напоминающую ледебурит, которая состоит в основном из первичных карбидов легирующих элементов.

Затем выполняют ковку или прокатку. В процессе деформирования при температуре 850...1 200 °С удается раздробить эвтектические карбиды, а также получить их более равномерное распределение. Полностью устранить неоднородность структуры не представляется возможным.

С целью снижения твердости для облегчения механической обработки выполняют отжиг при температуре около 740 °С. В результате получают сорбитообразный перлит с твердостью около 270НВ.

В процессе закалки стали нагревают вплоть до температуры 1 290 °С. Такая высокая температура необходима для обеспечения растворения карбидов и получения высоколегированного аустенита. Нагрев выполняют в соляных ваннах для исключения воздействия кислорода и обеспечения более равномерного распределения температуры. Охлаждают изделия в масле. В результате получают структуру мартенсита, нерастворенных карбидов и остаточного аустенита (около 30 %).

Перечисленные выше четыре этапа удается в ряде случаев успешно заменять технологическим процессом электродуговой наплавки. Рядом авторов [3] показана возможность получения быстрорежущей стали в закаленном состоянии при охлаждении после наплавки со скоростью выше критической. Образование трещин исключается за счет наличия в структуре более 50 % остаточного аустенита. Однако такая структура не обеспечивает максимальной твердости и износостойкости инструмента. Высокий уровень внутренних напряжений приводит к возникновению трещин в наплавленном металле.

После закалки необходимо устранить внутренние напряжения в стали и перевести остаточный аустенит в мартенсит. Для этого выполняют отпуск быстрорежущей стали. Наиболее часто выполняют трехкратный отпуск при температуре 560 °С, продолжительность выдержки 1 час, охлаждают металл на воздухе, после этого удается сократить содержание остаточного аустенита до 5 %. Структура быстрорежущей стали будет представлять преимущественно мартенсит и некоторое количество вторичных карбидов. Обработка холодом позволяет дополнительно уменьшить содержание остаточного аустенита и повысить твердость еще на 2...3 единицы *HRC*, доведя ее до 63...65*HRC*.

Сократить время на выполнение отпуска и обеспечить существенное повышение эксплуатационных свойств возможно за счет проведения поверхностного пластического деформирования (ППД) быстрорежущей стали на этапе охлаждения в процессе закалки [4]. Особенно эффективно выполнение такой обработки при изготовлении наплавленного инструмента. В этом случае ППД обеспечивает не только превращение аустенита в мартенсит, также происходит измельчение зерна, а за счет деформации форма наплавленного валика максимально приближается к форме инструмента.

В процессе изготовления инструмента электродуговую наплавку выполняют на среднелегированную конструкционную сталь. В результате получают биметаллический износостойкий материал, поверхностный слой, подвергающийся износу в процессе эксплуатации инструмента, формируется из быстрорежущей стали (например, P2M8), а корпус инструмента (подложка) изготавливается из стали 30ХГСА. Для обеспечения максимальной прочности и жесткости корпуса сталь 30ХГСА перед наплавкой подвергают закалке в масло и низкотемпературному отпуску при температуре 200 °С. Такая термообработка обеспечивает достаточно высокие показатели меха-

нических свойств: предел прочности σ_b – 1 470...1 700 МПа, твердость – 43...51HRC [5]. Однако, как было сказано выше, для получения высокой твердости быстрорежущей стали биметаллические изделия необходимо отпускать при температуре 540...560 °С. При этом металл корпуса инструмента существенно разупрочнится: σ_b – 880 МПа, твердость – 225HB (21HRC) [5]. Такое разупрочнение в процессе эксплуатации инструмента может привести к смятию корпуса инструмента под наплавленным слоем, в результате будет изменена геометрия инструмента, или произойдет поломка [6].

Сложившееся противоречие не позволяет в полной мере реализовать все преимущества технологии наплавки для используемых материалов. Для обеспечения максимальной износостойкости и прочности наплавленного металла приходится мириться с разупрочнением металла корпуса инструмента, частично компенсируя его за счет увеличения толщины наплавленного металла. Такое решение приводит к увеличению расхода дорогостоящей быстрорежущей стали, а также повышает энергозатраты при изготовлении инструмента.

Наиболее эффективным решением было бы проведение отпуска наплавленной быстрорежущей стали таким образом, чтобы исключить (или хотя бы уменьшить) нагрев основного металла корпуса инструмента, то есть выполнить отпуск локально.

Цель представленной работы – обоснование выбора способа локального поверхностного отпуска наплавленной быстрорежущей стали.

В патенте [7] предлагается способ изготовления наплавленного режущего инструмента, который включает механическую и термическую обработку корпуса, наплавку быстрорежущей сталью рабочего слоя, его поверхностное пластическое деформирование и высокотемпературный отпуск. Согласно изобретению при поверхностном пластическом деформировании осуществляют упрочнение металла зоны термического влияния наклепом, а высокотемпературный отпуск выполняют локально в области наплавленного металла.

Выполнение пластического деформирования наплавленного металла и металла зоны термического влияния обеспечивает условия полного превращения аустенита быстрорежущей стали и упрочнение наклепом металла зоны термического влияния до исходного уровня. Выполнение высокотемпературного отпуска наплавленного металла локальным нагревом позволяет выполнять наплавку при минимальных тепловложениях, уменьшить толщину наплавленного слоя и полностью исключить разупрочнения корпуса. Указанные действия при изготовлении наплавленного режущего инструмента ограничивают тепловложения за счет уменьшения погонной энергии и позволяют уменьшить ширину зоны термического влияния. Уменьшение толщины наплавленного слоя, с учетом устранения разупрочнения корпуса, позволяет дополнительно снизить тепловложение и ширину зону термического влияния. По окончании наплавки и завершения ППД выполняли вы-

сокотемпературный отпуск с применением индукционного нагрева поверхности металла наплавленного слоя индуктором [7].

В промышленности существует несколько методов осуществления локального нагрева металла при проведении термической обработки.

На определенном этапе единственным способом локального нагрева являлся нагрев газовым пламенем с помощью горелки. Этот метод применяли для поверхностной закалки. В настоящее время его применяют для локального отжига сварных конструкций, например шва и околошовной зоны стыков трубопроводов.

Нагрев токами высокой частоты (ТВЧ) наиболее распространен при поверхностной закалке. За счет концентрации переменного электромагнитного поля в поверхностном слое удастся разогреть металл до температуры более 800 °С за несколько секунд. Регулируя частоту ТВЧ, удастся эффективно регулировать глубину нагрева. Современные системы бесконтактного контроля температуры и информационного управления обеспечивают возможность реализации практически любого режима в координатах «ТЕМПЕРАТУРА» – «ВРЕМЯ». Метод достаточно просто механизмуется и автоматизируется, поэтому широко распространен в термических цехах.

Для закалки отдельных участков инструмента возможно применение нагрева в соляных ваннах методом частичного погружения изделия в расплав.

Известны также методы поверхностного нагрева высококонцентрированными источниками, такими как лазерный луч или плазма. Такой нагрев может быть весьма эффективным для тонких слоев материала, однако необходимо применять дополнительные меры для исключения перегрева поверхности.

На основе анализа существующих методов локального нагрева для термической обработки биметаллического наплавленного инструмента можно рекомендовать нагрев ТВЧ с применением источника с датчиком обратной связи по температуре. Такое оборудование обеспечивает поддержание требуемой температуры нагрева около 560 °С на поверхности наплавленного слоя в течение 45...60 минут. Однако для исключения перегрева основного металла корпуса инструмента за счет теплопроводности необходимо проработать вопрос дополнительного отвода тепла от изделия.

Библиографический список

1. Солнцев, Ю.П. *Материаловедение: учебник для вузов* / Ю.П. Солнцев, Е.И. Пряхин. СПб.: ХИМИЗДАТ, 2007. 784 с.
2. Геллер, Ю.А. *Инструментальные стали* / Ю.А. Геллер. М.: Металлургия, 1983. 527 с.
3. Барчуков, Д.А. Назначение высокотемпературного отпуска быстрорежущих сталей с минимальным содержанием остаточного аустенита / Д.А. Барчуков, А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев, А.А. Хохлов // *Справочник. Инженерный журнал*. 2014. № 5. С. 3-7.

4. Лаврентьев, А.Ю. Изменение структуры и свойств зоны термического влияния при изготовлении наплавленного инструмента из быстрорежущих сталей / А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев, Д.А. Барчуков // Известия Юго-Западного государственного университета. 2014. № 5 (56). С. 14-20.

5. Сорокин, В.Г. Стали и сплавы. Марочник: справ. изд. / В.Г. Сорокин [и др.]. М.: «Интернет Инжиниринг». 2001. 608 с.

6. Дожделев, А.М. Исследование процессов, протекающих в зоне термического влияния при наплавке на термообработанную конструкционную сталь 30ХГСА / А.М. Дожделев, А.Ю. Лаврентьев // Материалы XX-й Междунар. науч.-техн. конф. «Новые материалы и технологии в машиностроении – 2014». Брянск: БГИТА, 2014. Вып. 20. С. 50-55.

7. Патент РФ № 2539499. Способ упрочнения наплавленной быстрорежущей стали / А.Ю. Лаврентьев [и др.]; опубл. 20.01.2015. Бюл. № 2.

УДК 532.632

А.Р. Новоселов

Тверской государственный университет

ВЛИЯНИЕ ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ НА ВОЗНИКНОВЕНИЕ ПОВЕРХНОСТНЫХ МИКРОТРЕЩИН ПРИ ТРЕНИИ

Проведена оценка влияния линейного натяжения на возникновение микротрещин на поверхностях твердых тел при трении. Показано, что анализ условий появления трещин с размером выше критического не требует учета свободной энергии линии пересечения межфазных поверхностей.

Ключевые слова: избыточная свободная энергия, линейное натяжение, поверхностные микротрещины.

The estimation of the influence of linear tension on the development of micro cracks on solid surfaces with friction is conducted. It is shown that the analysis of conditions of occurrence of cracks with a size above the critical one does not require accounting for the free energy of the intersection line of the interphase surface.

Key words: excessive free energy, line tension, surface micro crack.

В работе [1] была проведена оценка влияния линейной плотности избыточной свободной энергии линии пересечения межфазных поверхностей (линейного натяжения) на условия возникновения и развития трещин в объеме твердых тел при их хрупком разрушении. Целью данной работы является исследование возможного влияния линейного натяжения на возникновение микротрещин на поверхностях твердых тел при трении.

Рассмотрим твердое тело, приповерхностный слой которого испытывает растягивающее напряжение p , вызванное трением. При растяжении тело приобретает упругую энергию, объемная плотность которой

$$w = \frac{p^2}{2E},$$

где E – модуль Юнга.

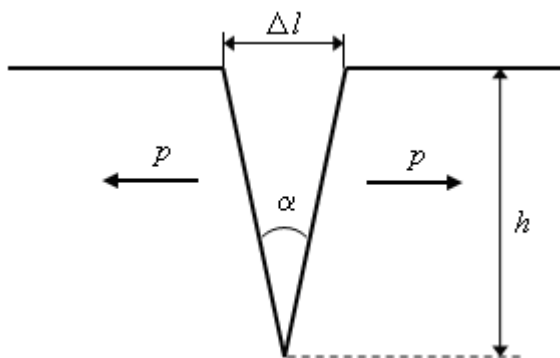


Рис. 1. Микротрещина на поверхности твердого тела

Раскрытие на поверхности тела трещины глубиной h с углом α при вершине (рис. 1) сопровождается изменением свободной энергии ΔF . Традиционный подход к оценке этого изменения [2] не учитывает линейного натяжения. В нем ΔF складывается из свободной поверхностной энергии, связанной с образованием новой поверхности раздела фаз, и из уменьшения энергии упругой деформации, вызванного спадом напряжений в окрестности трещины.

Размер области, в которой происходит спад упругих напряжений, будем приближенно считать равным глубине щели h . Учитывая малость угла α , площадь возникшей межфазной границы, приходящейся на единицу длины трещины, можно считать примерно равной $2h$. Тогда изменение свободной энергии системы, приходящейся на единицу длины трещины, будет иметь вид

$$\Delta f \approx \sigma \cdot 2h - w \cdot 2h^2, \quad (1)$$

где σ – свободная энергия единицы площади образовавшейся межфазной поверхности. Из формулы (1) видно, что при увеличении размера трещины свободная энергия сначала растет, проходит через максимум и затем убывает. Максимуму свободной энергии соответствует критический размер трещины h_c , по порядку величины равный

$$h_c \approx \frac{\sigma E}{p^2}.$$

Две поверхности, возникающие при раскрытии микротрещины, расположены очень близко друг к другу (угол α мал). Это обстоятельство может повлиять на величину изменения свободной энергии системы. Чтобы учесть взаимное влияние пересекающихся межфазных поверхностей, введем в рассмотрение линейную плотность к избыточной свободной энергии линии их пересечения, приходящейся на единицу длины ребра, образованного пересечением двух плоских межфазных поверхностей. В работе [3] методом термодинамической теории возмущений было получено выражение линейного натяжения

$$\kappa(\alpha) = -\sigma \cdot a \cdot \operatorname{ctg}(\alpha/2) \cdot (1 + \cos(\alpha/2)),$$

где a – эффективный диаметр молекул; α – угол между пересекающимися поверхностями. С учетом линейного натяжения изменение свободной энергии системы Δf_1 , приходящееся на единицу длины трещины, примет вид

$$\Delta f_1 \approx \sigma \cdot 2h + \kappa(\alpha) + 2\kappa(\pi/2) - w \cdot 2h^2. \quad (2)$$

Здесь $\kappa(\pi/2)$ – линейное натяжение линии пересечения поверхности тела и образовавшихся сторон трещины. Угол α между сторонами трещины можно связать с размерами области, в которой происходит релаксация упругих напряжений. Проводимые расчеты носят оценочный характер, аналогичный принятому в работе [2]. Учитывая это, угол α можно принять равным относительному удлинению $\varepsilon = \Delta l/h = p/E$:

$$\alpha \approx \frac{p}{E}.$$

Размер трещины удобно характеризовать ее глубиной h , отнесенной к диаметру молекулы $x = h/a$. Тогда формулу (2) можно переписать в виде

$$\Delta f_1 \approx \sigma \cdot a \left[2x - \text{ctg}(\alpha/2) \cdot (1 + \cos(\alpha/2)) - 1 - \sqrt{2}/2 - \varepsilon^2 x^2 \right]. \quad (3)$$

Формула (3) записана с учетом того, что $a \cdot E$ и σ являются величинами одного порядка и при оценках их отношение принимается за единицу (как это сделано в [2]). Для развития трещины важна не величина приращения свободной энергии ΔF , а размер трещины, при котором ΔF достигает максимума. Чтобы выяснить, насколько существенна роль линейного натяжения в процессах возникновения трещин, сравним графики зависимости $\Delta f(x)$ и $\Delta f_1(x)$, соответствующие формулам (1) и (3). Для удобства сравнения преобразуем эти формулы к виду

$$\Delta f = \sigma \cdot a \cdot g(\varepsilon, x), \quad \Delta f_1 = \sigma \cdot a \cdot G(\varepsilon, x),$$

где $g(\varepsilon, x) = 2x - \varepsilon^2 x^2$; $G(\varepsilon, x) = 2x - \varepsilon^2 x^2 - \text{ctg}(\alpha/2) \cdot (1 + \cos(\alpha/2)) - 1 - \sqrt{2}/2$.

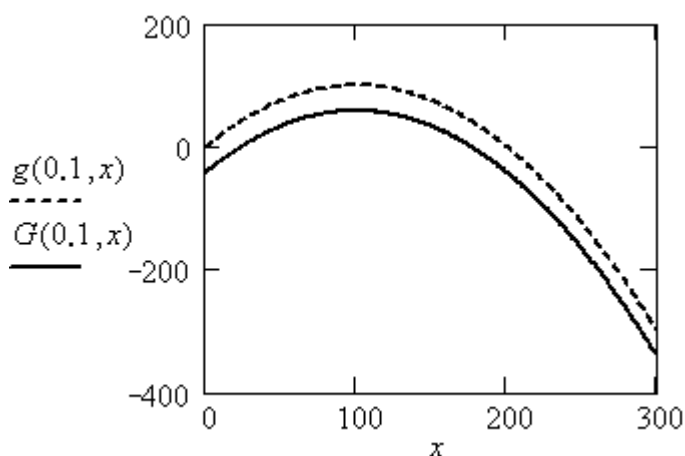


Рис. 2. Зависимость свободной энергии от размера трещины при $\varepsilon = 0,1$; $G(\varepsilon, x)$ – с учетом линейного натяжения; $g(\varepsilon, x)$ – без учета линейного натяжения

Функции $g(\varepsilon, x)$ и $G(\varepsilon, x)$ представляют приведенные к безразмерному виду свободные энергии, приходящиеся на единицу длины трещин в зависимости от растягивающего напряжения ε и глубины x (рис. 2).

Из графиков видно, что учет линейного натяжения приводит к некоторому уменьшению свободной энергии трещины, однако критический размер трещины, по достижении которого она

начинает самопроизвольно расти, остается практически неизменным. Такая же картина имеет место и при других значениях ε . Таким образом, можно сделать вывод, что анализ условий появления трещин с размером выше критического не требует учета свободной энергии линии пересечения межфазных поверхностей.

Библиографический список

1. Новиков, Е.Ф. Влияние линейного натяжения на возникновение микротрещин / А.Р. Новоселов, Д.Н.Чернов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2009. С. 65-67.
2. Ребиндер, П.А. Поверхностные явления в твердых телах в процессах их деформации и разрушения / П.А. Ребиндер, Е.Д. Шукин // УФН. 1972. Т. 108. Вып. 1. С. 3-42.
3. Новиков, И.Е. Оценка линейного натяжения ребер / И.Е. Новиков, А.Р. Новоселов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2005. С. 90-92.

УДК 535.555

А.В. Мишина

Тверской государственный технический университет

МОДЕЛИРОВАНИЕ УСЛОВИЙ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ФАЗОВОГО СИНХРОНИЗМА В ДВУМЕРНЫХ НАНОСТРУКТУРАХ ПРИ УЧЕТЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ ДЕПОЛЯРИЗАЦИИ

Учет динамической деполяризации в модели Бруггемана приводит к поправкам в определении эффективных показателей преломления среды. Соответствующее этому изменение расчетной величины анизотропии пористой тонкопленочной структуры влияет на результат моделирования условий возникновения фазового синхронизма.

Ключевые слова: тонкие пленки, эффективная среда, моделирование, динамическая деполяризация.

Taking into account a dynamic depolarization in Bruggeman model results in corrections in estimation of medium effective index of refraction. Respective changing of calculated value of anisotropy of porous thin-film structure influences on results of simulation of conditions of phase synchronism appearance.

Key words: thin films, effective medium, simulation, dynamic depolarization.

Нанокompозитные среды и нанопленки в последнее время являются объектом интенсивных исследований. Их широко варьируемые свойства часто существенно отличаются от исходных характеристик макроматериалов, составляющих наполнение композита. Искусственно сформированная способность таких структур селективно поглощать, усиливать, преобразовывать электромагнитные волны различных частот делает их использование особенно интересным в нелинейной оптике.

В основу прогнозирования свойств тонких пленок и результатов их взаимодействия электромагнитными волнами положены различные расчетные модели, как правило, реализующие матричный метод. Разработанная нами программа, в отличие от пошагового матричного метода, комплексно учитывает фазовые сдвиги при многократных отражениях как исходного, так и генерируемого структурой сигнала [1].

В качестве модели исследуемой среды рассматривалась тонкопленочной диэлектрическая или полупроводниковая пористая структура с заполненными (возможно, частично) либо незаполненными порами. Столбцы были аппроксимированы эллиптическими наночастицами среды A , внедренными в среду B (рис. 1).

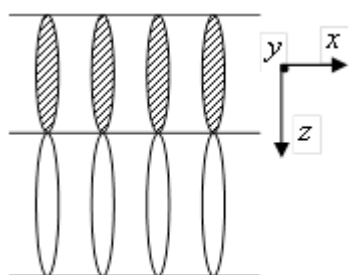


Рис. 1. Аппроксимация пористой структуры эллипсоидальными наночастицами

Размеры пор варьировались от нескольких единиц до нескольких десятков нанометров, что позволяло использовать для расчета эффективной диэлектрической проницаемости ϵ_{ii}^{eff} среды модель Бруггемана

$$f_A \left[\frac{\epsilon_A - \epsilon_{ii}^{eff}}{\epsilon_{ii}^{eff} + L_i(\epsilon_i - \epsilon_{ii}^{eff})} \right] + f_B \left[\frac{\epsilon_B - \epsilon_{ii}^{eff}}{\epsilon_{ii}^{eff} + L_i(\epsilon_B - \epsilon_{ii}^{eff})} \right] = 0,$$

где f_A, f_B – объемные доли; ϵ_A, ϵ_B – диэлектрические проницаемости доли фазы A и B соответственно; L_i – анизотропный деполяризующий фактор (для цилиндра использовались значения $L_x = L_y = 0,475, L_z = 0,05$ [2]). Нелинейная восприимчивость была рассчитана по формуле

$$\chi^{eff} = f_A \chi_A + f_B \chi_B.$$

Анизотропная структура рассматривалась как одноосный кристалл с эффективными показателями преломления для обыкновенной и необыкновенной волн n_o и n_e соответственно. Условия моделирования позволяли оценивать зависимость интенсивности и поляризации волны второй гармоники от параметров пористой структуры (толщины, пористости, фактора формы, соотношения оптических свойств и исходных материалов) и параметров первичной волны (длинноволнового диапазона, поляризации, угла падения). Расчет определял условия усиления волны второй гармоники при учете многократных отражений и фазовом синхронизме.

В разработанной ранее программе [1] использовалось электростатическое приближение, не учитывающее динамические эффекты распространения электромагнитного излучения через композитную среду. В настоящей версии реализована развитая модель Бруггемана, которая позволяет уточнить эффективные показатели преломления n_o и n_e и, как следствие, уточнить положение углов синхронизма. Описание модели, ее решение и

сравнение с экспериментом на примере пористого кремния с различной степенью пористости, исследуемом в ИК и видимом диапазоне электромагнитных волн, дается в [3].

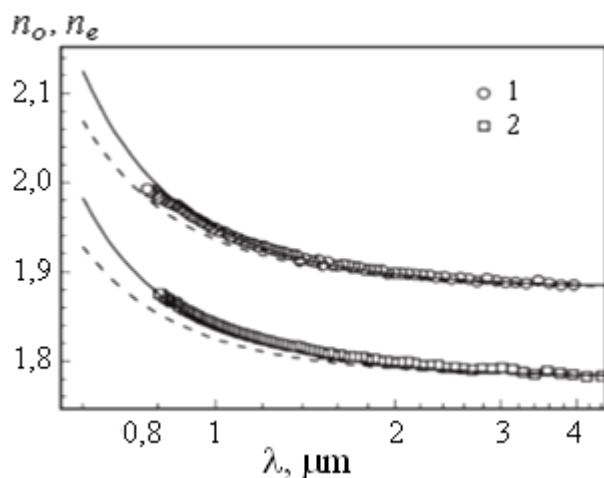


Рис. 2. Зависимости показателей преломления анизотропного мезопористого кремния от длины волны: 1 — экспериментальные значения n_o ; 2 — n_e ; штриховая линия — расчет по модели эффективной среды без учета динамической деполяризации; сплошная — с учетом

стой структуры. Такое соотношение приближено к границе применимости статистической модели эффективной среды. Как видно из графиков, отклонения наблюдаются для обоих типов волн. Сплошной линией показаны результаты расчета, выполненного с учетом динамических эффектов, которые значительно лучше согласуются с экспериментом. В [3] также проанализировано, что максимум двулучепреломления $\Delta n = n_{\perp} - n_{\parallel}$ и дихроизма $\Delta k = k_{\perp} - k_{\parallel}$ достигаются при меньших размерах наночастиц и меньших длинах волн.

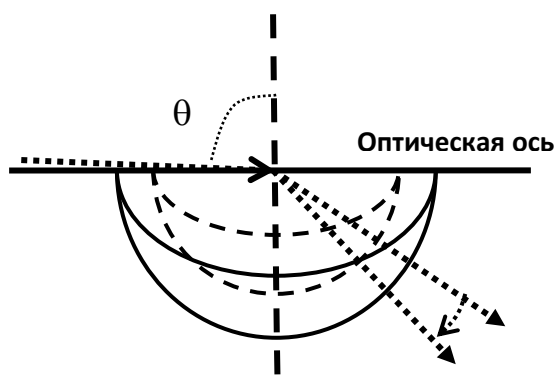


Рис. 3. Схема изменения положения направления синхронизма (пунктирная стрелка) при учете фактора динамической поляризации

На рис. 2 представлены зависимости эффективных коэффициентов преломления n_o и n_e от длины волны. Пунктирными линиями показаны результаты расчетов, сделанные на основе эффективной среды Бруггемана без учета динамической составляющей. Как видно из рисунка, опытные данные хорошо согласуются с расчетами в ИК-диапазоне, но показывают отклонение в области волн, близких к видимому диапазону. Это обусловлено тем, что при длине волны порядка 500 нм в вакууме в среде кремния она приближается к 150 нм, что сравнимо с размерами кластеров мезопористой структуры.

Результат применения в настоящей версии программы динамических поправок при моделировании условий возникновения синхронизма показан на рис. 3 и 4. Характеристики сконструированной пористой структуры, используемой для модели, и диапазон рассматриваемых волн основаны на данных [3].

Расчет показывает, что в результате применения динамических поправок увеличение ($\sim 1\%$)

эффективных показателей преломления для волны удвоенной частоты, близкой к видимому диапазону, приводит к соответствующему изменению положения волновых векторов. При формировании пористой структуры с осью, лежащей в плоскости поверхности ($n_o > n_e$), это приводит к сдвигу угла синхронизма по направлению от оптической оси (см. рис. 3).

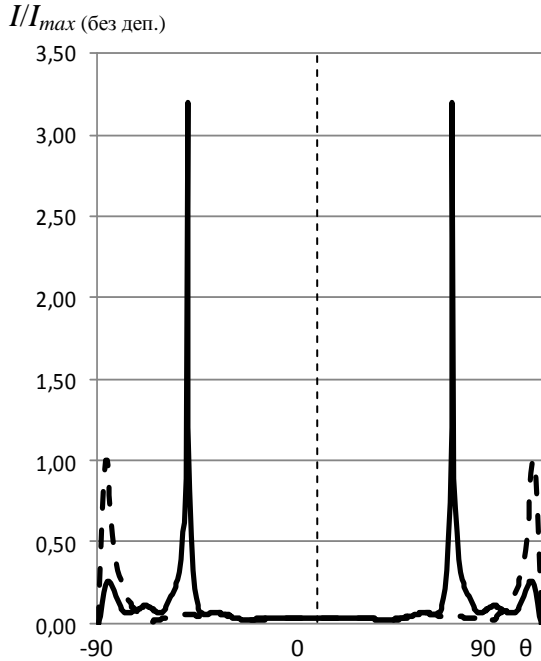


Рис. 4. Зависимости интенсивности отраженной волны второй гармоники: пунктирная линия – без учета динамической составляющей; сплошная – с учетом

На рис. 4 приведены оценочные графики зависимости интенсивностей вторичных волн от угла падения при отражении от нанопленки. Пунктирная и сплошная линии отображают результаты расчетов, проведенных без учета и с учетом фактора динамической деполяризации соответственно. Итоговые значения нормированы на максимальное значение интенсивности, рассчитанной без динамической составляющей. Как следует из графика, при близких значениях углов синхронизма и полного внутреннего отражения учет поправок динамической деполяризации прогнозирует повышение эффективности преобразования волн.

Библиографический список

1. Мишина, А.В. Моделирование условий возникновения фазового синхронизма при генерации второй оптической гармоники в неупорядоченных структурах / А.В. Мишина, А.Д. Мишин // Вестник ТвГУ. Серия «Физика». 2010. Вып. 10. С. 37-44.
2. Wang, J. Extended effective medium model for refractive indices of thin films with oblique columnar structure / J. Wang, J. Shao, Z. Fan // Optics Commun. 2004. V. 247. P. 107-110.
3. Головань, Л.А. Учет динамической деполяризации в модели эффективной среды для описания оптических свойств анизотропных наноструктурированных полупроводников / Л.А. Головань, С.В. Заботнов, В.Ю. Тимошенко, П.К. Кашкаров // ФТП. 2009. Т. 43. Вып. 2. С. 230-234.

СОДЕРЖАНИЕ

ПРЕДИСЛОВИЕ	3
В.В. Мешков, Д.А. Зоренко, Л.Е. Афанасьева, Д.А. Сергеев КАЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА ЛАТЕРАЛЬНЫХ СИЛ НА ПОВЕРХНОСТИ ТОРМОЗНОГО ДИСКА	4
В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, С.А. Чаплыгин, О ПАРАМЕТРАХ УДЕЛЬНОЙ СИЛЫ ТРЕНИЯ И МЕТОДИКАХ ИХ ОПРЕДЕЛЕНИЯ	8
М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин РАСЧЕТ НАГРУЗОЧНОЙ СПОСОБНОСТИ ПЛОСКИХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ БЛИЗКОЙ ТВЕРДОСТИ	15
Э.В. Клюйко ЗАКОН ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЗАНИЕМ	21
С.Г. Докшанин ПРИМЕНЕНИЕ СМАЗОЧНЫХ КОМПОЗИЦИЙ С УЛЬТРАДИСПЕРСНЫМИ ДОБАВКАМИ В УЗЛАХ С РЕВЕРСИВНЫМ ТРЕНИЕМ	25
С.Д. Семеев, В.В. Шелгунов ТЕПЛООБМЕН ОРГАНИЗОВАННОГО ПСЕВДООЖИЖЕННОГО СЛОЯ С ПЛОСКОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ	31
О.В. Сулягин, В.В. Мешков, С.В. Мединцев, С.П. Рыков УСТРОЙСТВО И МЕТОДИКА ДЛЯ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ МАТЕРИАЛОВ И ПОКРЫТИЙ	36
И.В. Горлов, А.Н. Болотов, М.Г. Рахутин, АНАЛИЗ ОТКАЗОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН НА ОСНОВЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ	42
Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, И.Ю. Канунникова ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ФРАКТАЛЬНОЙ ПАРАМЕТРИЗАЦИИ ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ РЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТЕЙ РАЗРУШЕНИЯ	47
Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, Г.В. Сержантова ИЗУЧЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ЛЕГИРОВАННЫХ КРЕМНИЕМ НАПЛАВОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ	52
Г.В. Раткевич, И.А. Барабонова, Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова АБРАЗИВНАЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ УПРОЧНЕННОЙ МНОГОКАНАЛЬНЫМ ЛАЗЕРОМ	55
В.В. Измайлов, С.А. Чаплыгин ТЕМПЕРАТУРНАЯ ЗАВИСИМОСТЬ ПАРАМЕТРОВ УДЕЛЬНОЙ СИЛЫ ТРЕНИЯ ПРИ ГРАНИЧНОЙ СМАЗКЕ	61
В.Г. Терещенко, К.А. Алараша, О.Ю. Чаплыгин ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРНОСТИ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ В СИСТЕМЕ ВЕЛИЧИН D ^o LMT	67
И.И. Михеев ИЗНОСОСТОЙКИЕ РЕЖУЩИЕ ЭЛЕМЕНТЫ ФРЕЗ ЗЕМСНАРЯДОВ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ ВЫСОКОАБРАЗИВНЫХ ГРУНТОВ	73
И.А. Барабонова, Г.В. Раткевич, Л.Е. Афанасьева СТРУКТУРНЫЕ ФАКТОРЫ УСКОРЕННОГО ИЗНОСА ДЕТАЛЕЙ ЧУГУННЫХ СТЕКЛОФОРМ	77
В.Р. Мухамадеев, М.Ш. Мигранов, С.М. Минигалеев, И.Р. Мухамадеев ОСОБЕННОСТИ ДИФфуЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ В НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ НАНОКОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЯХ НА РЕЖУЩЕМ ИНСТРУМЕНТЕ	82
М.Ш. Мигранов, А.М. Мигранов ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ РЕЗАНИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СОВРЕМЕННЫХ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СРЕД	89

М.Ш. Мигранов, И.Р. Мухамадеев, О.Б. Деменок, А.О. Деменок, В.Р. Мухамадеев ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ИНТЕРМЕТАЛЛИДОВ ТИТАНА	93
А.С. Иванов, С.В. Муркин К РАСЧЕТУ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИВОДОВ	98
А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, А.И. Горлов КОМПЛЕКТ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ НАНОДИСПЕРСНЫХ МАГНИТНЫХ СМАЗОЧНЫХ СРЕД. Часть 4	102
А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова РАСЧЕТ РЕСУРСА ВАКУУМНЫХ МАГНИТОЖИДКОСТНЫХ ТРИБОУЗЛОВ ПО ИСПАРЯЕМОСТИ ЖИДКОЙ РАБОЧЕЙ СРЕДЫ	108
А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ФРАКТОГРАФИИ ДЛЯ ОЦЕНКИ КАЧЕСТВА ИЗНОСОСТОЙКИХ НАПЛАВЛЕННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ	115
А.И. Горлов, А.Н. Болотов, И.В. Горлов СИСТЕМА МОНИТОРИНГА ТРИБОУЗЛОВ	121
Г.И. Рогозин, Г.Б. Бурдо, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян РАСЧЕТ И ВЫБОР ПОСАДОК В СОЕДИНЕНИЯХ С НАТЯГОМ С УЧЕТОМ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ МИКРОНЕРОВНОСТЕЙ НА СОПРЯЖЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ	128
И.И. Беркович, Ю.И. Морозова ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕНИЯ НИТЕЙ О НАПРАВЛЯЮЩУЮ ПОВЕРХНОСТЬ	136
А.Ю. Лаврентьев ЛОКАЛЬНЫЙ ПОВЕРХНОСТНЫЙ ОТПУСК КАК СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА	140
А.Р. Новоселов ВЛИЯНИЕ ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ НА ВОЗНИКНОВЕНИЕ ПОВЕРХНОСТНЫХ МИКРОТРЕЩИН ПРИ ТРЕНИИ	144
А.В. Мишина МОДЕЛИРОВАНИЕ УСЛОВИЙ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ФАЗОВОГО СИНХРОНИЗМА В ДВУМЕРНЫХ НАНОСТРУКТУРАХ ПРИ УЧЕТЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ ДЕПОЛЯРИЗАЦИИ	147

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

Межвузовский сборник научных трудов
Выпуск 9

Ответственный редактор В.В. Измайлов
Редактор Ю.Ф. Воробьева
Корректор Ю.А. Якушева
Технический редактор М.Б. Юдина

Подписано в печать 10.03.2016

Формат 60×84/16

Физ. печ. л. 9,5

Тираж 100 экз.

Усл. печ. л. 8,8

Заказ № 20

Бумага писчая

Уч.-изд. л. 8,3

С – 20

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