

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ РЕСПУБЛИКИ БЕЛАРУСЬ
Белорусский национальный технический университет

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

MASHINOSTROENIE

THE REPUBLICAN INTERDEPARTMENTAL
COLLECTION OF THE SCIENTIFIC WORKS PROCEEDINGS

Выпуск 32

Минск
БНТУ
2020

УДК 621.002 (082)

ББК 34.4

М 38

Сборник основан в 1976 году

Редакционная коллегия:

В. К. Шелег (гл. редактор), *Л. М. Акулович*, *В. Л. Басинюк*, *А. Г. Баханович*,
К. Е. Белявин, *Ю. В. Василевич* (зам. гл. редактора), *О. Г. Девойно*, *Э. М. Дечко*,
Е. В. Ероховец (техн. секретарь), *М. А. Журавков*, *В. С. Ивашко*, *С. А. Иващенко*,
М. М. Кане, *И. В. Качанов*, *И. А. Каптальян*, *В. В. Клубович*, *А. П. Ласковнев*,
М. И. Михайлов, *Г. И. Михалев*, *Н. Н. Попок*, *А. Т. Скойбеда* (зам. гл. редактора),
И. О. Сокоров (отв. секретарь), *В. Л. Соломахо*, *В. А. Томило*,
С. В. Харитончик, *М. Л. Хейфец*

В сборнике представлены результаты исследований различных процессов механической обработки деталей и технологии их изготовления. Изложены новые принципы проектирования некоторых инструментов, станков и другого технологического оборудования. Приведены результаты работ по электрофизическим и электрохимическим способам обработки материалов. Представлены некоторые направления развития механики структур и материалов. Рассмотрены проблемы динамики и прочности машин. Изложены актуальные вопросы машиностроительного производства.

ISSN 0203-2791

© Белорусский национальный
технический университет, 2020

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ	5
Воробьева Е.И., Чигринова Н.М. МЕХАНИЗМЫ АКТИВИЗАЦИИ И СТАБИЛИЗАЦИИ ПРОЦЕССА ИСКРЕНИЯ ПРИ АНОДНОМ МИКРОДУГОВОМ ОКСИДИРОВАНИИ	5
Девойно О.Г., Володько А.С., Пилипчук А.П., Девойно Д.Г., Мишин А.А., Исак В.Г. ФОРМИРОВАНИЕ МНОГОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ ИЗ СВЕРХВЫСОКОМОЛЕКУЛЯРНОГО ПОЛИЭТИЛЕНА НА ПОВЕРХНОСТИ ПАРААРАМИДНЫХ ТКАНЕЙ МЕТОДОМ ГАЗОПЛАМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ	13
Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Луцко Н.И., Лапковский А.С., Пилецкая Л.И. МЕХАНИЗМ ФОРМИРОВАНИЯ И СВОЙСТВА 2D МУЛЬТИМОДАЛЬНОГО ПОКРЫТИЯ, ПОЛУЧЕННОГО ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКОЙ	18
Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Романовский А.О. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ МЕТОД ФОРМИРОВАНИЯ УПРОЧНЕННОГО СЛОЯ НА ДЕТАЛЯХ МАШИН С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МИКРОПЛАЗМЕННОГО НАГРЕВА	23
Дечко Э.М., Густяков П.В. СТОЙКОСТЬ ЛЕНТОЧНЫХ ПИЛ И АЛГОРИТМ ВЫБОРА КОНСТРУКЦИЙ	28
Кане М.М., Кравчук М.А. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ЧЕРВЯЧНЫМИ ФРЕЗАМИ	31
Комаров А.И., Фролов И.С., Фролов Ю.И., Девойно О.Г. ПОЛУЧЕНИЕ КЕРАМИКИ НА ОСНОВЕ VN и ZrO ₂ ЛАЗЕРНЫМ ЛЕГИРОВАНИЕМ ПОКРЫТИЯ, СФОРМИРОВАННОГО МИКРОДУГОВЫМ ОКСИДИРОВАНИЕМ	35
Кудина А.В., Соколов И.О. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ЛЕГИРОВАННЫХ МЕТАЛЛОПОВЕРХНОСТЕЙ ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ НАПЛАВКОЙ С ПОРОШКОВОЙ ПРИСАДКОЙ	40
Синькевич Ю.В. ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ФОРМИРОВАНИЯ ПРОФИЛЯ ПОВЕРХНОСТИ В УСЛОВИЯХ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОГО ПОЛИРОВАНИЯ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ ВЕРОЯТНОСТНО-СТАТИСТИЧЕСКИМ МЕТОДОМ	46
Фролов И.С., Мрочек Ж.А., Фролов Ю.И. ТЕПЛОФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПОКРЫТИЯ С ОСНОВОЙ ПРИ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННОМ НАПЫЛЕНИИ	54
Чигринова Н.М., Ловыгин С.И. МЕХАНИЗМЫ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ В ЭЛЕКТРОИСКРОВЫХ ПОКРЫТИЯХ ПРИ ИЗМЕНЯЮЩЕЙСЯ ИНТЕНСИВНОСТИ И ОЧЕРЕДНОСТИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ	58
Шелег В.К., Жигалов А.Н. ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ИНТЕНСИВНОСТИ УДАРНОЙ НАГРУЗКИ ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ РЕЗАНИИ НА СТОЙКОСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА, УПРОЧНЕННОГО АЭРОДИНАМИЧЕСКИМ ЗВУКОВЫМ МЕТОДОМ	64

Шелег В.К., Жорник В.И., Сенють В.Т., Ковалева С.А., Хомич Н.С. КОМПОЗИЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ НА ОСНОВЕ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ ИМПАКТНЫХ АЛМАЗОВ ДЛЯ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ	71
МАШИНОВЕДЕНИЕ, СИСТЕМЫ ПРИВОДОВ И ДЕТАЛИ МАШИН.....	80
Гулай А.В., Зайцев В.М. ИНТЕЛЛЕКТНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ КЕПСТРАЛЬНОГО АНАЛИЗА КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ.....	80
Гурвич Ю.А. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ УГЛОВОГО УСКОРЕНИЯ ВЫХОДНОГО ВАЛА КАРДАННЫХ ПЕРЕДАЧ В ФУНКЦИИ ДВУХ УГЛОВ.....	88
Кравчук А.С., Соколов И.О., Смалюк А.Ф., Кравчук А.И. ВЛИЯНИЕ БАЛЛИСТИЧЕСКОГО КОЛЬЦА НА ДОЗВУКОВУЮ АЭРОДИНАМИКУ АВИАЦИОННОЙ БОМБЫ	99
МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЁРДОГО ТЕЛА.....	106
Абражевич Д.С., Калиновский Д.В., Пискун Г.А. МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ВИТКОВ РЕЗЬБЫ В ANSYS WORKBENCH	106
Воронович Г.К., Коробко Е. В. ДИНАМИКА ВИБРОПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С МРС В КОЛЕБАТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЕ ГРОМКОГОВОРИТЕЛЯ	113
Гольцев М.В., Белая О.Н., Неумержицкая Е.Ю., Шепелевич В.Г. МИКРОСТРУКТУРА БЫСТРОЗАТВЕРДЕВШИХ ФОЛЬГ СПЛАВА $In_{44}Sn_{53}Zn_3$	130
Чигринова Н.М., Мир СадриСейеда Амин ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ПОКРЫТИЙ РАЗЛИЧНОЙ ЦВЕТОВОЙ ГАММЫ МЕТОДОМ АНОДНОГО МИКРОДУГОВОГО ОКСИДИРОВАНИЯ.....	134
REFERATS.....	140

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 691.9.048.4

Воробьёва Е.И., Чигринова Н.М.

МЕХАНИЗМЫ АКТИВИЗАЦИИ И СТАБИЛИЗАЦИИ ПРОЦЕССА ИСКРЕНИЯ ПРИ АНОДНОМ МИКРОДУГОВОМ ОКСИДИРОВАНИИ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

В статье приведены результаты экспериментальных исследований изменения параметров формируемых покрытий при анодном микродуговом оксидировании с квазикатодами, позволяющие установить механизмы активизации и стабилизации процесса искрения, связанного с перераспределением микрозарядов на поверхности детали, вызываемым изменением плотности тока, и приведены зависимости влияния параметров квазикатодов на показатель неравномерности толщины создаваемых покрытий.

Постановка проблемы

Для изменения свойств и характеристик МДО-покрытий изделий, способных работать в условиях интенсивного износа и агрессивных средах, необходимо определить механизмы влияния микроплазменных процессов на формируемый при АМДО рельеф поверхности покрытия, его толщину и плотность.

В качестве факторов, влияющих на свойства покрытий, как правило, выступают плотность тока, соотношение катодной и анодной составляющих тока, состав электролита. Величина плотности тока оказывает значительное влияние на скорость протекания физико-химических процессов на обрабатываемой поверхности и на эксплуатационные характеристики полученного оксидного слоя. Однако при достижении определенных значений плотности тока энергия локальных зарядов возрастает до величин, при которых наблюдается эффект кавитации. При чрезмерно больших плотностях тока кавитационное разбрызгивание может превысить массу образующегося оксида. Объясняется это тем, что расплавленная капля оксида не успевает закристаллизоваться и поэтому следующий заряд приходится на это же место. В таких случаях вся подведенная энергия концентрируется через малую площадь дна кратера, разрушая не только слой образовавшегося оксида, но и материал основы [1].

Известно [2], что микродуговые заряды возникают на поверхности детали спонтанно и хаотично и, на первый взгляд, распределены равномерно, что должно определять равномерный прирост по всей оксидируемой поверхности толщины образуемых оксидов. Однако при более внимательном наблюдении можно заметить, что первые микрозаряды возникают на острых краях рельефа анода. Здесь же наблюдаются наиболее сильные микрозаряды, провоцирующие более быстрый выход на микродуговой режим и переход с микродуговых зарядов на дуговые. Следовательно, распределение силовых линий электрического поля таково, что по периметру их больше, нежели в центральной части поверхности [3]. То есть, изначально микропробой и микрозаряды возникают в местах с максимальной напряженностью электрического поля, каковыми и являются выступы и острые кромки на поверхности обрабатываемой детали.

Неравномерность токораспределения приводит к разнотолщинности покрытия по поверхности изделия.

Происходящие неравномерные изменения состояния поверхностного слоя на различных участках рельефа анода могут служить характеристикой «рассеивающей» способности электролита при МДО-процессе, что определяет неравномерность прироста толщины формируемого оксида, его пористость, и, следовательно, нестабильность рабочих свойств.

Поэтому решение задачи изменения параметров микроплазменных явлений с целью обеспечения большей стабильности протекания АМДО позволит разработать мощные механизмы управления процессом получения прогнозируемых характеристик оксидируемой поверхности.

Для решения задачи выравнивания по толщине формируемых на профилированной поверхности анода покрытий, особенно при АМДО сложнопрофильных объектов, исследователи предлагают различные способы [2–12].

Так, для управления дискретностью электрических разрядов используют способы внешних физических воздействий, таких как наложения ультразвуковых и электромагнитных колебаний [2, 4]. Также для равномерного распределения тока на поверхности деталей служат гидродинамические факторы: перемешивание электролитов; качание, вращение; применение струйных и проточных электролитов. С этой же целью применяют дополнительные катоды, профилирование, непроводящие экраны, подвески [5–12]. Сочетание перечисленных способов позволяет повысить качество покрытий и интенсифицировать процесс даже в тех случаях, когда электролит имеет низкую рассеивающую способность.

Для обработки наружных поверхностей изделий, изделий со сложным профилем или крупногабаритных изделий предлагается использование устройств МДО, в состав которых входят дополнительные противозлектроды (катоды) в виде перфорированных пластин, через которые прокачивается раствор электролита [5, 6]. Размер и форма отверстий перфорации, как правило, определяется авторами экспериментально, как и их местоположение. Существуют цилиндрические конструкции катодов («стаканы») либо конструкции, повторяющие форму поверхности изделия, как с перфорацией, так и без нее [7]. В случае если эти катоды приводятся в движение, то дополнительно обеспечивается барботаж электролита либо его интенсивное перемещение [8, 9].

Размеры таких дополнительных противозлектродов варьируются в зависимости от площади обрабатываемой поверхности. Если катод локализуется на отдельном участке поверхности, как в случае поэтапного оксидирования крупногабаритных изделий, то мощность микроплазменных разрядов на этом участке будет одинаковой [8], а, следовательно, это должно обеспечить относительную равномерность толщины на этом участке поверхности. Для расширения номенклатуры изделий используют способ перемещения или сканирования катодом поверхности изделия [10]. При этом ему придается форму поверхности, а площадь выбирают на порядок меньше площади поверхности детали. Это же явление можно использовать для обеспечения заданной неравномерности толщины или свойств покрытия.

Для обработки внутренних поверхностей, полых цилиндров, труб, отверстий глухих и сквозных дополнительные электроды изготавливаются по форме стержня [11] либо втулки [12], коаксиально расположенных относительно обрабатываемой поверхности. Катоды-втулки могут быть, так же как и пластины, выполнены с перфорацией и без нее. В качестве материала для катодов используют нержавеющую сталь [5–12].

Местоположение дополнительных электродов определено авторами параллельно или эквидистантно обрабатываемой поверхности, однако, сведения об оптимальном расстоянии от катода до поверхности (зазор), при которых обеспечивалась бы максимальная толщина и равномерность покрытия, не приводятся, за исключением авторов [7, 12], которые проводили эксперимент с зазором 5–10 мм, и в результате получили сниженную пористость покрытий, увеличение содержания упрочняющей фазы α -

Al_2O_3 (оксида алюминия), повышение микротвердости и увеличение толщины упрочняющего слоя.

Описанные варианты дополнительных катодов, применяющихся в установках для микродугового оксидирования, как правило, имеют сложную конструкцию, проектируются под конкретное изделие; при этом их размеры и местоположение авторами не конкретизируется. Они призваны увеличить производительность используемых при МДО установок, снизить энергоемкость процесса, а в некоторых случаях, сократить расходы на электролит, обеспечив при этом рост толщины покрытия. Однако сведения о равномерности толщины покрытия и его свойствах многими авторами не приводятся.

Известно [13], что в процессе АМДО скорость роста толщины покрытий, как на стадии искрения, так и на стадии появления крупных микродуговых разрядов, является в основном функцией не от количества пропущенного электричества, а от его произведения на разницу амплитудного анодного напряжения и напряжения пробоя слабых мест уже имеющегося тонкого диэлектрического слоя. Когда очень высокая мощность концентрируется в малом количестве слабых мест такого слоя, образуются кратерообразные нарушения сплошности покрытия, и оно становится неравнотолщинным

Для устранения данного эффекта можно использовать электролизную ванну с дополнительными катодами [14]. Сущность применения дополнительных катодов состоит в том, что в электролизной ванне располагают катоды, с помощью которых распределение плотности тока по поверхности изделия, а соответственно и толщина нанесенного покрытия, будут более равномерными. Этот способ известен в гальваническом процессе и традиционно размеры и расположение дополнительных катодов в нем определяли экспериментально [15].

Обычно применяют две разновидности конфигурации дополнительных катодов, которые можно использовать при АМДО, – это катоды призматической формы (пластины) и цилиндрической (стержни, втулки). Возможно изготовление катодов сложной конфигурации, повторяющей форму обрабатываемой поверхности изделия. Их расположение, как правило, эквидистантно или коаксиально обрабатываемой поверхности.

При использовании типовых дополнительных катодов обычно возникает проблема барботажа раствора электролита и его прокачки через межэлектродный промежуток. Для ее решения авторы используют катоды с перфорацией, которая может иметь форму калиброванных каналов (отверстий) переменного поперечного сечения, увеличивающегося от периферии к центральной зоне. Эти обстоятельства сопряжены со значительными материальными и временными затратами и далеко не всегда удается получить оптимальные решения.

Предлагаемая идея

В настоящем исследовании предлагается еще один, исключая недостатки имеющихся, способ активации и стабилизации процесса анодного микродугового оксидирования за счет установки и определенного размещения дополнительных катодов варьируемой конфигурации в электролизной ванне, что позволит получать покрытия с прогнозируемыми характеристиками поверхности.

Решение задачи стабилизации искрения в процессе АМДО за счет размещения в электролизной ванне дополнительных катодов заключается в определении их количества, конструкции, размеров и мест расположения в пространстве ванны, при которых значение критерия R неравномерности распределения толщины МДО-покрытия на аноде, выбранного в качестве критерия оптимизации процесса АМДО, будет минимальным.

$$R = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \frac{\delta_i(x, y, z) - \delta_{\min}}{\delta_{\min}} \quad (1)$$

где δ_{\min} – минимальная толщина покрытия, мкм; $\delta_i(x, y, z)$ – толщина покрытия в точке анода с координатами x, y, z , мкм; m – количество точек, в которых вычисляется толщина покрытия.

Стабилизацию искрения и массопереноса в анодно-катодной области с образованием равнотолщинных покрытий за технологически выгодное время авторы предлагают обеспечить за счет изменения в существующей концепции использования дополнительных катодов, прежде всего, их конструкционных параметров и соотношения площадей анода и катода, а также правил ориентирования в пространстве электролизной ванны относительно размещенного в ней анода.

Для фиксации роли таких квазикатодов в изменении динамики процесса АМДО, определяющего размерные показатели покрытия и его свойства, были разработаны приемы ориентирования оксидируемых деталей относительно катодов различной конфигурации в процессе АМДО при различном значении межэлектродного промежутка.

Методика экспериментов

Эксперименты по изучению влияния местоположения квазикатодов в ванне на динамику массопереноса в процессе АМДО были выполнены в водно-щелочном электролите в диапазоне плотностей тока $i = 5-12$ А/дм² при полном погружении образцов в раствор, с величиной межэлектродного промежутка $h = 5-15$ мм и временем оксидирования $t = 10-100$ мин.

Обрабатывали две группы образцов из алюминиевого сплава АД33, представляющие собой плоские пластины размером 3×40×50 мм: 1 группа – подвергалась обработке типовым методом АМДО; 2 группа – обработку выполняли с установленным квазикатодом в ванне.

В качестве источника питания для микродугового процесса использовали конденсаторный источник со ступенчатой регулировкой электрического тока.

Изучали влияние размерных параметров квазикатода на кинетику процесса АМДО и динамику прироста толщины формируемого покрытия. При этом эксперименты проводили для 4 серий анодно-катодной группы: 1) площадь плоского квазикатода значительно меньше площади исследуемой поверхности; 2) площадь плоского квазикатода соразмерна площади исследуемой поверхности; 3) площадь плоского квазикатода значительно превышает площадь исследуемой поверхности; 4) цилиндрический квазикатод установлен коаксиально исследуемой поверхности образца.

Эксперименты для 2 изучаемых групп образцов проводили при условии изменяющегося расстояния между поверхностями анода и катода, и различных начальных плотностях тока и длительности процесса.

Толщину полученного оксидного покрытия измеряли по 49 точкам плоскости поверхности, после чего определяли ее неравномерность по формуле 1.

Результаты исследования

На первом этапе изучали влияние величины межэлектродного промежутка между оксидируемым анодом и установленным квазикатодом от 5 до 15 мм на динамику массопереноса и, соответственно, толщину формируемого покрытия. АМДО алюминиевых образцов двух исследуемых групп проводили при плотности анодного тока $i = 8,5$ А/дм² в течение 50 мин.

В результате было установлено, что величина неравномерности толщины покрытия для 1 группы составила $R = 27,8$ % (рис. 1, а). Для 2 группы с увеличением меж-

электродного расстояния до 10 мм при тех же значениях режимов обработки величина неравномерности толщины покрытия снизилась и составила $R = 18,6\%$ (рис. 1, б).

Из данной серии экспериментов можно сделать вывод, что при наличии квазикаатода в ванне неравномерность толщины покрытия снижается.

Второй этап предусматривал в качестве переменного параметра – продолжительность АМДО, изменяющаяся в диапазоне значений 10–100 мин.

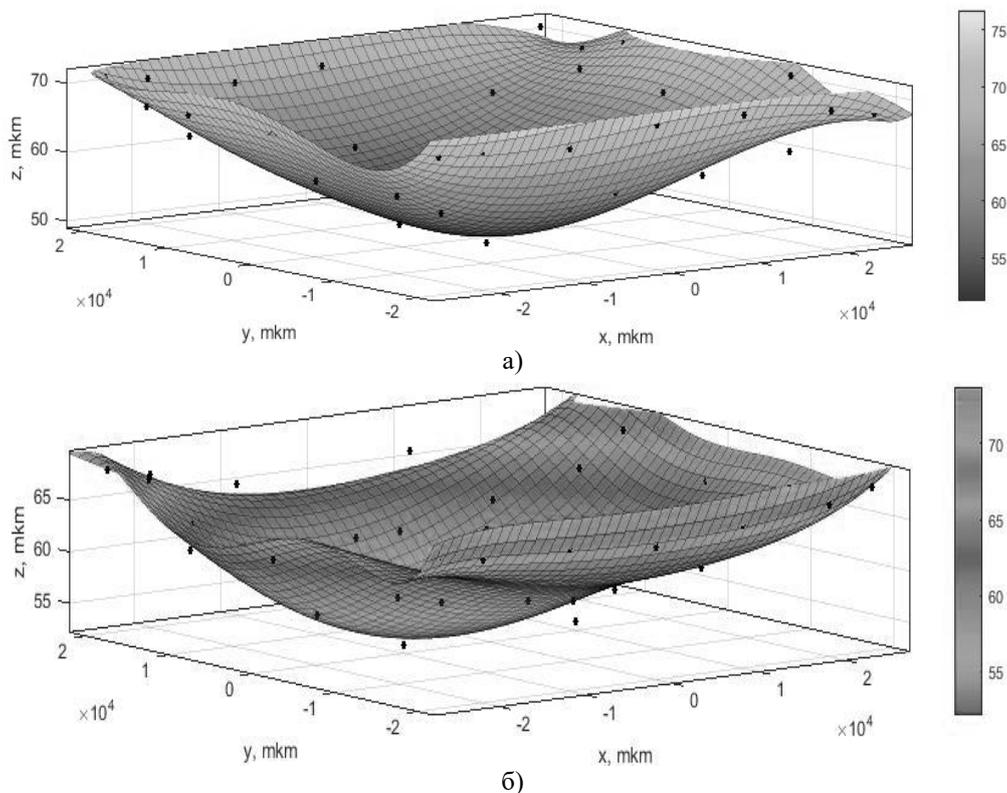


Рис. 1. 3D-диаграмма профиля поверхности, сформированной при плотности тока $8,5 \text{ А/дм}^2$, длительности оксидирования 50 мин, x, y – размеры оксидируемых образцов, мкм, z – толщина покрытия, мкм

В результате с возрастанием времени АМДО для образцов 1 группы выявлена закономерность увеличения неравномерности толщины покрытия R до 43% , а для образцов второй группы – до 38% (рис. 2).

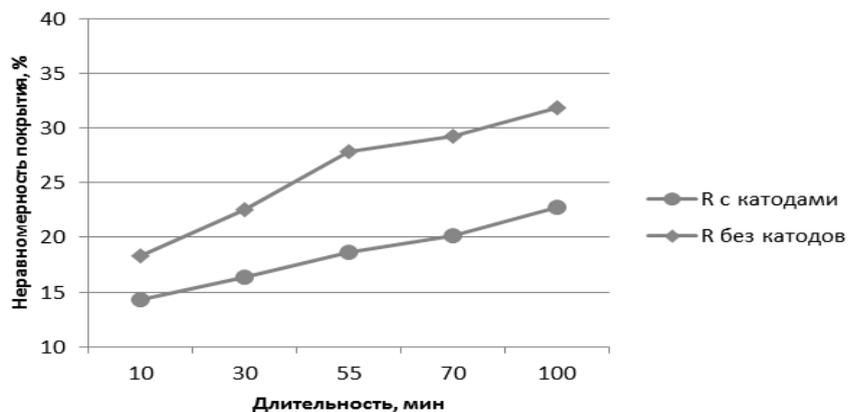


Рис. 2. Зависимость неравномерности профиля поверхности при различной длительности процесса

На третьем этапе изучали влияние местоположения квазикатода на неравномерность толщины формируемого покрытия. Из графиков, приведенных на рис. 3, видно, что при изменении данного параметра в процессе АМДО для образцов 1-ой группы наблюдается возрастание неравномерности покрытия на 1,35 % через каждый мм межэлектродного промежутка, а для образцов 2-ой группы этот показатель существенно меньше и не превышает 0,85 %.

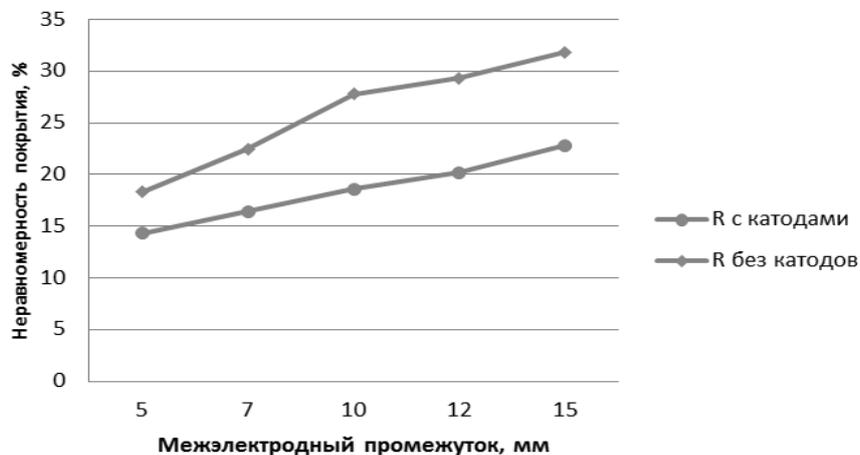


Рис. 3. Зависимость неравномерности профиля поверхности от величины межэлектродного промежутка

При комплексном исследовании влияния нескольких изучаемых факторов на параметр неравномерности толщины формируемого покрытия R установлено следующее.

При изменяющихся длительности оксидирования и плотности тока больший вклад в увеличение неоднородности рельефа поверхности сформированного покрытия вносит изменение плотности тока (рис. 4). При этом, чем больше данный параметр, тем более неоднороден рельеф.

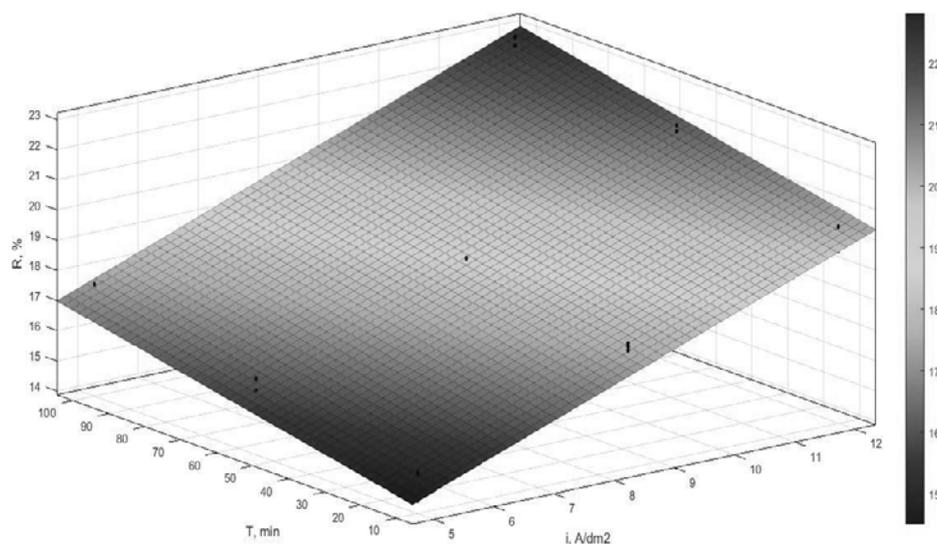


Рис. 4. Зависимость неравномерности профиля R поверхности от длительности оксидирования T и плотности тока i

Комбинированное воздействие плотности тока и межэлектродного промежутка на изменение неравномерности толщины покрытия также подтвердило преобладание роли плотности тока (рис. 5).

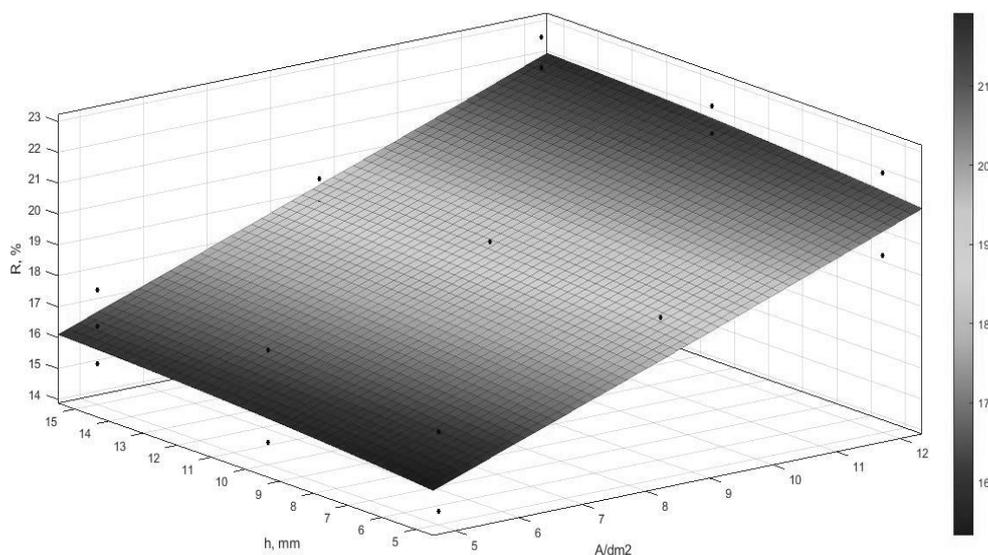


Рис. 5. Зависимость неравномерности профиля R поверхности от величины межэлектродного промежутка h и плотности тока i

Заключение

Повышение плотности тока в процессе микродугового оксидирования увеличивает скорость формирования поверхности оксидного покрытия, свидетельствуя об активизации АМДО, однако при этом возрастает неравномерность его рельефа. Присутствие дополнительного квазикатода в электролизной ванне при малых плотностях тока ($i = 5 \text{ A/dm}^2$) снижает эту неравномерность на 28 %, а при больших плотностях ($i = 12 \text{ A/dm}^2$) – на 39 % (рис. 6). Следовательно, при больших плотностях положительный эффект от присутствия квазикатодов в ванне больше.

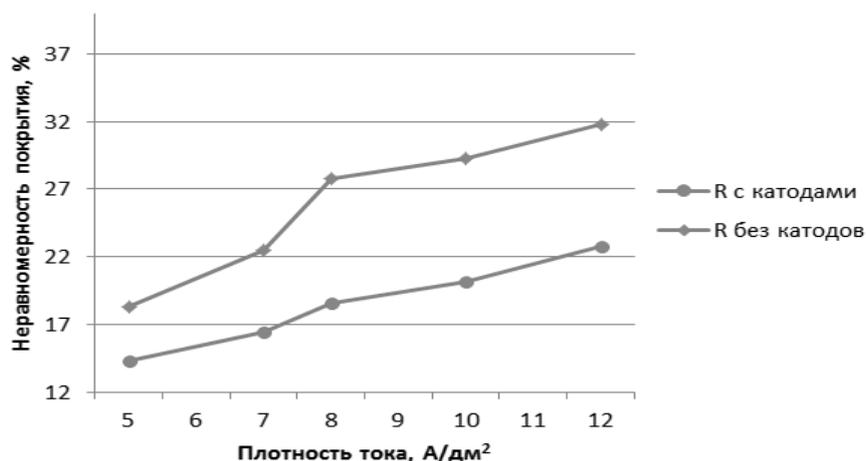


Рис. 6. Зависимость неравномерности профиля поверхности от плотности тока

Таким образом, вследствие установления роли и преимущественного вклада каждого из определяющих ход процесса АМДО факторов возможна активация и стабилизация процесса искрения, что значительно более гарантировано при наличии в про-

странстве электролизной ванны дополнительных квазикатодов. При этом их количество, конструктивные параметры, площадь и месторасположение заметно влияют на степень неравнотолщинности формируемого покрытия, обуславливая особенности его рельефа.

ЛИТЕРАТУРА

1. Суминов, И. В. Микродуговое оксидирование (теория, технология, оборуд.)/ И. В. Суминов, А. В. Эпельфельд, В. Б. Людин, Б. Л. Крит, А. М. Борисов — М.: ЭКОМЕТ, 2005. — 368 с.
2. Нечаев, Г. Г. Влияние внешних физических воздействий на микроплазмохимические процессы при электрохимическом формировании оксидных покрытий на сплавах алюминия: автореф. дис. канд. техн. наук: 02.00.05 / Г. Г. Нечаев; Саратов. гос. техн. ун-т. — Саратов., 2008. — 22 с.
3. Антропов, Л. И. Теоретическая электрохимия. — М.: Высшая школа, 1975. — 560 с.
4. Чигринова, Н. М. Интенсификация процессов микроплазменного упрочнения и восстановления металлических изделий повышенной точности электрохимическим воздействием: дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.07 / Н. М. Чигринова. — Минск, 2009. — 371 с.
5. Устройство для электрохимического нанесения защитных покрытий: пат. 9152 Респ. Беларусь, МПК С 25 J 7/00, С 23 С 14/24 / Ю. Г. Алексеев, А. Э. Паршутто, В. С. Нисс, А. Ю. Королев, Г. Е. Слепнев; заявитель РУП «Научно-технолог. парк БНТУ «Политехник»— № u 20120502; заявл. 16.05.2012; опубл. 30.04.2013.
6. Устройство для электролитно-плазменной обработки токопроводящего изделия: пат. 16101 Респ. Беларусь, МПК В 23Н 3/00, В 23Н 3/04, В 23Н 7/26, С 25F 7/00, С 25F 3/00, С 25F 3/16 / И. С. Куликов; заявитель Государственное научное учреждение "Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны" НАН Беларуси – № u 20100530; заявл. 08.04.2010; опубл. 30.08.2012.
7. Устройство для микродугового оксидирования рабочей поверхности поршня гидроцилиндра: пат. 152 032 U1 РФ, МПК С25 D 11/02, С25 D 19/00 / А. В. Коломейченко, И. Н. Кравченко, А. С. Алмосов, Н. В. Титов; заявитель Федеральное государственное бюджетное военное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Военно-технический университет» Министерства обороны Российской Федерации № 2014143723/02; заявл. 30.10.2014; опубл. 27.04.2015 Бюл. № 12.
8. Шаталов, В. К., Лысенко А.Л. Закономерности роста оксидных пленок при микродуговом оксидировании титановых сплавов: Уч. пособие / В. К. Шаталов, А. Л. Лысенко. Под ред. В. К. Шаталова. — М.: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2009. — 100 с.
9. Способ микродугового оксидирования металлов и их сплавов и устройство для его осуществления: патент 2 251 595 С1 РФ, МПК С25 D 11/02, С25 D 17/02, С25 D 17/10 / Ю. А. Кузнецов, А. Н. Батищев, Н. Н. Студенников; заявитель Орловский государственный аграрный университет – № 2003136293/02; заявл. 15.12.2003; опубл. 10.05.2005, Бюл. № 13.
10. Способ электролитического микроплазменного нанесения покрытий на детали из вентильных металлов: пат. 2 171 865 С1 РФ, МПК С25 D 11/02 / А. Ю. Павлов, С. Д. Ованасенко, А. В. Резниченко, А. А. Васильев, О. В. Соколова; заявитель Павлов А. Ю. и др. № 2000102545/02; заявл. 01.02.2000; опубл. 10.08.2001.
11. Устройство для электролитно-плазменной обработки полых металлических изделий: пат. 10686 Респ. Беларусь, МПК С 25 FJ 7/00 / С. И. Багаев; заявитель ГНУ «Физико-технический институт НАН Беларуси» - № u 20140448; заявл. 12.12.2014; опубл. 30.06.2015.
12. Способ получения покрытий на поверхностях глубоких сквозных отверстий в изделиях из сплавов вентильных металлов: пат. 2 669 952 С1 РФ, МПК С25D 11/02 / О. Е. Чуфистов, Е. А. Чуфистов, П. Н. Цибизов, В. О. Вяльмисов, П. М. Филатов; заявитель ФГБОУ ВО "Пензенский государственный университет") – № 2017141436; заявл. 28.11.2017; опубл. 17.10.2018 Бюл. № 29.
13. ХЛА Мо Оптимизация процесса микродугового оксидирования алюминиевых и магниевых сплавов. Дис....к.т.н., – Москва, 2007. – с. 133.

14. Владимиров, Б. В., Микродуговое оксидирование магниевых сплавов (обзор) / Б. В. Владимиров, Б. Л. Крит, В. Б. Людин, Н. В. Морозова, А. Д. Российская, И. В. Суминов, А. В. Эпельфельд / ЭОМ. 2014. №3. С.1–38.

15. Каданер, Л. И. Равномерность гальванических покрытий / Л. И. Каданер. – Харьков : Изд-во Харьк. ун-та, 1960. – 414 с.

УДК 621.793

Девойно О.Г.¹, Володько А.С.¹, Пилипчук А.П.², Девойно Д.Г.²,

Мишин А.А.², Исак В.Г.²

**ФОРМИРОВАНИЕ МНОГОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ
ИЗ СВЕРХВЫСОКОМОЛЕКУЛЯРНОГО ПОЛИЭТИЛЕНА НА ПОВЕРХНОСТИ
ПАРААРАМИДНЫХ ТКАНЕЙ МЕТОДОМ ГАЗОПЛАМЕННОГО
НАПЫЛЕНИЯ**

1. Белорусский национальный технический университет

2. Военная академия Республики Беларусь

Минск, Беларусь

Разработана технология формирования многослойных покрытий из сверхвысокомолекулярного полиэтилена на поверхности параарамидных тканей методом газопламенного напыления. Данная технология позволяет получать материалы с удельной прочностью на уровне конструкционных сталей. Представлены результаты испытаний полученных материалов.

Постановка задачи

Перспективным материалом для создания покрытий в настоящее время является сверхвысокомолекулярный полиэтилен (СВМПЭ, UHMWPE – Ultrahigh Molecular Weight Polyethylene). Это полимер линейной структуры с очень длинными цепями, не имеющими боковых ответвлений [1, 2]. Ведущими производителями СВМПЭ являются Mitsui Petrochemical Ind., Япония и Ticona Engineering Polymers for Technical Solutions, Германия. Основной особенностью СВМПЭ являются длинные линейные параллельно ориентированные цепочки полиэтилена (рис. 1) со сверхвысокой массой молекул (до 6 млн.) и относительно слабыми связями между (10–20 кДж/моль) [3] по сравнению, например, с тканями Kevlar™, Twaron™, имеющим короткие молекулы и сильные связи между ними. Эта особенность способствует более эффективной передаче и распределению нагрузки на материал, что обеспечивает высокую жесткость и ударопрочность СВМПЭ, превосходящий по данному показателю любой другой термопластичный полиэтилен.

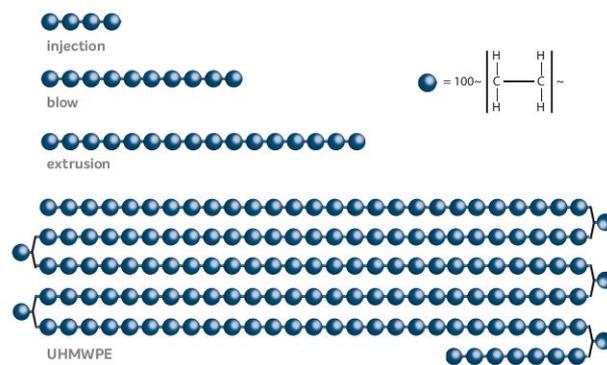


Рис. 1. Длина молекулярной цепи различных полиэтиленов

В линейной структуре СВМПЭ практически не имеется боковых ответвлений и дополнительных двойных связей, не содержатся группы, вступающие в реакцию с агрессивными химическими веществами. Это обеспечивает его нетоксичность, устойчивость к действию большинства химических веществ и ультрафиолетовому излучению. СВМПЭ обладает высокой прочностью, ударной вязкостью в широком диапазоне температур, от -200 до $+100$ °С, очень высокой химической стойкостью к агрессивным средам, высокой светостойкостью, высокими показателями по скольжению, высокой износостойкостью. Специфические свойства СВМПЭ обуславливают и особые области применения – его используют там, где обычные марки полиэтиленов и многих других термопластов не выдерживают жестких условий эксплуатации. СВМПЭ и его композиции используются при получении износостойких и уплотнительных систем, при изготовлении защитных антикоррозионных покрытий горно-обогатительного оборудования, деталей и элементов конструкций, подвергающихся ударной нагрузке, фильтров для пищевой и химической промышленности. Области применения СВМПЭ непрерывно расширяются по мере увеличения его выпуска. В целом СВМПЭ можно определить как конструкционный полимерный материал с уникальными физико-механическими свойствами для разнообразных областей применения, в том числе в экстремальных условиях [4].

Широкому применению СВМПЭ препятствует трудность его переработки вследствие высокой вязкости расплава. Материал не плавится при температуре выше точки плавления его кристаллической фазы (136 °С), а только переходит в вязкоэластичное состояние. Лист из СВМПЭ при температуре выше 150 °С можно сравнить с листом из мягкой резины. Для переработки СВМПЭ в изделия традиционно используется горячее прессование в полуфабрикаты, которые затем подвергаются механической обработке до получения изделия требуемой формы. Прессование в настоящее время остается основным методом переработки СВМПЭ – примерно 60 % всей выпускаемой продукции, методом плунжерной экструзии получают 35 % деталей, червячной экструзия – 4 %, литьем под давлением – 1 %. Таким образом, переработка СВМПЭ в изделие возможна с использованием специализированного оборудования. В результате исследований, посвященных разработке и совершенствованию технологий переработки СВМПЭ, в промышленном масштабе освоены такие способы переработки, как спекание, рэм-экструзия, напыление (горячепламенное, электростатическое) [5], а для получения волокна – гель-формование. Перспективным методом создания градиентных материалов является газотермическое напыление. В настоящее время разработаны технологии нанесения пленочных защитных покрытий из СВМПЭ методом газотермического напыления. Данный метод отличается простотой и универсальностью применяемого оборудования, позволяющий создавать покрытия из широкой номенклатуры материалов (металлы, полимеры, керамика). Так, Институт физики прочности и материаловедения СО РАН установил влияние нано-размерных керамических наполнителей на фи-

зико-механические свойства покрытий из СВМПЭ [4]. В работе [5] представлены результаты исследований физико-механических свойств композиционных газопламенных покрытий на основе СВМПЭ с добавлением карбида кремния. Напыление покрытий на стальные подложки проводили газопламенным методом. Показано, что данное композиционное покрытие на основе СВМПЭ характеризуется значительной прочностью при ударе. Результаты данных исследований подтверждают возможность использования газопламенного напыления для создания покрытий из СВМПЭ. Представляется целесообразным использовать газопламенное напыление для создания покрытий из СВМПЭ на поверхности из высокопрочных параарамидных тканей Kevlar™, Twaron™. Принимая во внимание отмеченную выше особенность строения выбранных материалов (для СВМПЭ – длинные линейные параллельно ориентированные цепочки и относительно слабыми связями между, для тканей – короткие молекулы и сильные связи между ними) возможно получение бистабильной структуры [6] которые могут быть стабильными даже при частичном разрушении.

Цель исследования:

Целью исследования является разработка технологии формирования многослойных покрытий из СВМПЭ на поверхности из высокопрочных параарамидных тканей методом газопламенного напыления.

Результаты исследований

В научно-исследовательской инновационной лаборатории плазменных и лазерных технологий проводятся работы по исследованию закономерностей формирования слоев на основе арамидных тканей и СВМПЭ методами газопламенного напыления. Для проведения экспериментальных исследований на основе анализа литературных источников выбран СВМПЭ GUR 4120 (таблица 1). Данный материал с молекулярной массой 4,4*10⁶ является базовой маркой СВМПЭ для прессования. В качестве основы использована ткань Twaron саржевого плетения [7] (<http://www.campusplastics.com>).

Таблица 1 – Основные характеристики СВМПЭ GUR 4120

Механические свойства	Значение	Единица	Стандарт
Модуль упругости при растяжении	720	МПа	ISO 527-1/-2
Напряжение в точке текучести	17	МПа	ISO 527-1/-2
Удлинение в точке текучести	20	%	ISO 527-1/-2
Номинальное удлинение при разрыве	>50	%	ISO 527-1/-2
Модуль упругости при ползучести, 1h	460	МПа	ISO 899-1
Модуль упругости при ползучести, 1000h	230	МПа	ISO 899-1

Для газопламенного напыления СВМПЭ выбрана установка ТРУ-БПИ. Данная установка предназначена для напыления широкой номенклатуры порошковых материалов, основные технические характеристики установки ТРУ-БПИ представлены в таблице 2. Установка состоит из пульта управления, снабженного контролирующими приборами, вентилями для регулировки рабочих газов, системой автоматики и газораспределения, термораспылительной горелки пистолетного типа. Отличительной особенностью конструкции горелки является использование обдувающего газа для устранения непосредственного контакта порошкового материала с открытым пламенем, что позволяет избежать перегрева и выгорание материала.

Таблица 2 – Основные технические характеристики установки ТРУ-БПИ

Основные характеристики	Значения параметров
Полезный объем питателя, (л)	0,7
Размер напыляемых частиц (мкм)	30 - 150
Максимальная производительность (кг/час):	6
- на пропан-бутане	
- на ацетилене	9
Расход газов (м ³ /ч)	1,0 - 2,5
а) кислород	
б) пропан-бутан	0,5 - 1,0
в) обдувающий газ	0,5 - 0,6
Масса установки (кг)	1,5
а) термораспылительного пистолета	
б) пульта управления	6,5
в) удлинительной насадки	1,7
Коэффициент использования порошкового материала (%)	до 95
Дистанция напыления (мм)	100 - 200

Основными технологическими операциями формирования многослойных покрытий из СВМПЭ на поверхности из высокопрочных параарамидных тканей являются: подготовка материала для напыления; газопламенное напыление полимера на поверхность ткани (рис. 2), при этом число слоев ткани и полимера определяется требованиями к изделию; выдержка полученного изделия под нагрузкой 10 МПа (прессование) для обеспечения требуемой геометрии (рис. 3).



Рис. 2. Установка газопламенного напыления ТРУ-БПИ



Рис. 3. Установка для выдержки изделия под нагрузкой

Механические свойства полученного материала определялись в ходе испытаний на растяжение по стандартной методике [8] на разрывной машине ИР-5047-50 (рис. 4). Испытываемый образец состоял из 6 слоев СВМПЭ и 5 слоев ткани Twaron, плотность равнялась 0,86 гр/см³, поперечное сечение 90 мм². Испытание было остановлено при достижении нагрузки 9 кН. Анализ образца после испытания (рис. 5) показывает, что произошло разрушение полиэтиленовой матрицы, при этом слои ткани сохранили ра-

ботоспособность. Подобный характер разрушения свойственен материалам с бистабильной структурой [6]. Удельный предел прочности (максимальная длина нити из материала постоянного сечения, которая в однородном гравитационном поле может висеть вертикально вниз, без обрыва под своим собственным весом) полученного материала [9, стр. 50] составил 11,6 км, что соответствует конструкционным сталям [10].



Рис. 4. Испытание на растяжение на разрывной машине ИР-5047-50



Рис. 5. Образец после испытания

Выводы

Разработана технология формирования многослойных покрытий из сверхвысокомолекулярного полиэтилена на поверхности параарамидных тканей методом газотермического напыления.

Представлены результаты испытаний полученного материала. Установлено, что удельная прочность материала составила 11,6 км, что соответствует конструкционным сталям.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ашпина, О. Сверхвысокомолекулярный проект // The Chemical Journal Сентябрь 2006 – С. 30–33.
2. Ultra High Molecular Weight Polyethylene (UHMWPE) www.braskem.com/usa.
3. Свойства композита на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена / С. В. Адашкевич [и др.] // 9-я Международная научно-техническая конференция «Приборостроение – 2016» Секция 3. Физические, физико-математические, материаловедческие и технологические основы приборостроения С. 246–247.
4. Композиционные материалы на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена: свойства, перспективы использования / Г. Е. Селютин [и др.] // Химия в интересах устойчивого развития, 2010, №18. – С. 375–388.
5. Получение композиционных покрытий на основе полиэтилена газопламенным методом / М. А. Белоцерковский [и др.] // Актуальные вопросы машиноведения. 2015. выпуск 4 – С. 327–330.
6. Cherkaev, A. Principles of Optimization of Structures Against an Impact // Journal of Physics: Conference Series 319. – 2011. / doi: 10.1088/1742-6596/319/1/012021.
7. Беспалов, И. А. Легкие защитные структуры. / И. А. Беспалов, М. О. Алексеев, Д. Г. Купрюнин. – М.: РадиоСофт, 2017. – С. 368.
8. Опыт исследования механических свойств высокопрочного волокна на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена / Степашкин А. А. [и др.] // Современные проблемы науки и образования. – № 6, 2013 г. С. 106–169.

10. Биргер, И. А. Сопротивление материалов: Учебное пособие. / И. А. Биргер, Р. Р. Мавлютов. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1986. – 560 с.

11. Расхожев, К. Т. Технологичность и сравнительная удельная прочность конструкционных материалов / К. Т. Расхожев, М. А. Жукова, Е. З. Степанов // Неделя науки СПбПУ: материалы научного форума с международным участием / ФГАОУВО "Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого" (Санкт-Петербург) 2015 г. С. 153-155

УДК 621.791.72

Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Луцко Н.И., Лапковский А.С., Пилецкая Л.И.

МЕХАНИЗМ ФОРМИРОВАНИЯ И СВОЙСТВА 2D МУЛЬТИМОДАЛЬНОГО ПОКРЫТИЯ, ПОЛУЧЕННОГО ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКОЙ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Раскрыт механизм формирования 2D мультимодальных покрытий из разнородных материалов лазерной наплавкой. Установлена периодичность изменения микротвердости в поперечном сечении 2D мультимодального покрытия из самофлюсующегося сплава на основе никеля и бронзы.

В современных машинах и механизмах практически повсеместно используются высокие скорости и нагрузки, что значительно повышает риск преждевременного износа деталей и поломки узлов. По этой причине постоянно растет потребность в высокоизносостойких материалах. В тоже время, пределы упрочнения однокомпонентных материалов уже практически близки к исчерпанию. Поэтому возрастает роль композиционных материалов, в том числе композиционных упрочняющих покрытий, позволяющих значительно увеличить износостойкость. Среди композиционных покрытий в последнее время исследователи начали выделять такой их вид, как мультимодальные покрытия, которые показывают особенно высокие физико-механические свойства [1, 2]. Модой считается значение какого-либо признака (размера частиц упрочняющей фазы, величины пористости, вида материала), которое встречается наиболее часто. Если имеют место несколько значений какого-либо признака, имеющие одинаковую частоту повторения, покрытие считается мультимодальным (бимодальным).

Поперечные сечения валиков, наносимых лазерной наплавкой невелики и сравнимы с размером лазерного пятна на поверхности наплавки, тепловой вклад процесса лазерной наплавки в прилегающие области покрытия при этом минимален. Важно также то, что при лазерной наплавке перемешивание материала наплавляемых валиков с материалом подложки и с материалом соседних валиков поддерживается достаточно низким, наплавленные валики имеют прочное сцепление между собой и с подложкой. В то же время, диапазон технологических параметров лазерной наплавки достаточно велик, что дает возможность выбирать параметры нанесения покрытия в широких пределах [3, 4].

Упомянутые свойства лазерной наплавки определяют возможность ее использования для создания мультимодальных покрытий, модами в которых будут являться разнородные материалы. При этом существует реальная возможность заранее задавать пространственное положение мод из различных материалов в объеме мультимодального покрытия и, соответственно придавать покрытиям заранее заданные свойства. Естественно, для нанесения таких покрытий требуется использовать координат-

ные системы с числовым программным управлением для точной укладки наплавочных валиков в определенном порядке.

В данной работе исследуется формирование однослойного (2D) мультимодального покрытия методом лазерной наплавки, а также распределение микротвердости в таком покрытии. Однослойное мультимодальное покрытие формировалось путем наплавки на основу чередующихся валиков (мод) из разнородных материалов (рис. 1). Наплавка производилась в два этапа. На первом этапе (на рис. 1, а) на основу наносилась решетка из параллельных валиков из материала первой моды покрытия, которые укладывались с шагом K_1 между собой. На втором этапе нанесения 2D мультимодального покрытия в промежутках между валиками из материала первой моды покрытия наплавлялись валики из материала второй моды покрытия (на рис. 1, б). При этом шаг наплавки между валиками первой моды и валиками второй моды покрытия K_2 подбирался таким образом, чтобы выполнялось соотношение $K_2=K_1/2$.

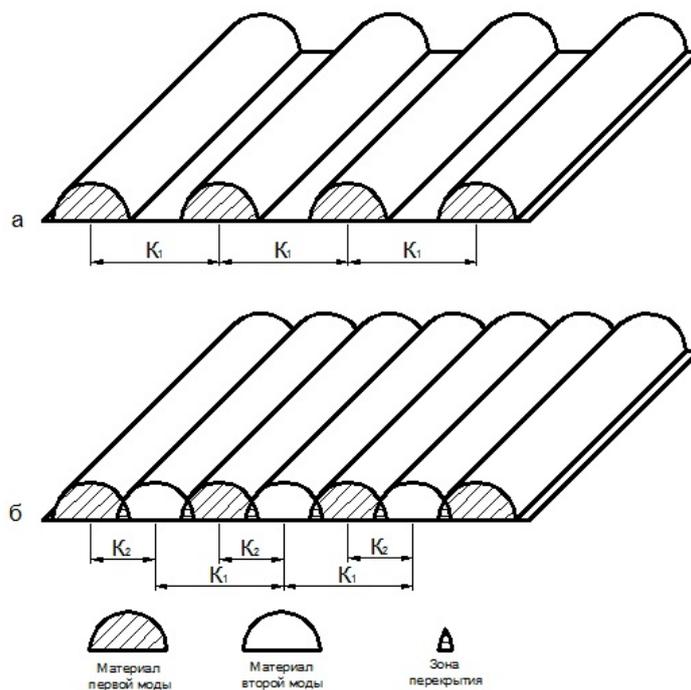


Рис. 1. Схема наплавки 2D мультимодального покрытия

После наплавки поперечное сечение такого однослойного мультимодального покрытия имело вид, показанный на рис. 2. Из рисунка видно, что в покрытии с одинаковой частотой присутствуют мода 1 и мода 2, т.е. покрытие является мультимодальным (бимодальным). В плане сверху такое покрытие представляет собой полосчатую конструкцию с чередованием моды один и моды два. Авторами этой статьи изучалось распределение микротвердости по глубине покрытия и в продольном направлении поперечного сечения параллельно основе в полученном покрытии.

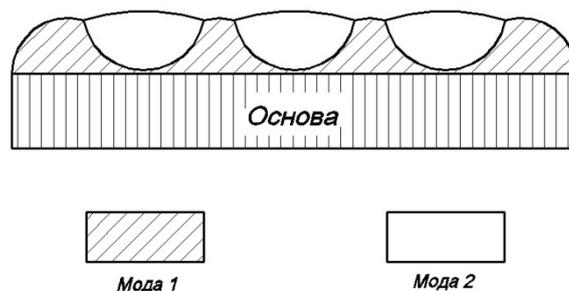


Рис. 2. Схема поперечного сечения 2D мультимодального покрытия.

В качестве материала первой моды покрытия был выбран порошок самофлюсующегося сплава на основе никеля ПГ-12Н-01, который предназначен для упрочнения деталей из углеродистых и нержавеющей сталей и чугунов. Покрытия из этого сплава имеют низкий коэффициент трения, твердость 35-40 HRC и высокую износостойкость [5]. Материалом для нанесения второй моды 2D мультимодального покрытия был выбран порошок алюминиевой бронзы ПГ-19М-01, рекомендованный для создания покрытий на подушках прокатных станков, кулисах прессов, шейках подшипников. Покрытия из этого материала имеют низкий коэффициент трения, обеспечивают максимальную износостойкость при трении по металлу с эффектом самосмазывания [5]. Химический состав исходных порошков приведен в табл. 1.

Таблица 1 – Химический состав исходных порошков

Марка	Содержание компонентов, % (по массе)									
	Cr	B	Si	Fe	C	Ni	Co	Cu	W	Al
ПГ-12Н-01	8-14	1,7-2,5	1,2-3,2	1,2-3,2	0,3-0,6	Основа	–	–	–	–
ПГ-19М-01					–	–	–	Основа	–	8,5-10,5

Покрытия наносили на технологической установке для лазерной наплавки на базе CO₂ лазера непрерывного действия «Комета 2» и координатной системы с числовым программным управлением «Mach 3». Основой для нанесения покрытий являлись образцы из стали 45 размером 20x30x8 мм. Шаг наплавки валиков из самофлюсующегося сплава на основе никеля составлял 1,8; 2,4 и 3,0 мм. Шаг между валиками из сплава ПГ-12Н-01 и бронзы ПГ-19М-01 составлял, соответственно, 0,9; 1,2 и 1,5 мм.

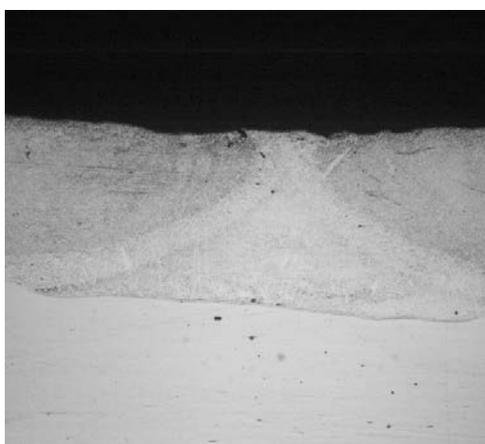


Рис. 3. Фотография поперечного сечения 2D мультимодального покрытия ×50

После наплавки образцы разрезали перпендикулярно валикам наплавки, заливали в оправки с пластиковым наполнителем, после чего шлифовали и полировали. Фотография полученного шлифа поперечного сечения покрытия приведена на рис. 3. Сравнивая рис. 3 и 2, можно отметить, что они имеют большое сходство. Это говорит о том, что построение 2D мультимодального покрытия методом лазерной наплавки успешно реализовано. На рис. 3 хорошо видны две моды бронзы ПГ-19М-01, между которыми находится мода самофлюсующегося сплава ПГ-12Н-01.

Измерение микротвердости проводилось на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке 100 г по глубине покрытия по линиям симметрии валиков из сплава ПГ-12Н-01 и бронзы ПГ-19М-01 из основы в покрытие с шагом 0,05 мм, и в продольном направлении вдоль поперечного сечения параллельно основе с шагом 0,1 мм.

На рис. 4 представлено распределение микротвердости по глубине 2D мультимодального покрытия. Валики из самофлюсующегося сплава (1 и 3 на рис. 4) наплавлялись на первом этапе нанесения однослойного мультимодального покрытия. Валик из бронзы (2 на рис. 4) наплавлялся на втором этапе формирования покрытия. Для валиков из самофлюсующегося сплава на границе основы и покрытия происходит резкий рост микротвердости, что свидетельствует о небольшой величине переходной зоны. В дальнейшем в валиках (модах) из самофлюсующегося сплава величина микротвердости по всей глубине покрытия не изменяется и составляет в среднем 5500 МПа. Это говорит о хорошем перемешивании материала в ванне расплава и равномерном распределении фаз. При замере микротвердости по оси валика бронзы на границе основы и покрытия также наблюдается резкий рост микротвердости до величины 5500 МПа, такая микротвердость сохраняется до расстояния от основы 0,25 мм. На этом участке мы имеем дело с подслоем из сплава ПГ-12Н-01, образовавшимся на первом этапе нанесения покрытия. В дальнейшем величина микротвердости быстро снижается до 4500 МПа и больше не изменяется по всей глубине покрытия, что также свидетельствует о хорошем перемешивании материала моды бронзы в ванне расплава и равномерном распределении фаз. Быстрое снижение микротвердости между модами самофлюсующегося сплава и бронзы говорит о небольшой величине переходной зоны между ними.

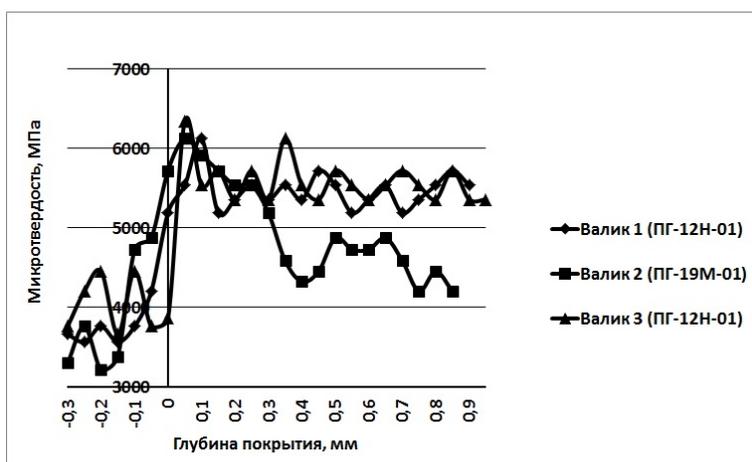


Рис. 4. Распределение микротвердости по глубине 2D мультимодального покрытия

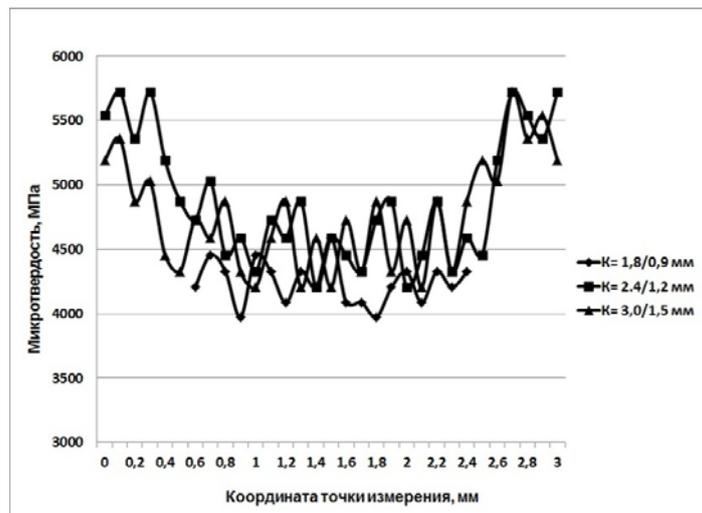


Рис. 5. Распределение микротвердости вдоль поперечного сечения 2D мультимодального покрытия параллельно основе

На рис. 5 представлены результаты измерения микротвердости вдоль поперечного сечения однослойного мультимодального покрытия параллельно основе. Начальная точка измерения микротвердости выбиралась в середине левой моды из самофлюсующегося сплава, а конечная точка измерения микротвердости – в середине правой моды из сплава ПГ-12Н-01. Середина графиков соответствует середине валика (моды бронзы). При шагах наплавки одноименных/разноименных валиков 2,4/1,2 мм и 3,0/1,5 мм в продольном направлении сечения 2D мультимодальных покрытий наблюдается периодическое изменение микротвердости. Когда измерения проводятся в моде самофлюсующегося сплава на основе никеля, средняя микротвердость покрытия находится на уровне 5500 МПа, при переходе в моду бронзы микротвердость снижается и находится на уровне 4500 МПа, при переходе в следующую моду из сплава ПГ-12Н-01 микротвердость снова возрастает до 5500 МПа. Такие периодические изменения микротвердости происходят вдоль всего поперечного сечения 2D мультимодального покрытия. Понятно, что изменяя шаг наплавки валиков можно изменять период изменения микротвердости в поперечном сечении. При малом шаге наплавки одноименных/разноименных валиков (1,8/0,9 мм), как видно из рис. 5, периодичность изменения микротвердости вообще не наблюдается.

Выводы

1. В результате проведенных исследований изучен механизм формирования однослойных мультимодальных покрытий из разнородных материалов методом лазерной наплавки и получено такое покрытие из самофлюсующегося сплава на основе никеля ПГ-12Н-01 и бронзы ПГ-19М-01.

2. Установлено наличие периодичности изменения микротвердости в поперечном сечении 2D мультимодального покрытия и в плане сверху. Полученные данные говорят о возможном периодическом характере изменения других физико-механических свойств таких покрытий.

3. Существует реальная возможность регулирования физико-механических и эксплуатационных свойств в однослойных мультимодальных покрытиях, формируемых методом лазерной наплавки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ratajski, J. Mechanical properties of antiwear Cr/CrN multimodule coatings/ J. Ratajski , A. Gilewicz, P. Bartosik, L. Szparaga// Archives of Materials Science and Engineering. – 2015. – V. 75. – I.
2. – P. 35-45. 2. Gilewicz, A. The properties of multi-module and gradient coatings base on CrN/CrCN deposited on nitride 4140 steel / A.Gilewicz, R. Olik, L. Szpraga, J. Ratajski// Problemy Eksploatacji – Maintenance Problems. – 2014. – I.
3. – P. 27-43. 3. Vilar, R. Laser cladding/ R. Vilar // Journal of laser applications. – 1999. – vol. 11. – P. 64–79.
4. Архипов, В. Е. Лазерная наплавка покрытий/ В. Е. Архипов, Е. М. Биргер // Машиностроитель. – 1985. - №8. – С. 27–29.
5. Волосенков, В. Е. Порошки для газотермических покрытий: Состав. Свойства. Применение/ В. Е. Волосенков, И. Л. Куприянов — Минск: Высшая школа, 1987. – 27 с.

УДК 621.791.755

Девоино О.Г., Кардаполова М.А., Романовский А.О.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ МЕТОД ФОРМИРОВАНИЯ УПРОЧНЕННОГО СЛОЯ НА ДЕТАЛЯХ МАШИН С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МИКРОПЛАЗМЕННОГО НАГРЕВА

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

В статье показана актуальность использования разработанной технологии термоупрочнения легированных и железоуглеродистых сталей поверхностной закалкой из жидкой и твердой фаз с минимальным изменением исходных размеров и шероховатости поверхности, независимо от массы и габаритов упрочняемых деталей, посредством микроплазменной сжатой дуги.

Как известно, задача повышения надежности и долговечности деталей машин и механизмов может быть решена, прежде всего, путем увеличения ресурса работы наиболее ответственных и быстроизнашивающихся деталей, что позволяет резко сократить число внеплановых остановок машин, уменьшить количество единиц резервного оборудования, увеличить время эксплуатации машин и повысить их надежность.

В настоящее время существует большое количество самых разнообразных способов повышения долговечности и надежности деталей машин и механизмов с использованием различных технологических приемов, методов и материалов. Наряду с традиционно применяемыми методами упрочнения, такими как: термическая и химико-термическая обработка и наплавка износостойких материалов, нашли широкое распространение методы нанесения защитных и износостойких покрытий с использованием высокотемпературных источников нагрева при получении покрытий. К числу используемых высокотемпературных источников нагрева принято относить: плазменное, газопламенное, детонационное, ионно-плазменное и высокочастотное напыление различных материалов с использованием порошков и проволоки, в том числе, металлических, керамических, металлокерамических и металлополимерных композиций [1]. В настоящее время для упрочнения и восстановления изношенных деталей самого различного оборудования широкое распространение получили износостойкие самофлюсующиеся сплавы на основе никеля, обладающие достаточно высокими износостойкими свой-

ствами, коррозионной и термостойкостью. Данные покрытия хорошо противостоят различным агрессивным средам, что определило их широкое применение в нефтяной, нефтехимической, газовой промышленности, а также в машиностроении и на предприятиях энергетики. Наряду с этими материалами находят применение порошковые материалы на основе различных марок бронз, обладающие низким коэффициентом трения, относительно невысокой температурой плавления [2, 3, 4].

Однако, широкое использование ряда указанных материалов и методов упрочнения и, в частности, материалов на никелевой основе сопряжено с определенными технологическими трудностями и, прежде всего, необходимостью последующего оплавления напыленных покрытий при сравнительно высокой температуре (до 1050-1100°C) [5]. Поэтому, касательно целого ряда металлоемких и крупногабаритных узлов и деталей, для которых объемный нагрев затруднен или нежелателен, в связи с возникновением необратимых изменений структуры основы детали, данные технологии не находят применения [6]. Использование методов закалки с объемным нагревом всей детали ограничено применением «жестких» деталей, когда нет особых требований к изменению структуры металла и возникающим напряжениям. Закалка токами высокой частоты находит ограниченное применение в связи с относительно сложной и дорогой аппаратурой и необходимостью подбора индуктора к каждой конкретной детали с учетом свойств металла и конфигурации детали.

Большинство длинномерных деталей, лопаток турбин, втулок, корпусных деталей удается упрочнять лишь при использовании лазерной или электронно-лучевой технологии. Однако, ее применение требует привлечения сложного оборудования, больших капиталовложений и экономически целесообразно только в условиях массового производства.

В связи с этим, нами разработана технология микроплазменного поверхностного упрочнения, использование которой позволяет исключить нежелательные последствия при термообработке крупногабаритных и металлоемких деталей машин.

В технологическом процессе микроплазменного упрочнения, в отличие от выше приведенных, используется аппаратура, стоимость которой значительно ниже стоимости лазерного оборудования. Возможно использование в серийном и ремонтном производствах. Технология апробирована на деталях турбинных расходомеров нефти (ось), запорной арматуры бурового оборудования (рабочие фаски клапанов К9), впускных клапанов двигателей трактора МТЗ-100, магистральных нефтяных насосов (шейка валов ротора, щелевые уплотнения рабочих колес), газоперерабатывающего оборудования (шейка валов компрессоров).

Технология микроплазменного поверхностного упрочнения деталей машин дугой газового разряда позволяет производить упрочнение стальных деталей из углеродистых и легированных сталей методом поверхностной закалки практически без изменения формы и шероховатости поверхности. Микроплазменная закалка основана на перемещении с определенной скоростью локальной, высокотемпературной зоны нагрева, не превышающей в диаметре 2–4 мм, формируемой на поверхности детали с помощью специального плазмотрона (рис. 1).

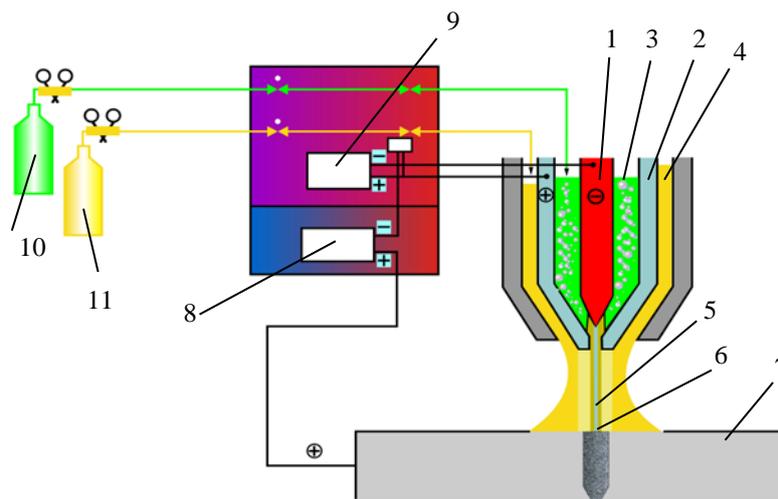


Рис. 1. Схематический чертеж формирования потока плазмы и зоны высокотемпературного нагрева на поверхности термоупрочняемой детали при микроплазменной закалке сжатой плазмой дугового разряда:

- 1 – электрод плазмотрона; 2 – сопло плазмотрона; 3 – плазмообразующий газ; 4 – защитный газ;
 5 – плазма дугового разряда; 6 – зона упрочнения; 7 – обрабатываемая деталь;
 8 – источник питания основной дуги; 9 – источник питания дежурной дуги;
 10 – источник плазмообразующего газа; 11 – источник защитного газа

Высокая концентрация удельной мощности, достигающая $4 \cdot 10^7$ Вт/м², и большие скорости нагрева и охлаждения (до 10^3 – 10^4 К/с) малой массы металла, приводят к ряду фазовых, структурных и аллотропических превращений, способствующих формированию структуры мелкодисперсного игольчатого мартенсита твердостью до 65–68 HRC. Микротвердость для ряда сталей с содержанием углерода до 0,95–1,04 % достигает $1 \cdot 10^{-4}$ – $1,2 \cdot 10^4$ МПа. Толщина закаленного слоя составляет 0,6–0,9 мм.

Металлографические исследования проводились с помощью электронной сканирующей микроскопии. Исследованная микроструктура полученной зоны упрочнения состоит (для стали 45): 1) из мартенситного слоя толщиной 0,15–0,2 мм; 2) из нижерасположенного слоя мартенсита и ферритно–цементитной фазы толщиной 0,4–0,5 мм; 3) из слоя, на границе с неупрочненным металлом, зернистого перлита (рис. 2).

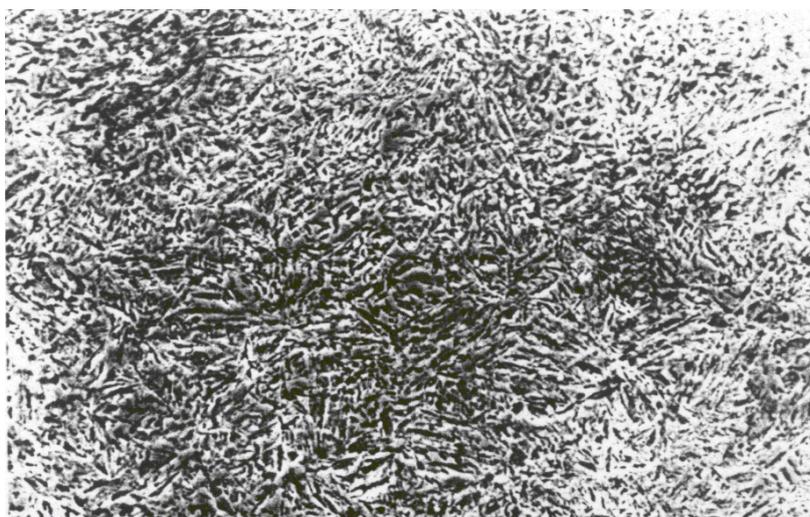


Рис. 2. Микроструктура поверхностного слоя металла, термоупрочненного микроплазменной дугой, х 2500

Установлено, что уменьшение скорости перемещения зоны нагрева приводит к увеличению глубины h закаленного слоя. Однако, его микротвердость при этом уменьшается (рис. 3). При этом, с уменьшением толщины детали глубина упрочненного слоя уменьшается, вплоть до полного исчезновения эффекта закалки. Так, при толщине детали менее 2–2,5 мм упрочнение не происходит.

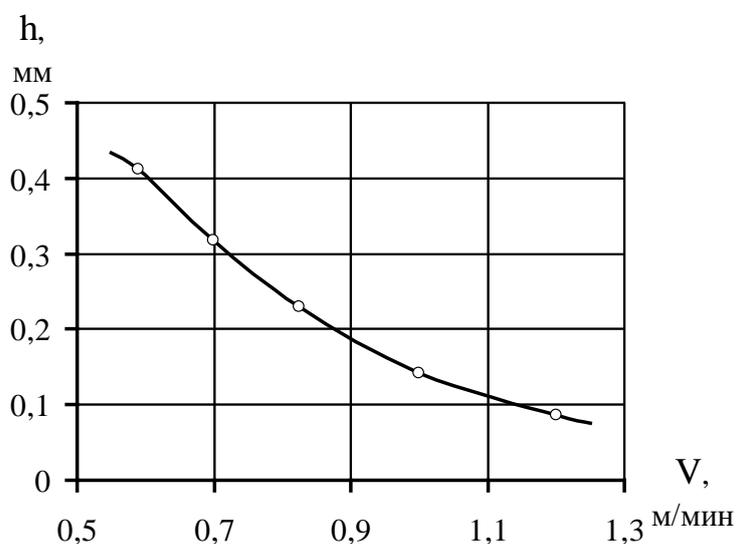


Рис. 3. Зависимость геометрических параметров (глубины h) упрочненного слоя от скорости перемещения зоны нагрева.

Установлено, что при скоростях более $v = 0,7$ м/мин микротвердость стали 45 превышает получаемую традиционными методами микротвердость, в среднем, на 1500...2000 МПа, а при скоростях менее $v = 0,7$ м/мин наблюдается значительное падение микротвердости. По-видимому, это связано с тем, что при определенных скоростях нагрева, порядка 10^4 °C/с, начинает преобладать бездиффузионный механизм $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращений с последующей рекристаллизацией γ -фазы. При этом скорость зарождения аустенита становится соизмеримой или даже превосходит скорость роста его зерен [7, 8], в результате чего формируется структура мелкоигльчатого мартенсита. Превращение "перлит-аустенит" происходит преимущественно в рамках перлитных колоний, благодаря чему имеет место неравномерное распределение углерода, характерное для сверхскоростных методов нагрева [8]. Эти особенности обуславливают высокую твердость мартенсита, образовавшегося при микроплазменной закалке со скоростями перемещения источника нагрева более $v = 0,7$ м/мин.

При уменьшении скорости перемещения анодного пятна мгновенные значения температуры на поверхности зоны нагрева возрастает и, по оценочным данным, составляет около 1300...1400 °C. Одновременно возрастает длительность выдержки металла при высокой температуре, а скорость охлаждения, соответственно, уменьшается, что, в конечном итоге, приводит к значительному снижению микротвердости и, как следствие, износостойкости упрочненного слоя [9].

Известно, что на износостойкость упрочненного слоя оказывает существенное влияние характер распределения микротвердости по его глубине в пределах допуска на износ [10].

Испытания на износостойкость проводились по стандартной методике на машине трения СМТ-1 по схеме «диск-колодка» при нагрузке до $P = 2000$ Н, частоте вращения диска $V = 25$ с⁻¹, суммарном количестве циклов 10^5 . Контртелом служила объемно закаленная сталь 45. Испытания показали увеличение износостойкости в 2–3 раза. Контрольные испытания проводились в масле «Индустриальное-20» на машине торцового

трения с контртелом из ВК-8 при вращении $0,6 \text{ с}^{-1}$ в течение 24 часов при нагрузке 11 МПа. Испытания показали близкие по значениям результаты.

Сравнение шероховатости исходных образцов из стали 45, полученных чистовым точением и шлифованием, и образцов, термоупрочненных микроплазменной обработкой, показали, что в результате микроплазменной закалки шероховатость поверхности, при упрочнении из твердой фазы, практически не изменяется. Измерения проводились с использованием профилографа-профилометра модели 220, «Калибр». Сохранение исходной шероховатости поверхности позволяет в дальнейшем использовать технологию термоупрочнения деталей на финишных операциях.

Объемный нагрев деталей в зависимости от их массы и продолжительности процесса не превышает 50–150 °С, что важно при упрочнении длинномерных валов, колец, втулок, лопаток турбин и корпусных деталей.

Выводы

В результате исследований нами разработана технология термоупрочнения посредством микроплазменной сжатой дуги легированных и железуглеродистых сталей поверхностной закалкой из жидкой и твердой фаз с минимальным изменением исходных размеров и шероховатости поверхности, независимо от массы и габаритов упрочняемых деталей. Данные характеристики микроплазменного термоупрочнения позволяют использовать его на финишных операциях обработки деталей.

Разработанная микроплазменная технология позволяет осуществлять процесс термоупрочнения без объемного высокотемпературного нагрева всей массы детали и не требует привлечения сложного оборудования и больших капиталовложений, что дает возможность использования данной технологии в серийном и ремонтном производствах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Спиридонов, Н. В. Плазменные и лазерные методы упрочнения деталей машин / Н. В. Спиридонов, О. С. Кобяков, И. Л. Куприянов. — // Мн.: Высш.шк., 1988. — 155 с.: ил.
2. Кобяков, О. С. Исследование структурных и триботехнических характеристик газотермич. покрытий на бронзовой матричной основе, дисперсно-упрочненных частицами корунда / О. С. Кобяков, А. О. Романовский, А. Н. Королева // Минск: Технопринт, ПГУ, 2001. — С. 101–105.
3. Кобяков, О. С. Исследование триботехнических характеристик сопряженных пар трения, полученных напылением износостойких покрытий на основе двухфазных композиционных материалов / О. С. Кобяков, А. О. Романовский // Тез. докл. «Отделочно-упрочняющая технология машиностроения». — Минск: БГПА, ИНДМАШ. — 1994. — С. 46–47.
4. Кобяков, О. С. Изучение механизма и характеристик трения износостойких покрытий при использовании сверхтвердых упрочняющих материалов увеличенного гранулометрического состава / О. С. Кобяков, А. О. Романовский // Тез. докл. «Отделочно-упрочняющая технология машиностроения». — Минск: БГПА, ИНДМАШ. — 1994. — С. 48–49.
5. Кобяков, О. С. Использование микроплазменного нагрева в процессах упрочняющих технологий / О. С. Кобяков, Е. Г. Гинзбург. // Автоматическая сварка. Киев — 1985. — №5. — С. 65–67.
6. Микроплазменная сварка / Под ред. Б. Е. Патона. - Киев: Наук. думка, 1979. -245 с.
7. Крапошин, В. С. Фазовый состав сплавов Fe-C после закалки из жидкого состояния / В. С. Крапошин В. С., К. В. Шахлевич. // Изв. АН СССР, «Металлы», 1989, №5. — С. 107.112
8. Кидин, И. Н. Фазовые превращения при ускоренном нагреве стали. — М.: Металлургиздат, 1957. — 45 с.
9. Блантер, М. А., Термическое упрочнение низкоуглеродистой нелегированной стали. / М. А., Блантер, А. А. Гольденберг. // М.: Машиностроение, 1967. — 40 с.
10. Хрущев, М. М. Закономерности абразивного изнашивания // Износостойкость. — М.: Наука, 1975. — Вып. 3. — С. 5–28.

СТОЙКОСТЬ ЛЕНТОЧНЫХ ПИЛ И АЛГОРИТМ ВЫБОРА КОНСТРУКЦИЙ

1. *Белорусский национальный технический университет*2. *ООО «ВИ-МЕНС»**Минск, Беларусь*

Разработан алгоритм выбора оптимальных конструкций ленточных пил, учитывающий материалы и свойства обрабатываемых материалов, профили и габариты заготовок.

Для расчета стойкости ленточных пил используется суммарная площадь поперечного сечения отрезанных заготовок $\sum S$, м² или площади поперечного сечения отрезанных заготовок, отнесенных к длине пилы – C , м²/L. Для расчета стойкости пилы рекомендуется следующая формула:

$$C = \frac{\sum S_i n_i}{L_{\text{П}}} \frac{\text{м}^2}{\text{м}}, \quad (1)$$

где S – площадь поперечного сечения заготовки, м²; n – количество резов заготовки; $L_{\text{П}}$ – длина ленточной пилы, м.

Формула используется для расчета стойкости при обработке сплошных и толсто-стенных профилей стандартной формы. При резании малогабаритных тонкостенных заготовок в качестве показателя стойкости используют суммарное количество отрезанных заготовок $\sum n$ (шт.), что связано с трудоемкостью расчетов большего количества площадей заготовок сложной формы.

Величины стойкости пил м²/м с минимальными и максимальными значениями для различных групп сталей при резании биметаллическими ленточными пилами представлена на диаграмме (рис.1). Значения стойкости min и max учитывают обрабатываемостью сталей в каждой партии заготовок, типоразмеры пил и конструкции станков.



Рис. 1. Стойкости биметаллических ленточных пил

Формула [1] позволяет вывести общее значение стойкости для различных групп материалов без привязки к длине пилы. Это обеспечивает использование стойкости S для экономического планирования внедрения ленточно-отрезной технологии в производстве.

Формы и виды стружек могут использоваться в качестве индикатора стойкости пилы и степени износа ее режущих лезвий, оптимизации режимов резания.

На рис. 2 представлены формы стружек при резании различных сталей различными марок биметаллическими пилами с шагом $3/4 \text{ tpi}$.

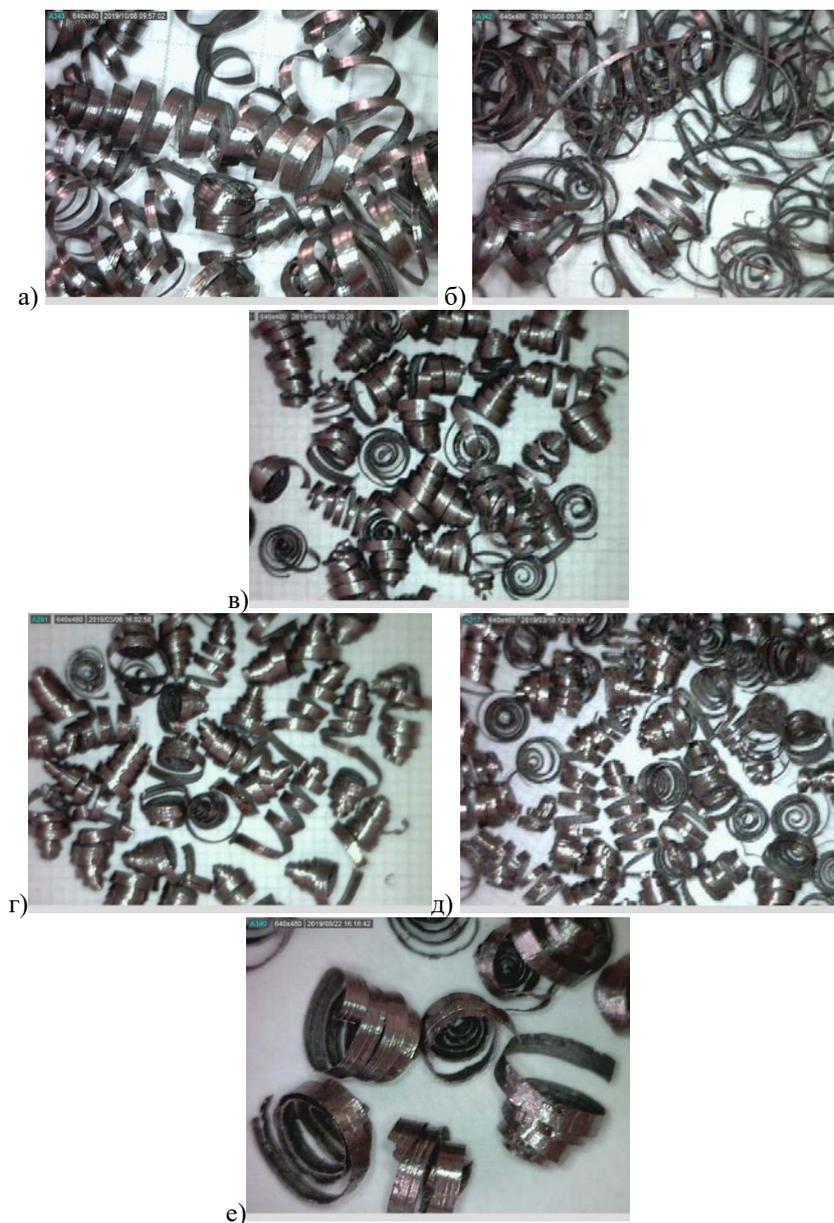


Рис. 2. Формы стружек при резании сталей: марок

Вид сливной стружки для стали 45 $\text{Ø}160 \text{ мм}$ (пила M42 4400x34x1,1 – $3/4 \text{ tpi}$, $v=55 \text{ м/мин}$, $S=30 \text{ мм/мин}$), рис. 2, а. Стружка имеет серебристый цвет, спирали вытянуты вдоль своей оси. Формирование спирали вдоль оси происходит из-за разведенных зубьев. Длина спиралей от 8 до 25 мм, их диаметр от 3 до 8 мм. Плотность сжатия витков стружек различная, т.к. производилась резка круглых заготовок, что влияет на длину пропила по сечению от 0 до 160 мм.

Вид сливной стружки для стали 09Г2С Ø110 мм (пила М42 4400х34х1,1 – 3/4 *tpi*, $v=55$ м/мин, $S=45$ мм/мин), рис. 2, б). Длина спиралей от 3 до 11 мм, диаметр от 6 до 9 мм.

Вид сливной стружки для стали 40Х Ø100 мм (пила М42 4400х34х1,1 – 3/4 *tpi*, $v=50$ м/мин, $S=35$ мм/мин), рис. 2, в). Длина спиралей от 3 до 9 мм, диаметр от 3 до 8 мм.

Вид сливной стружки для стали 30ХГСА Ø100 мм (пила М42 4400х34х1,1 – 3/4 *tpi*, $v=45$ м/мин, $S=30$ мм/мин), рис. 2, г). Длина спиралей от 4 до 10 мм, диаметр от 3 до 6 мм.

Вид сливной стружки для стали 40ХН2МА Ø160 мм (пила М42 3110х27х0,9 – 3/4 *tpi*, $v=60$ м/мин, $S=23$ мм/мин), рис. 2, д). Длина спиралей от 4 до 14 мм, диаметр от 3 до 8 мм.

Вид сливной стружки для стали 45ХН Ø160 мм (пила М71 5800х41х1,3 – 3/4 *tpi*, $v=35$ м/мин, $S=22$ мм/мин), рис. 2, е). Длина спиралей от 4 до 7 мм, диаметр от 7 до 13 мм.

Для всех групп сталей характерна форма стружки в виде вытянутых спиралей, образованных разведенными зубьями и спиралей без осевого смещения, образованных прямыми зубьями. Для различных марок сталей наблюдаются стружки в виде плотно скрученных спиралей, образование которых происходит при недостаточном объеме межзубной впадины, а также свободных спиралей с зазором между витками.

Стружка при ленточном пилении характеризуется диаметром, длиной и плотностью сжатия. Диаметр спирали зависит от свойств обрабатываемого материала, углов режущей части зуба, шага между зубьями, размера межзубной впадины, размеров и формы заготовки.

Плотность сжатия зависит от соответствия шага ленточной пилы и размеров заготовки. При малых объемах межзубной впадины происходит скручивание спирали и ее деформация, (рис. 3).



Рис. 3. Формы стружек при пилении бронзы

Различные формы сливной стружки при пилении БраЖ9–4, $d = 220$ мм (пила М42 2710х27х0,9 – 2/3 *tpi*, $v = 40$ м/мин, $S=10$ мм/мин) представлены на рис. 3, где длины спиралей стружек 4–10 мм и диаметры 9–17 мм.

Проведенные эксперименты показали, что формы и параметры сливных стружек для сталей и цветных металлов подобны. Диаметры витков спиралей стружек практически постоянны для пил с постоянным шагом и одинаковым положением режущих кромок при постоянной длине реза. Для пил с переменным шагом зубьев и, соответственно, имеющих различные объемы межзубных впадин и расстояния между режущими лезвиями диаметры спиралей стружек различны.

На основании многолетнего опыта внедрения процессов ленточного пиления фирмой ВИ-МЕНС разработан алгоритм выбора пил с учетом различных производственных условий (рис. 4).

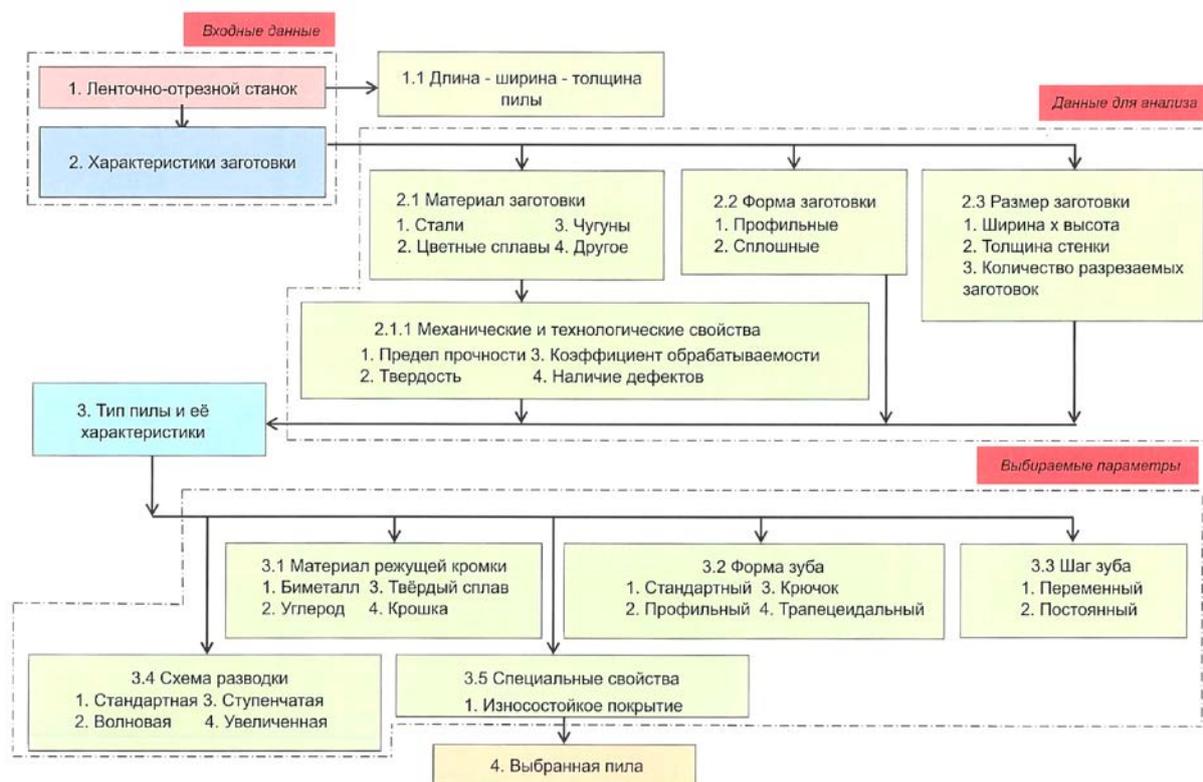


Рис. 4. Алгоритм выбора конструкции пилы

ЛИТЕРАТУРА

1. «Процесс стружкообразования при ленточном пилении», Э. М. Дечко, С. В. Сизов, П. В. Густяков Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки. Тезисы докл. междуна. научн.-техн. конф. (Минск, 5 апр. Минск. Бизнес-офсет, 2017. – 237 с. Э. М.).
2. Формирование межзубных впадин при ленточном пилении. Э. М. Дечко, П. В. Густяков
3. www.vimens.ru, Краткий справочник специалиста ленточного пиления.

УДК 621.002

Кане М.М., Кравчук М.А.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ЧЕРВЯЧНЫМИ ФРЕЗАМИ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

В статье показана актуальность проблемы совершенствования процесса зубофрезерования цилиндрических шестерён червячными фрезами в направлении повышения его производительности. Для решения этой задачи принят метод увеличения режимов резания за счёт улучшения условий работы инструмента. Для достижения поставленной цели автором предложен новый способ зубофрезерования цилиндрических шестерён с импульсной подачей. В статье описан этот способ, перечислены его особенности и преимущества, приведены зависимости для расчёта его основных характеристик.

Состояние вопроса. Задачи исследования

Цилиндрические зубчатые колёса относятся к числу наиболее массовых, сложных и ответственных деталей машин. Нарезание зубьев этих шестерён примерно для 90 % типоразмеров производится на зубофрезерных станках с непрерывной подачей заготовки или инструмента червячными фрезами. Основными недостатками этого процесса являются низкие производительность обработки и стойкость червячных фрез. По этой причине себестоимость и трудоёмкость данной операции составляет обычно 40 – 60 % этих показателей для всего процесса изготовления шестерни. Точность готовых цилиндрических шестерён в значительной степени формируется на операции их зубонарезания. Наши исследования показали, что для шестерён, прошедших после зубонарезания операции шевингования, химико-термической обработки, зубохонингования или зубообкатки, вклад операции зубонарезания в дисперсии параметров качества готовых шестерён достигает 49 %. Сказанное выше подтверждает актуальность задач повышения производительности и точности процесса зубофрезерования цилиндрических шестерён червячными фрезами.

Основные результаты исследования

Для достижения поставленных целей нами предложено улучшить условия резания при зубонарезании путём использования импульсной подачи. В соответствии с предложенным способом [1] импульс осевой подачи заготовки 2 или фрезы 1 (рис. 1) происходит в момент пересопрежения соседних зубьев фрезы с заготовкой, т.е. в момент, когда один зуб (например, зуб 3) полностью (его вершина находится в точке α) или в основном (вершина в точке α') закончил резание, а следующий зуб его ещё не начал (вершина зуба 4 находится в точке b или b' вне заготовки). Данный метод может быть использован при нарезании зубьев или шлицев червячной или дисковой модульной фрезой, желательно при попутном фрезеровании.

Предложенный метод нарезания зубьев цилиндрических шестерён позволяет существенно улучшить условия резания по сравнению с существующими методами. Это объясняется следующим:

1. После каждого импульса подачи стружку максимальной толщины снимает новый зуб фрезы, т.к. импульс подачи происходит при повороте фрезы на число зубьев K , не кратное числу зубьев фрезы z_0 . Это позволяет по сравнению с традиционной схемой обработки увеличить толщину стружки, снимаемой каждым зубом, снизить температуру фрезы и заготовки и равномерно распределить нагрузку между зубьями фрезы, так как все они совершают одинаковую работу. Экспериментальная реализация предложенного метода при зубофрезеровании червячной фрезой показала, что заготовки практически не нагревались, в то время как при традиционной схеме резания их температура достигала 50 °С;

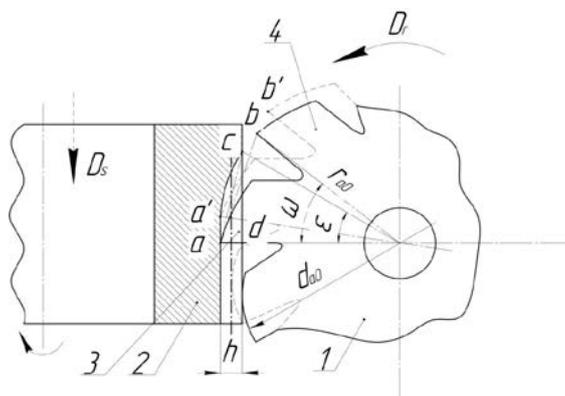


Рис. 1 Схема зубофрезерования цилиндрических шестерён с импульсной подачей

2. Отсутствие относительного перемещения фрезы и заготовки в процессе резания позволяет увеличить жесткость системы заготовка-инструмент примерно на 40 % по сравнению с традиционной схемой резания (во столько раз, как известно, жесткость любой системы в статике больше жёсткости этой системы в динамическом состоянии). Увеличение жёсткости технологической системы позволяет уменьшить деформации системы и вибрации при резании, повысить точность обработки.

3. Увеличение толщины стружки, как известно из опыта фрезерования с попутной подачей и применения прогрессивной схемы резания, способствует уменьшению удельной силы резания и приводит к повышению стойкости инструмента.

4. Резание с переменной подачей, как показали исследования для различных видов обработки [2], способствует снижению интенсивности изнашивания инструмента и повышению производительности обработки.

5. Применение данного метода облегчает автоматизацию управления величиной минутной подачи за счёт изменения величины K .

Основными характеристиками предложенного способа являются:

1. Число импульсов подачи заготовки или инструмента в минуту

$$n_{ИМП} = \frac{n_0 z_0}{K} \text{ мин}^{-1}, \quad (1)$$

где n_0 – частота вращения фрезы, мин^{-1} ; z_0 – число реек червячной или зубьев дисковой модульной фрезы; K – целое число, не кратное z_0 .

2. Величина импульса подачи l , мм

$$l = S_0 \frac{n}{n_{ИМП}} = S_0 \frac{K}{z z_0 i} \text{ мм}, \quad (2)$$

где S_0 – подача на оборот заготовки, мм/об ; n – частота вращения заготовки, об/мин ; z – число зубьев нарезаемого зубчатого колеса; i – число заходов червячной фрезы.

3. Допустимая продолжительность импульса подачи из условия его выполнения в момент пересопряжения соседних зубьев фрезы с заготовкой, т.е. на участке bc (рис. 1)

$$t_{ИМП} = \frac{L}{v_r \cdot 1000} \text{ мин}, \quad (3)$$

где L – длина пути вершины зуба 4 (рис. 1) фрезы, на котором происходит импульс подачи, мм; v_r – скорость вращения фрезы, м/мин .

Значение L (длина дуги bc на рис. 1) с достаточной точностью может быть найдено как разность хорд ab и ac (рис. 1) по формуле:

$$L = ab - ac = \sqrt{2r_{a0}h} - 2r_{a0} \sin\left(\frac{\pi}{z_0}\right) \text{ мм}, \quad (4)$$

4. Скорость импульсной подачи, м/мин

$$V_s = \frac{l}{t_{ИМП.Д} 1000} \text{ м/мин}, \quad (5)$$

где $t_{ИМП.Д}$ – действительная продолжительность импульса подачи

5. Минутная подача заготовки или фрезы

$$S_{МИН} = l \cdot n_{ИМП} = l \cdot n_0 \frac{z_0}{K} \text{ мм/мин} \quad (6)$$

Применение импульсного зубофрезерования для заданных размеров обрабатываемой шестерни и используемой фрезы возможно при соблюдении одного из приведенных ниже условий: $L > 0$ или $\omega > \varepsilon$ (рис. 1).

Нами выполнено экспериментальное исследование данного метода на модернизированном зубофрезерном полуавтомате мод. 5Б312 на Минском заводе шестерён при обработке дет. 130-1701112 ($m = 4,25$ мм, $z = 45$, $h = 7,896$ мм) с использованием червячной фрезы, имевшей $z_0 = 10$, $r_{a0} = 50$ мм. Были приняты следующие режимы обработки: $n_0 = 100$ мин⁻¹, $v_r = 30$ м/мин, $K = 3$, $n_{ИМП} = 333$ имп/мин, $S_0 = 4$ мм/об. При этих режимах имели место параметры процесса зубонарезания с импульсной подачей: $t_{ИМП} = 0,0058$ с., $l = 0,026$ мм, $V_s = 0,43$ м/мин, $L = 2,9$ мм. Значения $S_{МИН}$ для принятых режимов путём изменения K могут находиться в пределах 3...26 мм/мин. Анализ этих данных свидетельствует о следующем:

1. Скорость движения импульсной подачи во много раз (примерно в 72 раза) меньше скорости главного движения резания. Поэтому импульс движения подачи без ухудшения условий резания может происходить с опережением, т.е. до момента, когда один зуб фрезы придёт в точку α . При этом будет лишь незначительно уменьшаться мгновенная скорость резания. На рис. такое положение фрезы показано пунктирной линией. При этом действующая на зуб 3 сила резания должна уменьшиться до максимально допустимой с точки зрения необходимого увеличения стойкости фрезы при использовании данного метода. Значение этой силы определяется опытным путём. Использование этого явления позволяет значительно увеличить значение L и расширить область применения данного метода данных условий (8,9 мм/мин). Это свидетельствует о более широком диапазоне изменения режимов резания у предлагаемого метода по сравнению с традиционным и расширении возможностей нового метода по увеличению производительности процесса зубонарезания.

2. Максимальное значение $S_{МИН.}$, которое можно достичь при использовании зубофрезерования с импульсной подачей при $n_0 = 100$ об/мин, $z = 45$, $S_0 = 0,4$ мм/об составляет 26 мм/мин, что примерно в 3 раза больше по сравнению с традиционным зубофрезерованием для этих же условий ($n_0 = 100$ об/мин, $z_0 = 45$, $S_{МИН} = 8,9$ мм/мин).

Выводы

1. Анализ процесса зубофрезерования с импульсной подачей показывает, что он позволяет по сравнению с зубофрезерованием с непрерывной подачей улучшить условия резания за счёт уменьшения удельных сил резания, температуры в зоне резания, более равномерной нагрузки на зубья фрезы, повышения жёсткости технологической системы при резании, уменьшения её деформаций и вибраций. Использование метода облегчает также автоматизацию регулирования режимов резания. Всё это способствует увеличению стойкости инструмента, повышению производительности и точности обработки.

2. Экспериментальные исследования данного процесса подтвердили его эффективность: установлено уменьшение среднего износа зубьев червячной фрезы в 1,4 раза, максимально возможного износа – в 1,6 раза, интенсивности износа зубьев – в 1,8 раза, увеличение точности зубьев – в 1,2 раза. За счёт интенсификации режимов зубофрезерования червячной фрезой его производительность может быть увеличена в 1,5 раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. А.с. 1255315 СССР, МКИ В 23 F 5/20. Способ фрезерования цилиндрических зубчатых колёс.
2. Подураев, В. Н. Автоматически регулируемые и комбинированные процессы резания / В. Н. Подураев – М.: Машиностроение, 1977 – 304 с.

УДК 669.716.9

Комаров А.И.¹, Фролов И.С.², Фролов Ю.И.², Девойно О.Г.²

ПОЛУЧЕНИЕ КЕРАМИКИ НА ОСНОВЕ VN и ZrO₂ ЛАЗЕРНЫМ ЛЕГИРОВАНИЕМ ПОКРЫТИЯ, СФОРМИРОВАННОГО МИКРОДУГОВЫМ ОКСИДИРОВАНИЕМ

1. Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси

2. Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Показано, что лазерное легирование оксидом циркония и нитридом бора керамического покрытия Al₂O₃, сформированного на алюминиевом сплаве В95 методом микродугового оксидирования (МДО-покрытия), позволяет получать в его поверхностном слое композиционную эвтектическую керамику. Установлено, что лазерное легирование без предварительной механической обработки покрытия (шлифования) обеспечивает получение модифицированного слоя при всех режимах лазерной обработки, не приводя к значительным оплавлениям и сколам покрытия. Лазерная обработка при легировании оксидом циркония и нитридом бора приводит также к росту доли корунда α-Al₂O₃, что положительно сказывается на микротвердости покрытия.

Введение

К наиболее широко используемым для изготовления деталей пар трения керамическим материалам относятся алюмооксидная керамика (Al₂O₃) и керамика на основе диоксида циркония (ZrO₂) [1, 2]. В качестве альтернативы применяются керамики на основе диоксида циркония (ZrO₂) и нитрида бора VN [1]. Наряду с имеющимся у этих материалов комплексом высоких физико-механических характеристик (твёрдость, износостойкость, химическая стабильность) им присущи некоторые недостатки. Так, алюмооксидная керамика характеризуется самой низкой трещиностойкостью среди производимых конструкционных керамик. Диоксид циркония, напротив, обладает одним из самых высоких среди технических керамик значением трещиностойкости и предела прочности на изгиб, который составляет 700 – 1000 МПа [2]. Однако оксид циркония, в отличие от оксида алюминия, проявляет деградацию механических свойств под воздействием влаги при температурах до 300 °С. Нитрид бора, предназначен для синтеза сверхтвёрдых материалов, а так же применяется в качестве огнеупорного, высокотемпературного, тепло и электроизоляционного материала, твёрдой смазки. Он облада-

ет удачным сочетанием физических и механических свойств (высокая температура плавления 2000 °С, твердость до 90 HRC или 9+ баллов по шкале Мосса, низкий коэффициент трения и химическая устойчивость к коррозии и окислению; является превосходным электрическим и тепловым изолятором). Однако высокий модуль упругости (более 700 ГПа) и как следствие высокая хрупкость нитрида бора, получаемого по традиционной технологии спекания порошков, не позволяет применять его в чистом виде.

Традиционно преодоление отмеченных недостатков достигается получением композитной керамики, путем спекания Al_2O_3 с ZrO_2 или BN. При сохранении высокой твердости полученной керамики удается повысить трещиностойкость и износостойкость [1].

Значительно более высоких характеристик данных типов композитной керамики можно достичь путем ее переплава и быстрой кристаллизации. В этом случае формируется эвтектическая керамика Al_2O_3 - ZrO_2 , Al_2O_3 -BN обладающая сочетанием высоких физических, тепловых и механических свойств, таких как высокие твердость, стойкость к окислению и сохранение прочности при повышенных температурах [2]. Одним из эффективных методов получения данной керамики является лазерная обработка.

Материалы и методика исследования

В качестве основы для формирования покрытий использовался высокопрочный алюминиевый сплав В95. Микродуговое оксидирование проводилось при напряжении 250–300 В, 50 Гц и плотности тока 60 А/дм². Продолжительность процесса составляла 90 мин. Покрытия формировались в силикатно-щелочном электролите на основе дистиллированной воды с концентрацией натриевого жидкого стекла Na_2SiO_3 – 4 г/л, гидроксида калия KOH – 2 г/л. Затем на поверхность с покрытием наносилась обмазка, содержащая микропорошок ZrO_2 или BN, после чего осуществлялась обработка лазерным излучением. Мощность лазерного излучения была постоянной и составляла 1 кВт, однако изменялся диаметр луча и скорость его перемещения. Параметры лазерного излучения представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Параметры лазерного излучения для каждой из областей

Номер образца	Кол-во образцов	Диаметр луча, мм	Скорость обработки, мм/мин
1	2	3	300
2	2	3	400
3	2	3	500
4	2	3	600

Результаты и обсуждение

На рис. 1 представлены микроструктуры легированного нитридом бора керамического покрытия (КП), без предварительной обработки.

Анализ микроструктуры покрытий показал, что керамический слой сохраняет типичную для МДО-покрытий морфологию при низких значениях подводимой лазерной энергии (рис. 1). При снижении скорости образуются множественные участки композитного покрытия, находящиеся как на поверхности КП, так и внутри него. Возрастание подводимой энергии (уменьшение d_L до 4 мм) сопровождается образованием трещин в самом покрытии и на его границе с основой. Это приводит к снижению адгезии покрытия, отслоению и скалыванию. Следует отметить, что в последнем случае происходит глубокий переплав МДО-покрытия с нитридом бора, что выражается в формировании хорошо заметного светлого поверхностного слоя, имеющего низкую пористость, но при этом обладающего очень низкой адгезией к основе. Кроме того, при $d_L = 4$ мм и

наименьшей скорости хорошо заметны зоны термического воздействия на поверхность основы.

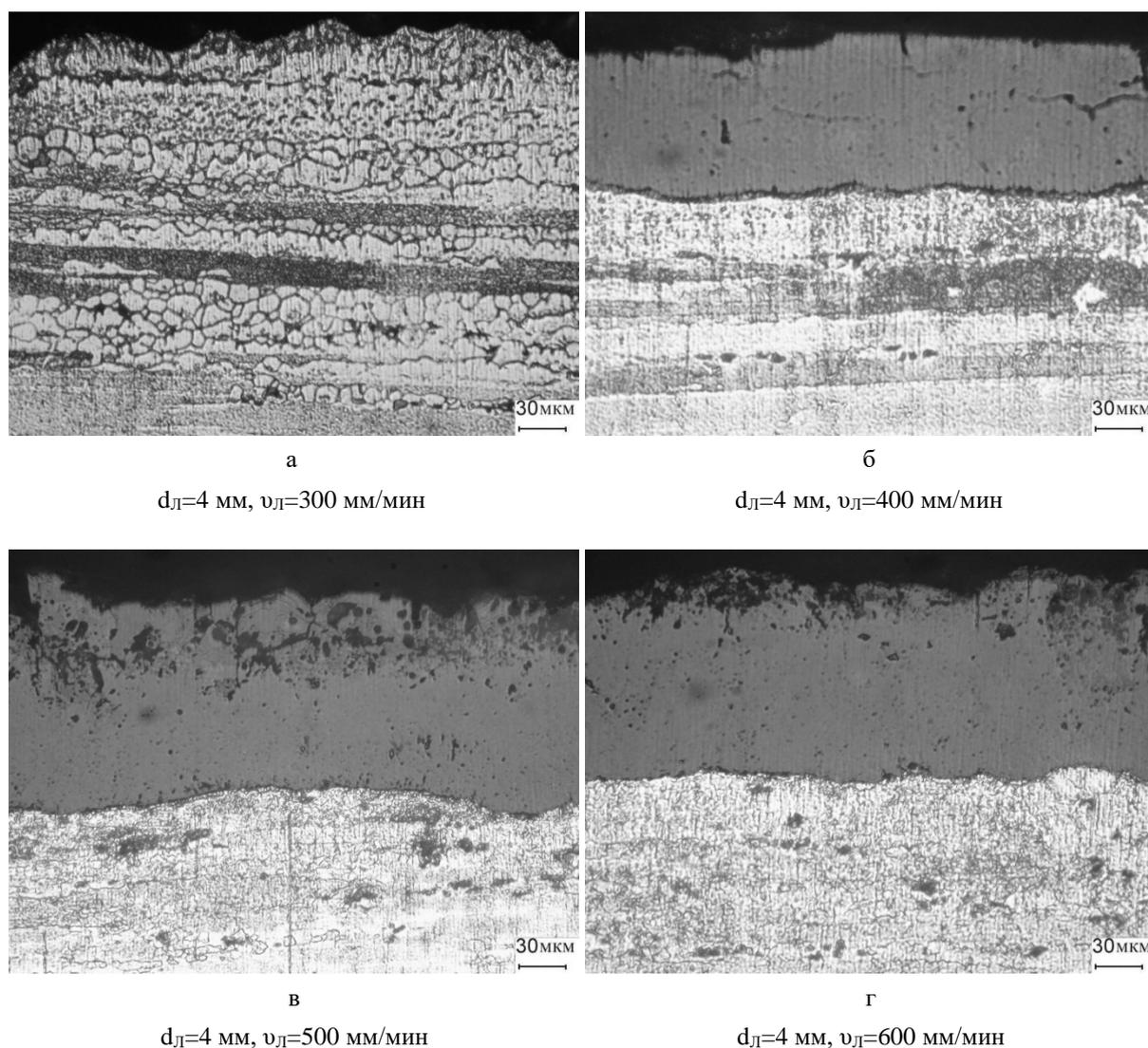


Рис. 1. Микроструктуры образцов из сплава В95 с покрытием после лазерного легирования VN

На рис. 2 представлены микроструктуры легированного оксидом циркония керамического покрытия, без предварительной обработки.

Анализ микроструктуры покрытий показал, что керамический слой сохраняет типичную для МДО-покрытий морфологию при низких значениях подводимой лазерной энергии (рис. 2). Увеличение подводимой энергии приводит к снижению устойчивости покрытий, обширным сколам и уменьшению толщины. При $d_{\text{л}} = 4 \text{ мм}$, толщина покрытий возрастает, они имеют более равномерную структуру, но при этом характеризуются повышенной пористостью, и большим размером самих пор. Кроме того, при $d_{\text{л}} = 4 \text{ мм}$ и наименьшей скорости хорошо заметны зоны термического воздействия на поверхность основы.

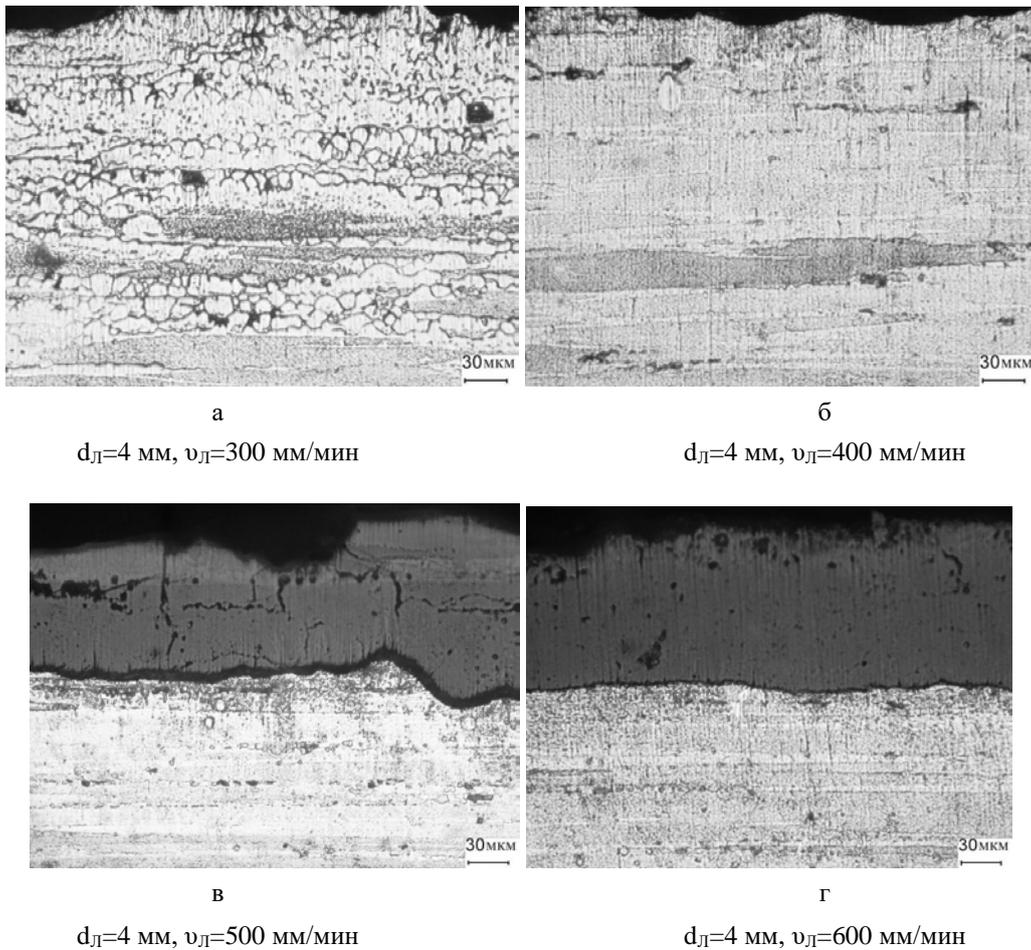


Рис. 2. Микроструктуры образцов из сплава В95 с покрытием после лазерного легирования ZrO_2

На рис. 3 представлены диаграммы распределения фаз в поверхностном слое КП.

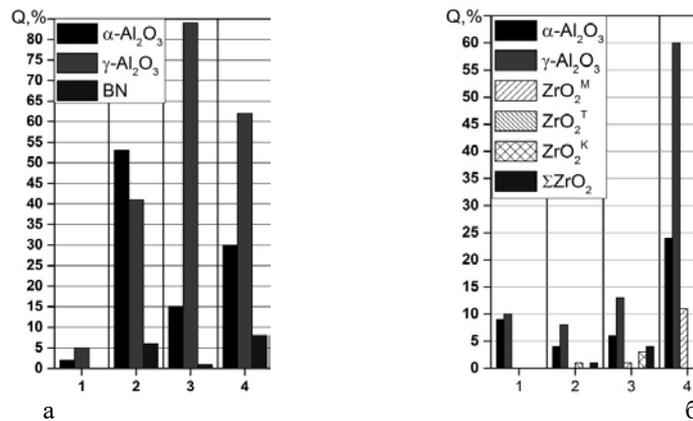


Рис. 3. Диаграмма распределения фаз в поверхностном слое КП образцов, легированных BN (а) и ZrO_2 (б)

Анализ данных показал, что повышенные значения энергии негативно сказываются на процессе легирования, доли легирующих добавок не превышают 10 %. При этом содержание корунда для образцов с ZrO_2 также достаточно низкое. Уменьшение подводимой энергии приводит к резкому росту доли содержания легирующей добавки. В частности для образцов с BN содержание альфа фазы Al_2O_3 и легирующей добавки лежит в диапазоне 15-25 %. Образцы с ZrO_2 характеризуются повышенным содержанием альфа фазы, а также моноклинной и кубической модификациями оксида циркония. Данная структура образцов оказывает положительное влияние на толщину и твердость КП.

На рис. 4 представлены образцы дифрактограмм образцов КП, легированных BN (а) и ZrO₂ (б).

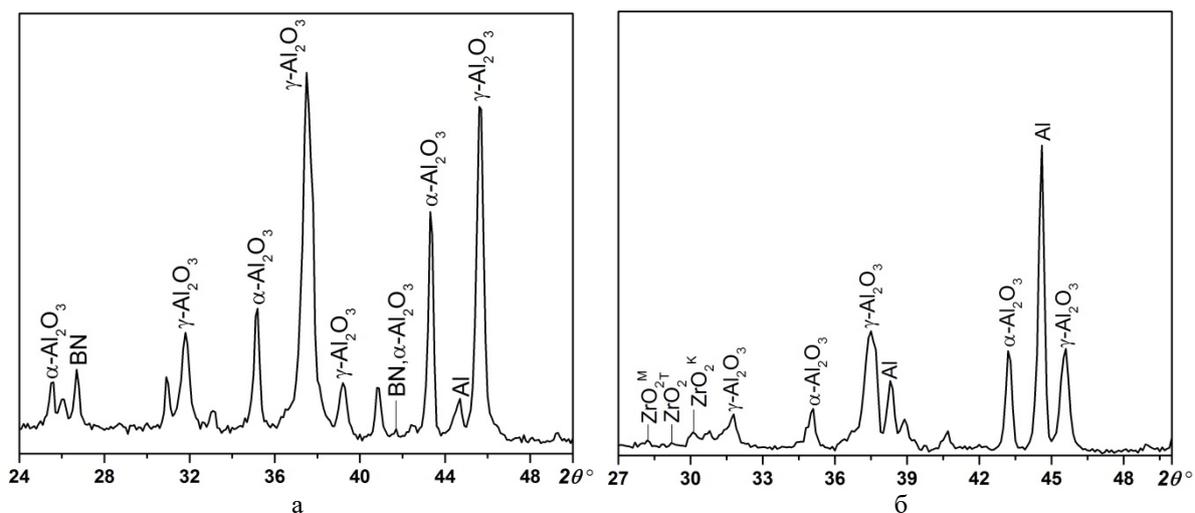


Рис. 4. Дифрактограммы образцов КП, легированных BN (а) и ZrO₂ (б)

Анализ показал, что интенсивность линий альфа и гамма фаз корунда, а также легирующей добавки выше у образцов с BN, что соответствует результатам, изображенным на рис. 3.

Заклучение

В результате проведенных исследований установлено, что лазерное легирование оксидом циркония и нитридом бора алюмооксидного покрытия, сформированного на алюминиевых сплавах методом микродугового оксидирования, позволяет получать в его поверхностном слое композиционную эвтектическую керамику. Установлено, что лазерное легирование без предварительной механической обработки покрытия (шлифования) обеспечивает получение модифицированного слоя при всех режимах лазерной обработки, не приводя к значительным оплавлениям и сколам покрытия. Лазерная обработка при легировании оксидом циркония и нитридом бора приводит также к росту доли корунда α -Al₂O₃, что в свою очередь положительно сказывается на микротвердости МДО-покрытия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Болдин, М. С. Композиционные керамики на основе оксида алюминия, полученные методом электроимпульсного плазменного спекания, для трибологических применений / М. С. Болдин, Н. В. Сахаров, С. В. Шотин и др. // Физика твердого тела. Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. – 2012. – № 6 (1). – С. 32–37
2. Гаршин, А. П. Машиностроительная керамика / А. П. Гаршин, В. М. Гропянов, Г. П. Зайцев, С. С. Семенов – СПб: Изд-во СпбТУ, 1997. – 726 с
3. Промышленные алюминиевые сплавы: Справочник, 2-ое изд. / под ред. Ф. И. Квасов, И. Н. Фридляндер – М.: Металлургия. – 1984, 528 с.
4. Фридляндер, И. Н. Высокопрочные деформируемые алюминиевые сплавы. – М.: Обorongиз. – 1960, 290 с.
5. Фридляндер, И. Н. Алюминиевые деформируемые конструкционные сплавы. – М.: Металлургия. – 1979, 208 с.

Кудина А.В., Соколов И.О.

**ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ЛЕГИРОВАННЫХ
МЕТАЛЛОПОВЕРХНОСТЕЙ ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ НАПЛАВКОЙ
С ПОРОШКОВОЙ ПРИСАДКОЙ**

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

В статье изложены некоторые технологические особенности электродуговой наплавки металлоповерхностей с легирующей металлопорошковой присадкой. Приводятся уравнения и формулы для расчёта показателей установленных технологических особенностей, которые необходимо учитывать для получения высококачественных защитно-упрочняющих металлоповерхностей на деталях машин и механизмов, работающих в условиях интенсивного изнашивания.

Среди многочисленных способов восстановления и упрочнения деталей машин среднего и тяжёлого машиностроения для получения качественных металлоповерхностей деталей узлов трения с высокими физико-механическими и эксплуатационными характеристиками применение электродуговой наплавки наиболее целесообразно. Это объясняется тем, что такие технологии позволяют существенно снизить металлоёмкость ремонтного и изготовительного производства, формировать рабочие трибоповерхности деталей машин с заданными физико-механическими и эксплуатационными свойствами, что способствует увеличению их ресурса, надёжности и долговечности сборочных единиц и, следовательно, машин и технологического оборудования в целом. Электродуговая наплавка металлопокрытий плавящимся электродом в среде защитного газа является наиболее простым, универсальным, экономичным и применяемым широко способом для восстановления изношенных трибоповерхностей деталей машин и механизмов. Этот метод позволяет придать восстановленным рабочим поверхностям деталей новые специальные свойства и качество, способствующие поднять на порядок эксплуатационные характеристики узлов трения сборочных единиц машин и агрегатов. Требуемые свойства наплавленных покрытий обычно получают легированием, то есть введением в его состав легирующих примесей. Методы легирования и способы наплавки взаимосвязаны – выбранный способ наплавки, как правило, диктует рациональный метод легирования и, наоборот, эффективный метод легирования требует применения соответствующего способа наплавки. Анализ результатов исследований и статистических данных о работе большинства деталей машин отечественного и зарубежного производства, работающих в условиях трения и интенсивного износа, однозначно указывает на то, что для трибоповерхностей этой категории деталей требуются прочные и износостойкие металлопокрытия с повышенным содержанием легирующих износостойких химических элементов. Такие металлопокрытия легко наносятся методами электродуговой наплавки или напыления, которые не сложны в технологическом оснащении, и не требуют значительных экономических и производственных затрат. Нанесенные электродуговой наплавкой упрочняющие металлопокрытия, обладают высокими (заданными) физико-механическими и эксплуатационными свойствами, более долговечны и надёжны для работы при больших удельных нагрузках в узлах трения, что позволяет обеспечить высокое качество и надёжность составляющих элементов сборочных единиц как машин, так и технологического оборудования в целом. Однако, не смотря на отмечаемые преимущества наплавленных металлоповерхностей они, ино-

гда, при несоблюдении технологических требований или грубых нарушениях режимов электродуговой наплавки, могут приобретать металлургические дефекты, которые практически отсутствуют при правильном и безукоризненном выполнении технологии нанесения металлоповерхностей этим методом.

Основная часть. При электродуговой наплавке металлоповерхностей сплошным проволочным электродом в среде защитного газа с введением порошкового легирующего материала, химический состав наплавленного металла определяется концентрацией легирующих элементов в основном металле детали, электродной проволоке и порошковой присадке. В композиционном слое металл основы и металл проволоки образуют матричный сплав, в который вплавлены твердосплавные частицы присадки. При наплавке гомогенного покрытия все три составные части перемешиваются, образуя при кристаллизации монолитный слой [1], а необходимые физико-механические свойства покрытий обеспечиваются за счёт легирующих присадочных материалов, вводимых в расплав сварочной ванны. В отечественной металлургии и сварочном производстве широко применяется легирование расплава металла, то есть технология обработки жидкого металла металлопорошковыми сплавами или металлическими добавками (присадками), обеспечивающая создание развитой контактной поверхности расширяющих фаз и активизацию реакций на границе раздела твёрдая фаза – жидкий металл, чем ускоряются процессы диффузии в расплаве металла, интенсифицируется его раскисление и легирование. Причём, при электродуговой наплавке в среде защитного газа, подача порошкового присадочного материала в зону сварочной ванны осуществляется в большинстве случаев газовой струёй внутрь факела защитного газа. Однако, технология применения металлопорошковых смесей из сплавов для легирования наплавленной металлоповерхности и активирования процессов электродуговой наплавки имеет ряд особенностей, некоторые из которых выявлены на основе анализа результатов, полученных при выполнении научно-исследовательских работ и экспериментов и которые влияют на качество наплавленных слоёв [1–4]:

1. Объём жидкого металла в сварочной ванне, как правило, не превышает $1,0 - 2,0 \text{ см}^3$, а его масса – 10 г. Из-за этого практически невозможна полная продувка порошковой смеси через расплав металла, поэтому единственным реальным методом ввода легирующей присадки является её вдувание на поверхность сварочной ванны. При таком методе ввода присадочного металлопорошка трудно обеспечить проникновение легирующих частиц на необходимую глубину, что иногда приводит к неравномерности легирования покрытия по высоте, которая, в определённой степени, может повлиять на параметр износостойкости наплавленного слоя. Кроме того, отсутствие чёткой зависимости глубины проплавления основного металла при наплавке от количества металлопорошка, подаваемого в сварочную ванну, не всегда позволяет получать слои покрытий с заданными физико-механическими характеристиками. Экспериментально показано [1], что при увеличении количества порошка, подаваемого в расплав сварочной ванны, глубина проплавления основного металла уменьшается. Так при наплавке поверхностей электродной проволокой СВ-08Г2С ГОСТ 2246-70 глубина проплавления основного металла составила 1,4 мм, в то время как при наплавке этой же проволокой и при тех же режимах наплавки с подачей металлопорошка в расплав сварочной ванны, глубина проплавления основного металла снижалась до 0,6мм. Однако, увеличение количества подаваемого в сварочную ванну порошка оказывает влияние на формирование покрытия до определенных величин, при достижении которых избыток порошка, не успевая раствориться, сдувается дугой и защитным газом, что приводит к непредвиденным потерям дорогостоящей лигатуры. Поэтому, важным моментом при формировании наплавленного покрытия является количество вводимого в зону наплавки порошкового присадочного материала (ППМ) в единицу времени. Исходя из того, что тепловая эффективность процесса наплавки оценивается тепловыми коэффициентами полезного

действия процессов наплавки и проплавления, количество вводимого ППМ рассчитывается по зависимости [1]:

$$G_g = \frac{\Delta_p Q}{(C_{nl} T_{nl} + \mu - C_n T_n)} = \frac{v_n \rho_m S_{nl} (F_n - F_{np})}{(C_{nl} T_{nl} + \mu - C_n T_n)}, \quad (1)$$

где G_g – количество вводимого ППМ, г;

Δ_p – масса расплава, г;

Q – затраченная тепловая мощность на расплавление, Вт;

C_{nl} – теплоемкость ППМ при температуре плавления, Дж/К;

T_{nl} – температура плавления ППМ, К;

μ – скрытая теплота плавления ППМ, Дж;

C_n – теплоемкость ППМ при начальной температуре, Дж/К;

T_n – начальная температура ППМ, К;

v_n – скорость наплавки, см/с;

ρ_m – удельная плотность металла, г/см³;

S_{nl} – теплосодержание с учетом скрытой теплоты плавления, Дж;

F_{np} – площадь поперечного сечения зоны проплавления металла, см²;

F_n – площадь поперечного сечения наплавленного металла, см².

2. Важным условием получения качественного покрытия является расчёт параметров зоны ввода газопорошковой смеси в расплав сварочной ванны. При формировании покрытий с использованием газопорошковой струи, из-за небольшого размера площади жидкого металла сварочной ванны, имеет значение величина зоны и место ввода порошковой присадки [2]. Если ширина струи будет превышать ширину жидкого металла, то это приведет к потерям порошка. Место ввода определяется той частью слоя, которая имеет оптимальную температуру и конвективные потоки в которой обеспечивают равномерность физико-механических свойств покрытия. При расчёте параметров газопорошковой струи и размеров области ввода ППМ, считают газовую струю турбулентной, так как значения числа Рейнольдса выше критических скоростей струи, транспортирующей порошковую присадку. Влиянием частиц на параметры струи пренебрегают из-за их малого процентного содержания в общем объеме газа.

Для определения длины зоны ввода ППМ (размер по оси параллельной направлению наплавки) на начальном участке струи L_n , где границы струи имеют прямолинейный характер, получена формула, вытекающая из геометрических построений (см. рис. 1):

$$L_g = 0,99(0,5d_c + 0,14x) \left[\sin^{-1}(\alpha + \Theta_n) + \sin^{-1}(\alpha - \Theta_n) \right], \quad (2)$$

где d_c – диаметр выходного отверстия сопла, мм;

x – расстояние от среза сопла до поверхности ванны жидкого металла, мм;

α – угол между осью струи и поверхностью жидкого металла, град.;

Θ_n – угол бокового расширения струи на начальном участке, град.;

Полученная зависимость (2) справедлива при расстоянии от сопла до получаемого слоя не более длины начального участка струи, которая для осесимметричной струи

составляет 6,2 диаметра выходного отверстия сопла, при этом $\Theta_H = 8^{\circ}35'$. При расстоянии x , превышающем длину начального участка, зависимость (2) будет неверна из-за того, что струя имеет криволинейные границы на основном участке. Длину зоны ввода порошка в этом случае можно определить аналогично тому, как она находилась на начальном участке струи по зависимости (3):

$$L_g = 0.215x \left[\sin^{-1}(\alpha + \Theta_0) + \sin^{-1}(\alpha - \Theta_0) \right] \quad (3)$$

Здесь $\Theta_0 = 12^{\circ}15'$ – угол бокового расширения, но уже основного участка струи.

Ширина зоны ввода (размер по оси перпендикулярной направлению наплавки) рассчитывается по формуле (4), при $\alpha=90^{\circ}$. Зависимость соотношения длины и ширины зоны ввода порошка от угла между осью струи и поверхностью для основного участка струи показана на рис. 1.

$$B = 2L_B \sin^{-1} \alpha \operatorname{tg} \Theta_0 \left[\operatorname{ctg}(\alpha - \Theta_0) - \operatorname{ctg}(\alpha + \Theta_0) \right]^{-1} \quad (4)$$

При заданной длине зоны ввода ППМ и положения оси сопла в пространстве (L_C – длина зоны ввода порошка, H_C – высота над уровнем металла) можно рассчитать по формулам 5 и 6:

$$H_C = L_B \left[\operatorname{ctg}(\alpha - \Theta_0) - \operatorname{ctg}(\alpha + \Theta_0) \right]^{-1} \quad (5)$$

$$L_C = L_B \operatorname{ctg}(\alpha - \Theta_0) \left[\operatorname{ctg}(\alpha - \Theta_0) - \operatorname{ctg}(\alpha + \Theta_0) \right]^{-1} \quad (6)$$

Следует помнить, что размеры зоны ввода присадочного материала не должны быть больше размеров зеркала сварочной ванны. В противном случае возрастают потери дорогостоящего присадочного материала, подаваемого газопорошковой струей в зону наплавки.

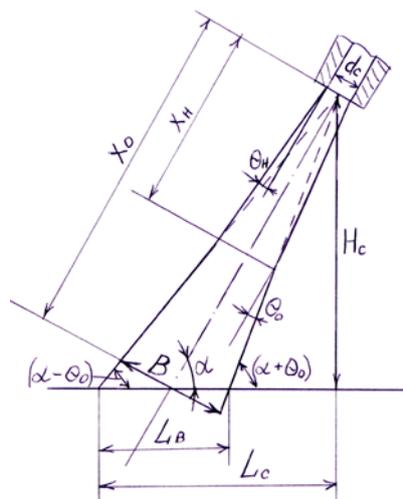


Рис. 1. Схема определения размеров зоны ввода ППМ:

α – угол между осью струи и поверхностью жидкого металла, град;

Θ_0 – угол бокового расширения струи на начальном участке; d_c – диаметр выходного отверстия сопла, мм; X_0 – расстояние от среза сопла до поверхности жидкого металла, мм; L_B – длина зоны ввода порошка, мм; H_C – высота над уровнем металла, мм; B – ширина зоны ввода, мм; L_C – длина участка струи, мм

3. Существенное значение для получения качественных легированных металлоповерхностей электродуговой наплавкой с порошковой присадкой имеет скорость подачи последней в расплав сварочной ванны [1, 2]. Это связано с тем, что высокоскоростная струя может нарушить формирование наружной поверхности покрытия, вызвать седлообразность наплавленных валиков, наплывы, выплескивание жидкого металла из ванны. Струя с малой скоростью не обеспечивает проникновения легирующих частиц с небольшой плотностью на необходимую глубину, а это приводит к неравномерности легирования покрытия по высоте. Как показали экспериментальные исследования, скорость введения металлопорошковой присадки в расплав сварочной ванны зависит от технологических режимов наплавки и устанавливается опытным путём. Многочисленные эксперименты и анализ полученных результатов показали, что при электродуговой наплавке в среде защитного (углекислого) газа проволокой Св-08Г2С с введением в расплав металла сварочной ванны твердосплавного порошка фракции до 500 мкм со скоростью 0,4...2,3 г/с (при скорости наплавки 9,8 м/ч, расходе углекислого газа 9...10 л/мин силе тока $I_a = 180...200$ А, напряжении наплавки $U = 23...26$ В), выбранные режимы являются оптимальными. Увеличение мощности дуги приводит к потерям легирующей присадки и образованию крупнозернистой структуры, что отрицательно сказывается на физико-механических характеристиках наплавленного валика. При мощности дуги ниже оптимальной частицы металлопорошка, недостаточно расплавляясь, образуют неоднородную структуру, что приводит к снижению износостойкости полученного слоя. Так, например, включение при электродуговой наплавке поверхностей в расплав металлопокрытия ППМ по ГОСТ 21448-75 с гранулометрическим составом класса «С» изменяет размер и форму дендритных составляющих наплавленного слоя, способствует появлению карбидов, боридов и карбоборидов в структуре, что отражается на физико-механических свойствах покрытия. Кроме того, несоответствия режимов наплавки и скорости подачи присадки в расплав сварочной ванны приводят к неравномерности глубины проплавления и нарушениям качественного формирования наплаваемого слоя металла.

4. Для получения заданной структуры наплавленного электродуговой наплавкой покрытия с металлопорошковой присадкой имеет значение и место подачи присадки в расплав сварочной ванны [3]. На рисунке 2 представлены структуры наплавленных металлоповерхностей при вдувании металлопорошка в головную и хвостовую части расплава металла сварочных ванн. Для структуры металла с введением порошкового материала в головную часть сварочной ванны (рис. 2, а) характерно появление избыточных карбидов и эвтектики на их основе и, возможно, карбоборидов, окруженных эвтектикой. Увеличение времени нахождения частиц порошка в расплавленной ванне создает благоприятные условия для роста частиц избыточных фаз и увеличения размера игольчатых и стержневых включений. При наименьшем тепловложении (введение порошка в хвостовую часть расплава ванны) карбобориды формируются в виде глобулей, игл и стержней малых размеров (рис. 2, б). При введении порошкового присадочного материала охлаждение аустенита с большой скоростью препятствует превращениям в верхнем районе температур и приводит к образованию мартенсита с повышенным содержанием остаточного аустенита. Введение ППМ в расплав металла сварочной ванны изменяет режим её остывания, что сказывается на структуре наплавленного слоя. Чем больше скорость охлаждения, тем при более низкой температуре произойдет превращение, и поэтому тем более дисперсными и твердыми будут продукты превращения. Присутствие в кристаллизующемся растворе сварочной ванны частичек ППМ изменяет размер и форму дендритных составляющих наплавленного слоя, способствует появлению карбидов, боридов и карбоборидов в структуре, что отражается на физико-механических свойствах покрытия.

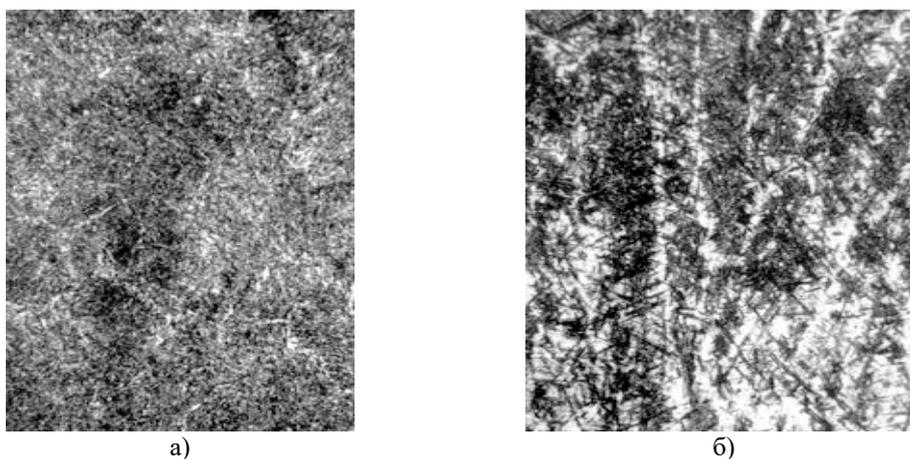


Рис. 2. Структура зоны наплавленного металла с введением ППМ×200:
 а – подача ППМ в головную часть сварочной ванны;
 б – подача ППМ в хвостовую часть сварочной ванны

Ввод ППМ в расплав сварочной ванны позволяет получить мелкозернистую структуру, уменьшает дендритный характер наплавленного металла, а также создаёт условия для получения равномерной и однородной структуры с крупными дендритными включениями, сориентированными в одном направлении, перпендикулярном основному металлу.

5. При нанесении износостойких металлоповерхностей на детали машин и механизмов методом наплавки с порошковой легирующей присадкой, состоящей из твёрдых частиц, которые распределяются в более мягкой матрице основного металла, особое внимание следует уделять материалу матричного слоя [3–5]. Он должен иметь высокую прочность, хорошо удерживать частицы присадки в покрытии, препятствовать чрезмерному их растворению, быть химически стабильным по отношению к твёрдой составляющей и соответствовать требованию термомеханической совместимости. При наплавке металлопокрытий с содержанием карбидов вольфрама и феррохрома в качестве матричного слоя рекомендуется использовать малоуглеродистые стали, так как износостойкость наплавленного слоя со связующим из нестабильного аустенита выше, чем из других наплавочных материалов. Гранулированные порошки во избежание образования пор и шлаковых включений должны содержать не более 0,08 % кислорода. Порошковые присадки с содержанием карбидов вольфрама характерны тем, что они не имеют строго определённого химического состава и при их формировании карбид вольфрама не кристаллизуется из расплава, а вводится в сплав-связку в виде заранее приготовленных зёрен нужного размера и формы. Технология и техника наплавки карбидных композиций должны обеспечивать введение в сварочную ванну частиц износостойкой фазы определённого размера и формы, причём эти частицы должны в минимальной степени растворяться в сплаве-связке и не претерпевать нежелательных превращений в результате температурного воздействия сварочного цикла. Наплавку медно-никелевых сплавов необходимо выполнять с добавлением в присадочный материал 0,2...0,4 % CaAl_2 (алюмокальция), который устраняет склонность наплавленного металла к возникновению пор и кристаллизационных трещин.

Заключение

По результатам научно-исследовательских и опытно-экспериментальных работ, выполненных с целью получения износостойких легированных металлоповерхностей методом электродуговой наплавки в среде защитного газа плавящимся электродом с порошковой присадкой из сплавов, а также на основе анализа и обобщения полученных результатов, определены некоторые важные технологические особенности, влияющие на качество наплавленных покрытий. Сущность этих особенностей заключается в их

комплексном влиянии на качество наплавленного слоя металла поверхности и зависит: от количества вводимой в расплав металла сварочной ванны металлопорошковой присадки, скорости подачи её в сварочную ванну, параметров последней и зоны введения присадки в расплав, а также от материала матричного слоя основного металла и технологических режимов процесса наплавки. Эти особенности, по мнению авторов, следует учитывать при разработке технологических процессов электродуговой наплавки в среде защитного газа с металлопорошковой присадкой. Применение предлагаемых технологических решений как в изготовительном, так и в восстановительном производствах машиностроения, позволит поднять качественный уровень защитно-упрочняющих металлоповерхностей деталей машин и механизмов, работающих в условиях интенсивного изнашивания.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кудина, А. В. Технология формирования износо-коррозион-нстойких композиционных металлопокрытий электродуговой наплавкой с применением ультразвука // Автореферат диссертации на соискание учёной степени кандидата технических наук по специальности 05.03.01 – Технологии и оборудование механической и физико-технической обработки. – Мн.: изд-во БНТУ, 2009. – 22 с.
2. Спиридонов, Н. В. Влияние режимов и способов введения порошковой присадки на качество наплавленного слоя в среде углекислого газа / Н. В. Спиридонов, В. В. Кураш, А. В. Кудина, В. В. Хроленок // Вестник Белорусского национального технического университета. Мн.: изд-во БНТУ, 2007. – № 6. – С. 24–27.
3. Кураш, В. В. Восстановление изношенных трибоповерхностей деталей машин электродуговой наплавкой с металлопорошковой композицией / В. В. Кураш, А. В. Кудина, Ю. И. Титов, О. В. Солонович // Материалы Международной научно-практической конференции «Опыт, проблемы и перспективы развития технического сервиса в АПК» 15–18 апреля 2009г. в 2-ч., Ч.1., Мн.: изд-во УО БГАТУ, 2009. – с. 384–390
4. Спиридонов Н. В. Электродуговая наплавка металлоповерхностей колеблющимся электродом в среде защитного газа / Н. В. Спиридонов, А. В. Кудина, В. В. Кураш // Наука и техника. Мн.: изд-во БНТУ, 2013. № 4. – С. 3–8.
5. Кудина, А. В. Технологическое обеспечение качества и надёжности деталей узлов трения машин и механизмов. / А. В. Кудина, М. С. Капица, И. О. Сокоров, Н. В. Спиридонов // «МАШИНОСТРОЕНИЕ» Республиканский межведомственный сборник научных трудов. Выпуск 30. Мн.: БНТУ, 2017. – С. 138–142.

УДК 621.794

Синькевич Ю.В.

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ФОРМИРОВАНИЯ ПРОФИЛЯ ПОВЕРХНОСТИ В УСЛОВИЯХ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОГО ПОЛИРОВАНИЯ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ ВЕРОЯТНОСТНО-СТАТИСТИЧЕСКИМ МЕТОДОМ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Приведено описание вероятностно-статистического метода для исследования механизма формирования профиля поверхности при электроимпульсном полировании металлов и сплавов. Показано, что коррелограмма профиля поверхности является композицией коррелограмм систематической и случайной составляющих профиля и позволяет получать характеристики, как совокупного профиля поверхности, так и

раздельно периодической и случайной составляющих. На основании анализа результатов расчета математического ожидания параметра Ra и параметров аппроксимации коррелограмм профиля поверхности установлен механизм и предложена геометрическая модель формирования профиля поверхности в условиях электроимпульсного полирования металлов и сплавов.

В современном машиностроении большое внимание уделяется новым высокоэффективным методам финишной обработки, обеспечивающим наряду со снижением трудоемкости изготовления деталей повышение качества и эксплуатационных характеристик поверхности. Широкое применение коррозионностойких, жаропрочных, магнитных и других высоколегированных сталей и сплавов со специальными свойствами, обработка которых традиционными механическими методами затруднена или невозможна, вызывает необходимость использования в технологических процессах изготовления деталей физико-технических методов обработки, в частности электроимпульсного полирования (ЭИП). При обработке этими методами на поверхность оказывает воздействие комплекс физико-химико-механических процессов, формирующих топографию и профиль поверхности. Из-за сложности, синергизма и возможной самоорганизации одновременно протекающих на поверхности процессов изучение механизма формирования топографии при использовании физико-технических методов обработки в большинстве случаев затруднено.

Известно [1], что в структуру шероховатости обработанной поверхности входят как закономерно, так и случайно расположенные неровности. Систематическая составляющая профиля обусловлена факторами, постоянно действующими в процессе обработки, и представляет собой основные неровности, которые на поверхности расположены определенным, закономерным образом. Случайная составляющая образуется в результате воздействия различных нерегулярных технологических и физико-химических факторов и накладывается на поверхность основных неровностей профиля. Она имеет вероятностный характер и является реализацией случайной стационарной функции. Поэтому реальный профиль поверхности, полученный в результате обработки различными методами, представляет собой композицию систематической и случайной составляющих и описывается уравнением вида [1]

$$x(t) = x_{\beta}(t) + x_{\gamma}(t),$$

где $x_{\beta}(t)$ – периодическая функция; $x_{\gamma}(t)$ – нормальный эргодический стационарный процесс со средним значением равным нулю.

За периодическую функцию примем модель вида [1]

$$x_{\beta}(t) = A \cos(\omega t + \psi),$$

где A – детерминированная величина; ω – циклическая частота; ψ – случайная величина, равномерно распределенная на интервале $[0; 2\pi]$.

Для описания непрерывного в среднем квадратичном случайного стационарного процесса можно использовать корреляционную функцию вида [1]

$$K(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} e^{i\lambda\tau} dF(\lambda),$$

где $K(\tau)$ – корреляционная функция случайного стационарного процесса; $F(\lambda)$ – спектральная функция процесса $x_\gamma(t)$; τ – разница аргументов процесса; λ – частота спектра.

Для статистической оценки корреляционной функции можно использовать уравнение [2]:

$$\hat{K}(\tau) = \frac{1}{n-\tau} \sum_{i=1}^{n-\tau} (y_i - \bar{y})(y_{i+\tau} - \bar{y}), \quad (1)$$

где $\hat{K}(\tau)$ – статистическая оценка корреляционной функции $K(\tau)$; n – количество измеренных точек реализации процесса; y_i – ордината i -ой точки; $y_{i+\tau}$ – ордината $i+\tau$ точки; \bar{y} – среднее арифметическое значение измеренных ординат.

Если спектральная функция $F(\lambda)$ абсолютно непрерывна, то ее можно представить в виде [1]

$$F(\lambda) = \int_{-\infty}^{\lambda} s(\lambda) d\lambda,$$

где $s(\lambda)$ – спектральная плотность процесса $x_\gamma(t)$.

Если известна корреляционная функция $K(\tau)$, то спектральная плотность $s(\lambda)$ может быть найдена по формуле [1]:

$$s(\lambda) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\lambda} e^{-i\lambda\tau} K(\tau) d\tau$$

При реализации стационарного процесса на конечном интервале $[-L; L]$ статистической оценкой $\hat{s}(\lambda)$ спектральной плотности $s(\lambda)$ будет функция вида [1]

$$\hat{s}(\lambda) = \frac{1}{2\pi} \int_{-L}^L e^{-i\lambda\tau} \hat{K}(\tau) d\tau \quad (2)$$

Структурная формула корреляционной функции, учитывающая систематическую и случайную составляющие, имеет вид [3]

$$K(\tau) = K_\beta(\tau) + K_\gamma(\tau) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n A_i^2 \cos \frac{2\pi}{T_i} \tau + K_\gamma(\tau),$$

где $K_\beta(\tau)$ – корреляционная функция систематической составляющей профиля поверхности; $K_\gamma(\tau)$ – корреляционная функция случайной составляющей профиля; A_i – амплитуда i -ой гармоники профиля; T_i – период i -ой гармоники профиля.

Поскольку коррелограмма профиля поверхности, содержащего систематическую и случайную составляющие, является композицией коррелограмм систематической и случайной составляющих, то она позволяет получать характеристики, как совокупного

профиля поверхности, так и раздельно периодической и случайной составляющих [3]. Из того, что в корреляционной функции систематической составляющей $K_{\beta}(\tau)$ амплитуды гармоник возводятся в квадрат, следует, что коррелограмма выделяет наиболее мощные гармоники профиля поверхности. При необходимости анализа маломощных гармоник профиля из корреляционного преобразования следует исключить наиболее мощную систематическую гармонику, приняв ее в качестве линии отсчета ординат профиля [4].

При анализе доли случайной составляющей в реальном профиле поверхности использовали коэффициент случайности профиля, который определяется по формуле [3]:

$$\gamma = \frac{Rq_{\gamma}^2}{Rq^2}, \quad (3)$$

где γ – коэффициент случайности профиля поверхности; Rq – среднее квадратическое отклонение профиля; Rq_{γ} – среднее квадратическое отклонение случайной составляющей профиля.

При исследовании механизма формирования топографии и профиля поверхности в условиях ЭИП вероятностно-статистическим методом в качестве объектов для исследования вы брана углеродистая конструкционная сталь 10 и коррозионнотойкая сталь 20X13 в виде плоских образцов размером 40x20x3 мм. Поверхность образцов предварительно шлифовалась на плоскошлифовальном станке мод. ОШ 224 до уровней Ra 1,3–1,4 мкм и Ra 0,53–0,63 мкм. Образцы из стали 10 полировались в 2 %-ном водном растворе хлорида аммония, из стали 20X13 – в 6 %-ном водном растворе сульфата аммония при напряжении обработки 300 ± 5 В и температуре электролита 85 ± 1 °С. Продолжительность обработки задавалась в диапазоне от 1 до 15 мин и выдерживалась с точностью $\pm 0,05$ мин. До и после ЭИП на профилографе профилометре Talysurf-5 (Rank Taylor Hob son, Англия) снимались профилограммы поверхностей и измерялись параметры шероховатости Ra и Rq .

Для автоматизированной компьютерной обработки профилограммы предварительно переводились в цифровой формат путем сканирования. С полученных оцифрованных изображений в программе Paint.NET v.3.35 удалялись линии сетки профилограмм и артефакты изображений. В результате, на оцифрованном изображении профилограммы оставалась только характерная для данного образца линия профиля поверхности. Для математической обработки полученных изображений и построения графиков использовался программный пакет MATLAB [5] и написанная в нем программа. Импортрование оцифрованных изображений профиля поверхности производилось с помощью Image Procecing Toolbox пакета MATLAB. В результате, изображение профиля поверхности трансформировалось в матрицу, размеры которой были равны размеру изображения в пикселях. Значения элементов матрицы соответствовали цвету пикселя: для черного цвета, т.е. для точек на линии профилограммы «0», для белого цвета, т.е. для фона профилограммы «1». На рис. 1 в качестве примера представлено оцифрованное изображение квадрата с проведенной диагональю, состоящее из девяти пикселей, и соответствующая ему матрица.



Рис. 1. Представление оцифрованного изображения квадрата (а) в матричном виде (б)

На точность расчетов параметров исследуемого профиля поверхности и построения коррелограмм, спектрограмм и сглаженных гистограмм большое влияние оказывает выбор линии для отсчета ординат профиля [3]. Для выделения из профилограммы собственно шероховатости и исключения влияния на точность расчетов волнистости и макроотклонений поверхности в зависимости от внешнего вида линии профиля поверхности в качестве линии для отсчета ординат профиля принималась либо прямая линия, параллельная направлению продольного перемещения щупа профилографа, либо наклонная прямая линия, либо сплайн, либо линия, описываемая совокупностью гармонических функций. Коэффициенты в уравнении наклонной прямой линии определялись по методу наименьших квадратов с помощью функции Polyfit пакета MATLAB. При построении сглаживающего сплайна использовался тип аппроксимации Smooth ing Spline пакета MATLAB. Для описания линии отсчета совокупностью гармонических функций использовался тип приближения Fourier пакета MATLAB – приближение данных отрезками ряда Фурье для $1 \leq n \leq 8$. Для последних двух методов параметры, влияющие на точность приближения, подбирались индивидуально для каждой профилограммы до приближения значения параметра Ra , рассчитанного по коррелограмме, к величине Ra , измеренной профилометром. По полученным матрицам производился отсчет ординат профиля поверхности относительно выбранных линий отсчета и рассчитывались значения корреляционной функции, спектральной плотности, сглаженной гистограммы профиля и параметра Ra . По результатам расчетов строились коррелограммы, спектрограммы и сглаженные гистограммы профиля исследуемой поверхности.

Построение коррелограмм профиля поверхностей выполнялось по методике, приведенной в [6]. Расчет значений корреляционной функции производился по формуле (1), преобразованной для обработки профилограмм [4]:

$$K(\tau) = K_{\beta}(\tau) + K_{\gamma}(\tau) = \frac{1}{l - \tau} \sum_0^{l-\tau} (y(x) - m_y)(y(x + \tau) - m_y), \quad (4)$$

где τ – аргумент корреляционной функции, равный разности между абсциссами двух сечений профилограммы, мкм; l – длина профилограммы, мкм; $y(x)$ – ордината точки x на профилограмме в выбранной системе координат, мкм; $y(x + \tau)$ – ордината точки $x + \tau$ на профилограмме в выбранной системе координат, мкм; m_y – среднее арифметическое значение ординат точек профилограммы, которое рассчитывалось по формуле:

$$m_y = \frac{\sum_{i=1}^n y_i(x)}{n},$$

где $y_i(x)$ – ордината i -ой точки на профилограмме в выбранной системе координат, мкм; n – количество измеренных ординат точек профиля.

Значения τ принимались равными $0; \Delta x; 2\Delta x; \dots n\Delta x$, где Δx представляет собой выбранный интервал на оси абсцисс профилограммы. При няли $\Delta x=1$ пиксель. В нашем случае размер одного пикселя равен 84,67 мкм.

Спектральная плотность является функцией, описывающей распределение дисперсии неровностей профиля поверхности по частотам. Она показывает, какого рода неровности преобладают в исследуемом профиле. Ее основным достоинством по срав-

нению с коррелограммой является наглядность [3]. Спектральная плотность $s(\omega)$ профиля поверхности представляет собой сумму спектральных плотностей систематической $s_{\beta}(\omega)$ и случайной $s_{\gamma}(\omega)$ составляющих профиля. При построении спектрограмм расчет значений спектральной плотности производился по формуле (2), преобразованной для обработки профилограмм [4]:

$$s(\omega) = \frac{1}{2\pi} \sum_0^{2l/3} K(\tau) \cos(\omega\tau), \quad (5)$$

где $K(\tau)$ – значение корреляционной функции в точке с абсциссой τ ; ω – частота неровностей в точке с абсциссой τ , определяемая как

$$\omega = \frac{2\pi}{T},$$

где T – период неровностей в точке с абсциссой τ , мкм.

Шаг изменения τ и T при расчете значений спектральной плотности принят равным шагу изменения τ , принятому при расчете коррелограмм.

Аппроксимация построенных коррелограмм производилась с помощью Curve Fitting Tool пакета MATLAB функцией, позволяющей учесть систематические неровности, как с большим, так и малым шагом, и имеющей вид [6]

$$K(\tau) = c^2 Ra^2 \left[\gamma e^{-\alpha\tau} + \beta \cos \frac{2\pi}{T_{\beta}} \tau + \nu \cos \frac{2\pi}{T_{\nu}} \tau \right], \quad (6)$$

где α – коэффициент частотного состава случайных неровностей поверхности; β – коэффициент высот систематических неровностей с периодом T_{β} ; ν – коэффициент высот систематических неровностей с периодом T_{ν} ; c – коэффициент, зависящий от формы неровностей и закона их распределения по высоте.

Коэффициент α определяет частотный состав случайных неровностей. Чем меньше значение α , тем более плавны случайные неровности и тем больше расстояние между ними [3]. Коэффициенты γ , β и ν характеризуют вклад, вносимый соответствующими составляющими шероховатости поверхности в Ra^2 , причем $\gamma + \beta + \nu = 1$. По соотношению этих коэффициентов можно судить о характере неровностей поверхности, а по динамике изменения T_{β} , T_{ν} , α , γ , β и ν – о механизме формирования профиля поверхности в условиях ЭИП.

На точность аппроксимации коррелограмм большое влияние оказывает выбор границ изменения параметров, который производился на основе анализа коррелограмм и спектрограмм поверхностей. По коррелограмме рассчитывались границы изменения параметров β и γ . За ориентировочные значения брались отношения $K_{\beta}(0)$ и $K_{\gamma}(0)$ к $K(0)$. С помощью спектрограммы определялись значения шагов, которые соответствовали двум наибольшим пикам. Меньший шаг характеризует высокочастотные, а больший шаг – низкочастотные гармоники систематических неровностей профиля [6].

Из (6) следует, что корреляционная функция $K(\tau)$ при $\tau=0$ связана с параметром шероховатости поверхности Ra выражением:

$$K(0) = c^2 Ra^2 \quad (7)$$

С учетом [1], разрешения оцифрованных изображений и вертикального увеличения профилограммы математическое ожидание параметра шероховатости Ra рассчитывалось по преобразованной формуле (7):

$$ERa = \frac{\sqrt{2K(0)}10^6}{\sqrt{\pi RBY}},$$

где ERa – математическое ожидание параметра шероховатости Ra , мкм; $K(0)$ – значение корреляционной функции при $\tau = 0$; R – разрешение оцифрованного изображения профилограммы, m^{-1} (в нашем случае $R = 11811 m^{-1}$); BY – вертикальное увеличение профилограммы.

После введения в программу численных данных производился расчет математического ожидания параметра Ra и параметров аппроксимации коррелограмм с доверительной вероятностью 95 %.

На основании анализа результатов исследования профиля поверхности вероятностно-статистическим методом можно предложить следующую геометрическую модель формирования профиля поверхности в условиях ЭИП. Моделирование выполним на примере сглаживания единичного выступа профиля, которое для удобства визуального восприятия графической информации по аналогии с профилограммой вы полним при вертикальном увеличении, значительно превышающем горизонтальное (рис. 2).

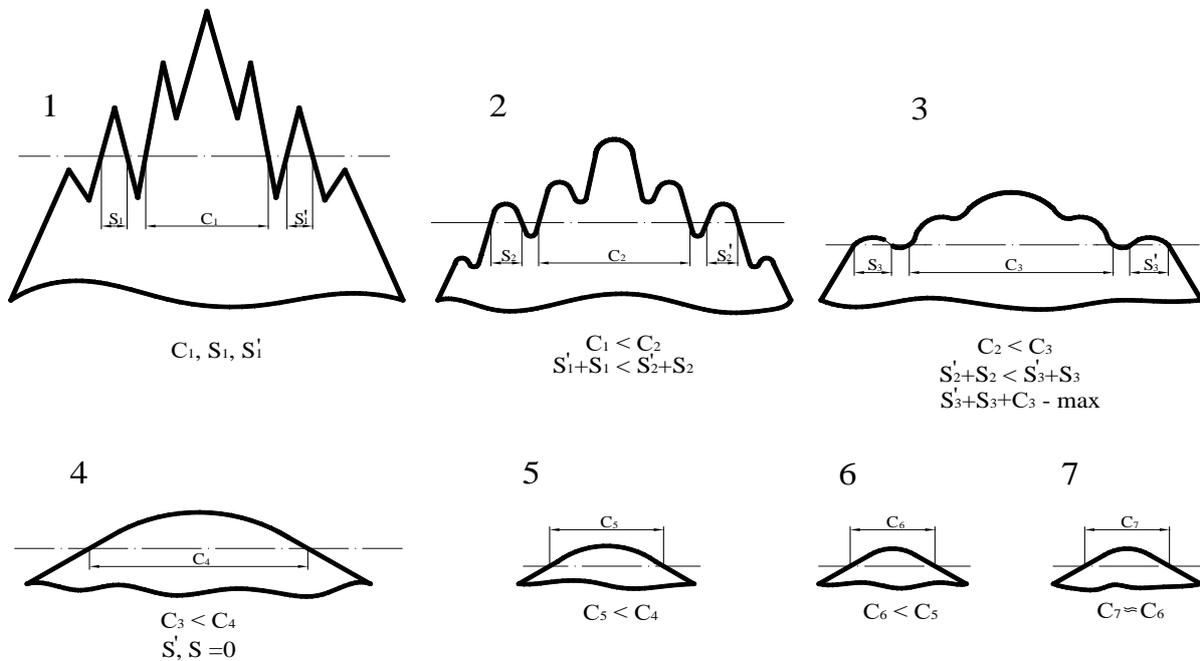


Рис. 2. Геометрическая модель сглаживания единичного выступа в процессе ЭИП:

1...7 – этапы сглаживания выступа профиля поверхности;

C – ширина основного выступа; S ; S' – ширина местных выступов

Профиль исходной поверхности, сформированный в результате механической обработки, представляет собой композицию из различных по высоте и ширине основных выступов и впадин и местных выступов и впадин, расположенных на основных выступах и впадинах профиля. На рисунке 2 этап 1 композиции представлена в виде единичного исходного выступа. В процессе ЭИП анодное растворение основного и местных выступов происходит с равной вероятностью [7], в результате чего основной и местные выступы сглаживаются. Это приводит к постепенному увеличению ширины основного выступа на средней линии профиля поверхности и уменьшению угла наклона боковых граней выступа (этапы 1–3 на рис. 2). Продолжение обработки приводит к полному растворению местных выступов (этап 4 на рис. 2). При этом ширина основного выступа на средней линии профиля достигает максимального значения. Дальнейшая обработка способствует дополнительному сглаживанию выступа, уменьшению его высоты и ширины на средней линии профиля и угла наклона боковых граней (этапы 5–7 на рис. 2). Выступ так же, как и профиль поверхности становится гладким и пологим, что подтверждают экспериментальные данные, приведенные в [7]. Так, средний квадратичный угол наклона профиля исходной поверхности образца из стали 10 с $Ra^{нач}$ 1,30 и 0,78 мкм равен соответственно $12^{\circ}24'26''$ и $10^{\circ}45'28''$. После ЭИП в течение 10 мин при температуре электролита 65°C средний квадратичный угол наклона профиля снижается соответственно до $2^{\circ}10'34''$ и $1^{\circ}29'22''$.

При продолжении обработки наступает момент, когда средний квадратичный угол на клон профиля поверхности достигает минимально возможного значения, которое в данном случае определяется не столько средним квадратичным углом наклона боковых граней не полностью растворившихся выступов профиля, сколько средним квадратичным углом на клон профиля поверхности элементов микроструктуры сплава, проявившихся на полированной поверхности вследствие селективного анодного растворения структурных составляющих сплава (рис. 3 д, е).

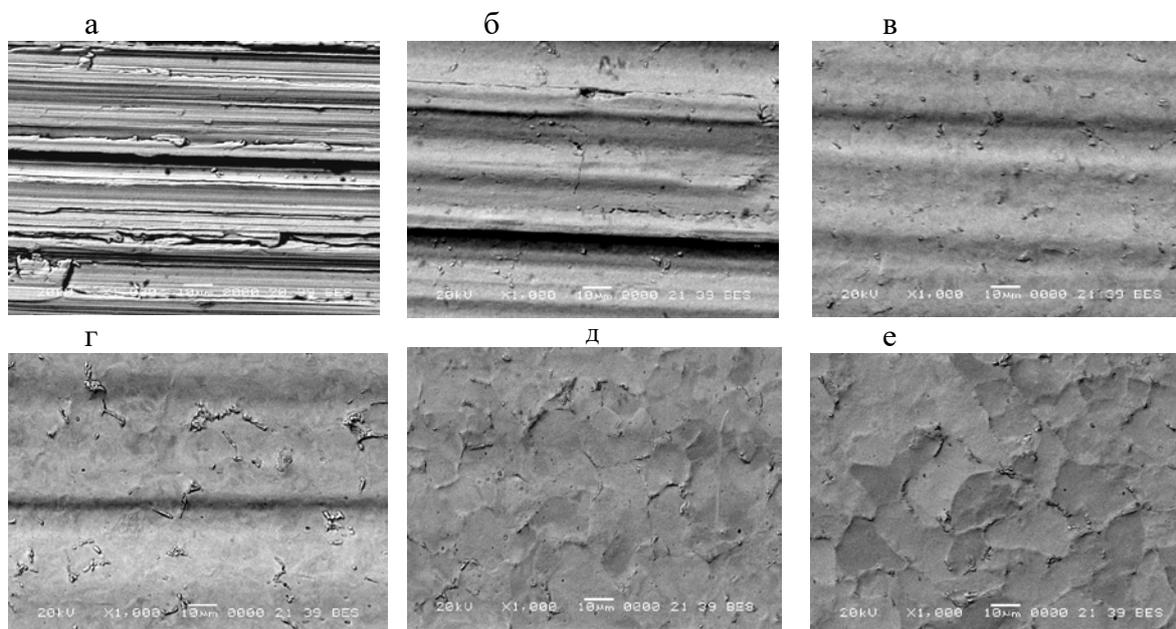


Рис. 3. Эволюция топографии в процессе ЭИП (x1000)
 Продолжительность ЭИП, с:
 исходная поверхность (а); 20 (б); 40 (в); 60 (г); 120 (д); 300 (е)

Парадоксальное, на первый взгляд, уменьшение ширины основного выступа на средней линии профиля поверхности, показанное на этапах 5–7 (рис. 2), можно объяснить следующим образом. В соответствии с ГОСТ 25142–82 средняя линия профиля

поверхности проводится таким образом, что в пределах базовой длины среднее квадратическое отклонение профиля до этой линии минимально. При уменьшении высоты основного выступа и угла наклона его боковых граней происходит смещение средней линии профиля к вершине выступа, что приводит к уменьшению его ширины на средней линии профиля. В пользу этого положения свидетельствуют экспериментальные данные о пропорциональном уменьшении высоты наибольшего выступа R_p и наибольшей высоты неровностей профиля R_{max} , представленные в [7]. Адекватность предложенной геометрической модели формирования профиля поверхности, а соответственно и топографии, в условиях ЭИП подтверждают фотографии поверхности образца из стали 10, представленные на рис. 3.

Фотографии наглядно показывают, что в условиях ЭИП сглаживание неровностей профиля поверхности происходит с равной вероятностью на выступах и во впадинах профиля с одно временным снижением высоты неровностей, увеличением радиусов округления выступов и впадин и уменьшением угла наклона граней профиля (рис. 3, *a–г*). Так же видно (рис. 3, *д; e*), что уровень минимально достижимой шероховатости поверхности ограничивается микроструктурой сплава, проявившейся на полированной поверхности вследствие селективного анодного растворения структурных составляющих сплава.

ЛИТЕРАТУРА

1. Хусу, А. П. Шероховатость поверхностей: теоретико-вероятностный подход / А. П. Хусу, Ю. Р. Витенберг, В. А. Пальмов; под ред. А. А. Первозванского. – М.: Наука, 1975. – 344 с.
2. Смирнов, Н.В. Краткий курс математической статистики для технических приложений / Н. В. Смирнов, И. В. Дунин-Барковский. – М.: Физмат гиз, 1959. – 436 с.
3. Витенберг, Ю. Р. Шероховатость поверхности и методы ее оценки / Ю. Р. Витенберг. – Л.: Судостроение, 1971. – 101 с.
4. Беляев, Г. С. Расчет и построение коррелограмм уплотняющих по верхностей деталей судовой арматуры / Г. С. Беляев [и др.] // Судостроение. – 1971. – № 6. – С. 46–49.
5. Ануфриев, И. Е. MATLAB 7 / И. Е. Ануфриев, А. Б. Смирнов, Е. Н. Смирнова. – СПб: БХВ-Петербург, 2005. – 1104 с.
6. Витенберг, Ю. Р. Оценка шероховатости с помощью корреляционных функций / Ю. Р. Витенберг // Вестник машиностроения. – 1969. – № 1. – С. 55–57.
7. Синькевич, Ю. В. Комплексный подход к изучению механизма сглаживания неровностей профиля поверхности и формирования топографии при электроимпульсном полировании / Ю. В. Синькевич // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Междунар. сб. науч. тр. / Донецкий национ. техн. ун.-т. – Донецк, 2016. – Вып. 2 (53). – С. 109–118.

УДК 621.793

Фролов И.С., Мрочек Ж.А., Фролов Ю.И.

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПОКРЫТИЯ С ОСНОВОЙ ПРИ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННОМ НАПЫЛЕНИИ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Дана постановка задачи теплофизического моделирования формирования покрытия из плазменных потоков в вакууме. Приведен анализ тепловых моделей взаимодействия частицы покрытия с основой при плазменном напылении. Отмечено, что применение данных моделей к вакуумно-плазменным покрытиям требует учета особенностей формирования таких покрытий.

Процесс формирования износостойких вакуумно-плазменных покрытий происходит в условиях значительных температурных градиентов вследствие воздействия на основу высокоэнергетических плазменных потоков. Однако сложные и кратковременные физико-химические процессы, протекающие в зоне контакта напыляемых частиц с поверхностью основы при высоких температурах в вакууме, изучены недостаточно, что не позволяет эффективно использовать данную технологию. В теории плазменной металлизации неоднократно делались попытки рассчитать температурное поле системы основа-покрытие и, в частности, контактную температуру между расплавленной, деформирующейся при ударе частицей и твердой, относительно холодной основой.

Подход, основанный на оценке контактной температуры (t_k) между частицей покрытия и основой некоторой функцией исходных (начальных) температур, составляющих тепловой системы и их теплофизических характеристик, сделан в работе [1]. Температуру контакта авторы этой работы предлагают определять по формуле:

$$t_k = \frac{B_s t_s + B_o t_o}{B_s + B_o}, \quad (1)$$

где $B = (\lambda c \gamma)^{1/2}$ – коэффициент аккумуляции тепла материала (S – покрытия, O – основы);

t_s – температура плавления материала покрытия;

t_o – температура основы;

λ – коэффициент теплопроводности;

c – удельная теплоемкость;

γ – плотность материала.

Эта тепловая задача является корректной, однако, полученное решение имеет два недостатка: во-первых, в нем не учитывается теплота плавления L кристаллизующегося материала и, во-вторых, не рассматривается зависимость t_k от времени τ .

Наиболее полное решение задачи о распределении температуры в системе основа-покрытие в процессе плазменного нанесения покрытий получено с помощью метода контактной теплопроводности [2, 3]. Решение проведено с учетом фазового перехода материала частицы и не учитывает возможный перегрев частиц выше температуры плавления t_s . В этой задаче рассматривается охлаждение отдельной частицы на основе при следующих допущениях:

- основа представляет собой полубесконечное тело с постоянной начальной температурой t_o и имеет теплопроводность, равную теплопроводности материала основы, только в направлении, перпендикулярном плоскости контакта;

- частица расплавлена и ее начальная температура равна температуре плавления t_s , а ее теплопроводность равна теплопроводности твердого материала частицы только в направлении, перпендикулярном поверхности основы;

- твердая фаза частицы неподвижна относительно плоскости контакта и над ней во время затвердевания существует прослойка жидкости;

- контакт частицы с основой идеален, а их свободные поверхности теплоизолированы.

При этих условиях задача контактного теплообмена в системе основа-частица эквивалентна задаче о контакте двух полупространств: жидкого и твердого с теми же теплофизическими характеристиками и начальными условиями. Последняя решена в работе [4], причем температура контакта, как следует из этого решения, определяется зависимостью:

$$t_k = t_o + t_k^o, \quad (2)$$

где

$$t_k^o = \frac{K_\varepsilon(t_s - t_o)}{K_\varepsilon + \operatorname{erf}\alpha}, K_\varepsilon = \frac{\lambda_1 \sqrt{a_2}}{\lambda_2 \sqrt{a_1}}$$

$$\operatorname{erf}\alpha = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\alpha \exp(-\alpha^2) d\alpha$$

α – корень уравнения

$$\alpha \operatorname{erf}(\alpha^2) (K_\varepsilon + \operatorname{erf}\alpha) = \frac{c_1 t_c}{L \sqrt{\pi}}$$

При этом температуры частицы и основы во временном интервале $0 \leq \tau \leq \tau_0$, где $\tau_0 = h^2 / (4a_1 \alpha^2)$ (h – толщина частицы), равны соответственно

$$t_1(x, \tau) = t_k^o \left(1 + \frac{1}{K_\varepsilon} \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{a_1 \tau}} \right) + t_o \quad (3)$$

$$t_2(x, \tau) = t_k^o \operatorname{erf} \frac{|x|}{2\sqrt{a_2 \tau}} + t_o \quad (4)$$

Для времени $\tau^* = \tau - \tau_0 > 0$, $t_1(x, \tau^*)$ и $t_2(x, \tau^*)$ определяются из решения краевой задачи для системы дифференциальных уравнений теплопроводности при условиях (3) и (4), которые необходимо использовать как начальные при $\tau = \tau_0$ ($\tau^* = 0$). Таким образом, при решении данной термической задачи цикл взаимодействия частицы с основой представлен в виде совокупности двух этапов:

- затвердевание частицы ($0 < \tau < \tau_0$), в течение которого над фронтом кристаллизации находится жидкость;
- охлаждение частицы (затвердевшей) до температуры основы ($\tau > \tau_0$).

Следует отметить, что решение задачи для второго этапа в работах [2, 3] не приведено, что объясняется сложностью математической модели, описывающей процесс распространения теплоты в покрытии и основе для данного этапа. Кроме того, недостатками этого решения являются следующие. Во-первых, при постановке задачи для этапа затвердевания частицы принимается, что размеры жидкой частицы и основы в направлении теплового потока одинаковы. Следовательно, это решение не описывает с достаточной точностью процесс формирования температурных полей в системе частица-основа при нанесении покрытий на массивные детали. Во-вторых, допущение о теплоизоляции свободных поверхностей частицы и основы лишает решение указанной

тепловой задачи универсальности, так как в реальных процессах происходит теплообмен между системой основа-частица и окружающей средой.

В работе [5] рассматривается случай двухсторонней кристаллизации жидкой частицы толщиной H , находящейся при температуре кристаллизации t_s , нанесенной в момент времени $\tau = 0$ на основу, имеющую начальную температуру t_0 . При постановке задачи предполагается, что свободная поверхность частицы охлаждается за счет излучения в окружающее пространство с температурой t_c . Расчет процессов кристаллизации в затвердевших слоях ведется независимо друг от друга, так как в жидкой фазе отсутствует градиент температур. При решении задачи применен интегральный метод, позволяющий решать нелинейные краевые задачи.

Согласно этому решению, связь между контактной температурой Θ_k и глубинами проникновения теплоты в твердую фазу частицы и основу (соответственно ξ_1, ξ_2) определяется выражением:

$$\frac{2(1 + s/2 - \Theta_k) - \sqrt{2s(1 + s/2 - \Theta_k)}}{\Theta_k - \frac{t_0}{t_s}} = \frac{n\lambda_2\xi_1}{\lambda_1\xi_2}, \quad (5)$$

где

$$\xi_1 = \left\{ \frac{12\tau_1 \left[2(1 + s/2 - \Theta_k) - \sqrt{2s(1 + s/2 - \Theta_k)} \right]}{2(1 + s/2 - \Theta_k) + \sqrt{2s(1 + s/2 - \Theta_k)} + 4s} \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$\xi_2 = \{2n(n+1)\tau_2\}^{\frac{1}{2}}, n \in [1,2]$$

$$\tau_i = a_{i\tau} / H^2$$

$$S = L / c_1 t_s - \text{критерий Стефана.}$$

Величины, помеченные индексом 1, относятся к частице, 2 – к основе.

Подставляя зависимости для ξ_1 и ξ_2 в формулу (5), можно определить значение контактной температуры. Однако данное решение не учитывает особенности нанесения покрытий в вакууме и поэтому непригодно для расчета теплофизических параметров процесса формирования вакуумно-плазменных покрытий.

Следует отметить, что развитие технологии вакуумно-плазменной металлизации ведется в направлении, предусматривающем решение многих научно-технических задач. Наиболее актуальными среди них являются следующие:

1. Защита металлов от коррозии, особенно при повышенных температурах, так как с повышением температуры увеличивается тепловая энергия, активизирующая процесс коррозии;

2. Повышение физико-механических характеристик (прочность, плотность) материалов деталей машин, механизмов, технологических конструкций и защита их от износа;

3. Получение требуемых свойств материалов по текстурованной структуре, создание материалов с заданной анизотропией свойств.

Решение этих задач в полной мере невозможно без расчета теплофизических параметров, характеризующих процесс вакуумно-плазменного нанесения покрытий. Поэтому целесообразно разработать математическую модель процесса теплофизического взаимодействия частицы с основой, учитывающую особенности формирования таких покрытий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Елютин, В. П. О механизме сцепления плазменных покрытий с подложкой / В. П. Елютин, В. И. Костиков, Ю. А. Шестерин // ФХОМ. – 1969. – №3. – С. 23–25.
2. Дубасов, А. И. Термический цикл в контакте между напыляемой жидкой частицей и подложкой / А. И. Дубасов, В. В. Кудинов // ФХОМ. – 1970. – № 5. – С. 19–22.
3. Дубасов А., И. Термическое взаимодействие частиц с подложкой при нанесении покрытий напылением / А. И. Дубасов, В. В. Кудинов, М. Х. Шоршоров // ФХОМ. - 1971. – №6. – С. 29–34.
4. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 487 с.
5. Иванов, Е. М. Теплофизика процессов плазменного напыления защитных покрытий / Е. М. Иванов // ФХОМ. — 1982. — № 4. —С. 60–64.

УДК 621.793.79

Чигринова Н.М.¹, Ловыгин С.И.²

МЕХАНИЗМЫ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ В ЭЛЕКТРОИСКРОВЫХ ПОКРЫТИЯХ ПРИ ИЗМЕНЯЮЩЕЙСЯ ИНТЕНСИВНОСТИ И ОЧЕРЕДНОСТИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ

1. Белорусский национальный технический университет

2. ОХП Институт сварки и защитных покрытий

Минск, Беларусь

В статье приведены результаты исследования комплексного влияния параметров интегральной обработки, включающей электроискровое легирование материала с ультразвуковым воздействием, на структурообразование сформированного при этом покрытия, при изменяющейся интенсивности и очередности электромеханических воздействий. Показано, что преимущественное влияние на механизмы структурообразования обработанного указанным методом материала оказывает ультразвуковая активация обрабатываемой поверхности.

Введение

Одной из основных задач современного промышленного комплекса является внедрение в производство новых технологий, позволяющих значительно увеличить срок службы производственного оборудования, свести к минимуму затраты на ремонт вышедших из строя деталей машин и механизмов, решить задачи ресурсосбережения и импортозамещения. Это становится возможным в случае применения упрочняющих и восстановительных технологий.

Развитие техногенной цивилизации инициирует как разработку новых, так и оптимизацию уже известных технологий. К числу современных методов поверхностной

обработки металлических поверхностей относится электроискровое легирование (ЭИЛ), позволяющее получать поверхностные структуры с уникальными физико-механическими и трибологическими свойствами.

Типовая технология электроискрового легирования достаточно успешно применяется для защиты рабочих поверхностей деталей машин и оборудования, металлорежущего инструмента и штамповой оснастки от интенсивного абразивно-механического износа вследствие формирования в критических зонах износостойких покрытий на основе твердосплавных материалов или специально синтезированных интерметаллидных систем.

Этот процесс экономичен, его отличает существенно меньшая энергоемкость и стоимость покрытия по сравнению с газотермическими и ионно-плазменными методами, лазерной обработкой, а также отсутствие возможных потерь первоначальных свойств изделия из-за проведения операций нанесения ЭИЛ-покрытий при низкотемпературных режимах.

Однако в типовом методе ЭИЛ, несмотря на многочисленные исследования и разработки по его совершенствованию, и сегодня имеются нерешенные задачи. Выпускаемое специализированное оборудование имеет ограниченный набор характеристик по мощности, диапазону регулирования частоты и амплитуды колебаний электрода, что приводит к получению покрытий с нерегулярной структурой, неравнотолщинностью, высокой шероховатостью и пористостью, малой толщине наносимого слоя покрытия, ограничивая тем самым область их применения.

Успешным разрешением множества из перечисленных выше проблем, не устраняемых типовым методом ЭИЛ, является разработка технологии, сочетающей электроискровое легирование с дополнительным ультразвуковым воздействием на материал (ЭИЛ с УЗВ) на разных стадиях формирования функциональных покрытий [1]. Именно данный метод позволяет получать покрытия улучшенного качества, со сниженным уровнем напряжений в структуре, без их последующей механической доработки. При этом обеспечивается более высокая степень упрочнения материала с одновременным снижением уровня остаточных напряжений в нем, уменьшение количества механических и структурных дефектов, стабилизация структуры и рельефа обрабатываемой поверхности.

Использование ультразвука в качестве дополнительного воздействия на анодно-катодные составляющие процесса активизирует поверхности анода и катода, интенсифицируя тем самым диффузионные потоки в контактной области и стабилизируя их, уплотняет и выравнивает поверхность, на которой под воздействием ультразвуковой обработки формируется более равнотолщинный и однородный слой более мелких (благодаря ультразвуку) капель материала анода [2].

Материалы и методы исследований

Исследования по изучению влияния роли и периодичности применения ультразвука при комбинированной ЭИЛ+УЗВ обработке металлических поверхностей выполняли с использованием установки «Alier-55» и разработанного ультразвукового устройства, состоящего из генератора, блока питания и ультразвукового преобразователя (рис. 1).

Нанесение покрытий производилось по нескольким схемам, позволяющим зафиксировать различия в механизмах структурообразования при типовом легировании стальной основы – ЭИЛ и комбинированной обработке, сочетающей электроискровой метод и дополнительное ультразвуковое легирование – ЭИЛ с УЗВ, осуществляется на разных стадиях образования покрытий.

Эксперименты осуществляли на установке «Alier-55», обрабатывая поверхность с энергией импульсов 4,3 Дж и частотой их следования 100 Гц, и ультразвуковым устройстве с энергией импульсов 4,3 Дж и частотой следования импульсов 22 кГц.

В качестве образцов-катодов использовались кубики размером 10x10x10 из конструкционной стали 45. Легирующими анодами выбраны электроды из титановольфрамкобальтового сплава Т15К6. Выбор этого материала обусловлен возможностью формирования гетерогенной структуры покрытий с наиболее высокой и равномерной микротвердостью по сечению – в верхних упрочненных зонах ее значения достигают 19000 – 21000 МПа, а также большей термостойкостью карбидов титана по сравнению, например, с карбидами вольфрама, и менее интенсивным выгоранием углерода при массопереносе карбидов на поверхность металлической основы. Этот выбор и более высокие характеристики поверхности при обработке стальной основы данным легирующим анодом связан со структурными изменениями, происходящими в процессе ЭИЛ – с образованием метастабильных фаз с мелкокристаллической и аморфной структурой при высоких скоростях охлаждения.

О механизмах и особенностях структурообразования, определяемых не только энерго-механическими режимами обработки, но в значительной степени динамикой и стабильностью процессов массопереноса материала анода на катод, можно косвенно судить по характеру и интенсивности прироста массы образцов-катодов.

Поэтому с целью контроля происходящих при различных схемах изменений указанного параметра использовали гравиметрический метод, производя измерение массы катода через каждую минуту легирования при помощи весов аналитических марки АДВ-200 с погрешностью $\pm 2 \times 10^{-4}$ г.

Толщину полученных покрытий определяли с использованием микрометра МК 0-25 с точностью до 0,01 мм.

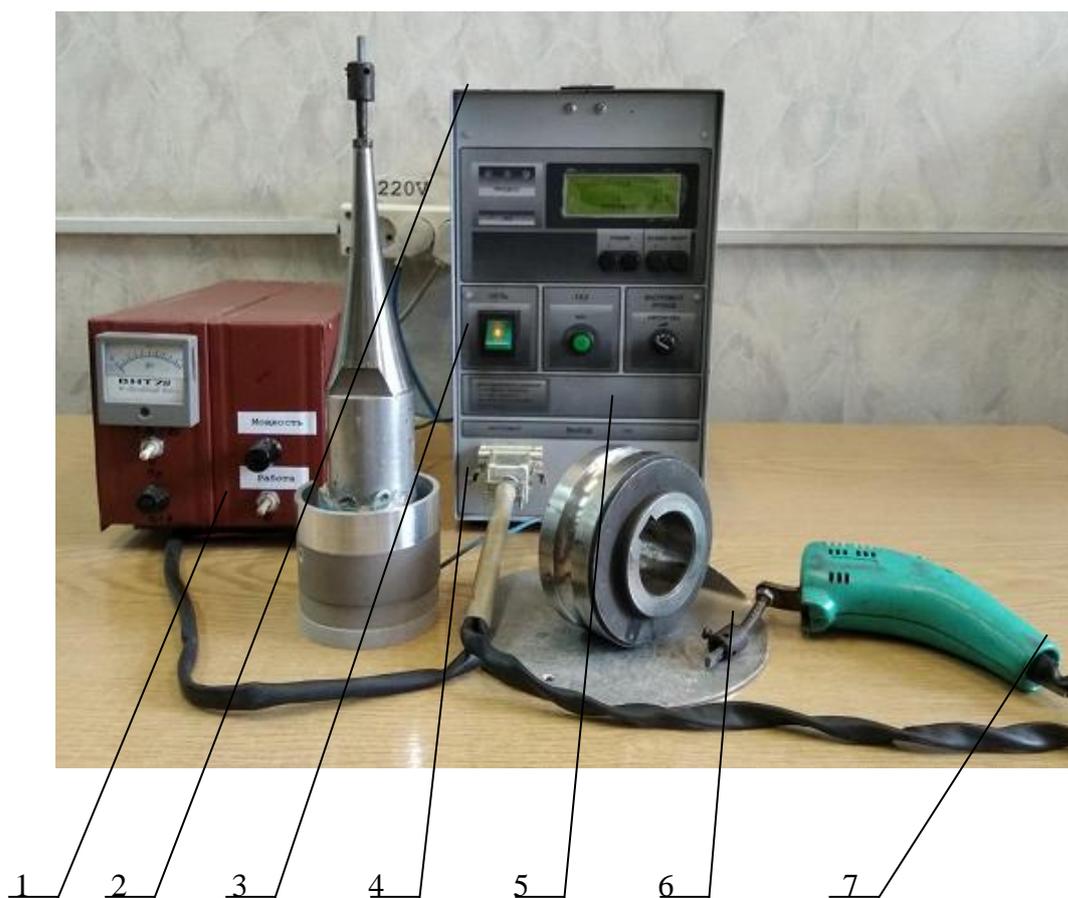


Рис. 1. Ультразвуковое устройство:

- 1 – ультразвуковой генератор; 2 – наконечник с электродом; 3 – концентратор;
- 4 – пьезопластины; 5 – установка «Alier-55»; 6 – обрабатываемая деталь;
- 7 – вибратор установки «Alier-55» (частота 600 Гц)

Результаты и их обсуждение

При исследовании закономерностей формирования поверхностного слоя электродными материалами из твердых сплавов в первой группе образцов, обработанных типовым методом ЭИЛ, установлена их явная зависимость от состава, исходной структуры и изменения параметров серийного оборудования [3].

В этом случае на сталях формируется упрочненный слой, имеющий структуру твердых растворов и легирующих элементов в железе с выделением дисперсных частиц фаз легирующих элементов. При этом в материале сохраняются мелкое зерно и достаточно высокая плотность дислокаций [4, 5]. Покрытия, полученные после такой обработки, в основном аустенитные. За счет выделения большого количества теплоты у поверхности металла происходит быстрое его насыщение атомами химических элементов легирующего электрода и газовой среды с образованием новых фаз (карбидов, интерметаллидов), что подтверждается рентгенофазовым анализом. Согласно данным рентгенофазового анализа в состав эвтектики входят карбиды типа Me_3C [4].

Исследование влияния ЭИЛ на фазовый состав покрытий показало, что обработка электродом Т15К6 приводит к появлению в поверхностном слое карбида титана (TiC) с кубической решеткой [6]. При этом в сечении покрытий присутствуют три структурные зоны: зона исходного зарождения, на поверхности упрочняемого образца (мелкодисперсная структура); зона роста в перпендикулярном плоскости образца направлении с образованием столбчатых зерен, замедляющегося по мере приближения к свободной поверхности покрытия; зона дендритов с более дисперсной морфологией. Встречаются участки дендритов, окруженных аустенитно-карбидной эвтектикой.

Следует подчеркнуть, что структурообразование при ЭИЛ характеризуется формированием структур сверхбыстрой закалки, при этом фиксируется метастабильное высокотемпературное состояние металла или сплава, и таким образом кинетика процессов, описываемая в равновесных условиях кристаллизации диаграммами состояния, нарушается.

Покрытие, сформированное стандартным ЭИЛ имеет неоднородную структуру, с большим количеством пор, каверн и микротрещин (рис. 2). Топография упрочненных по данной схеме слоев отличается большим количеством структурных несовершенств, оплавленных участков с микротрещинами, раковин и каверн с показателем сплошности около 75 %, и увеличенной пористостью. На поверхности сформированного покрытия обнаруживаются частицы материала анода размером 0,5–1,0 мм

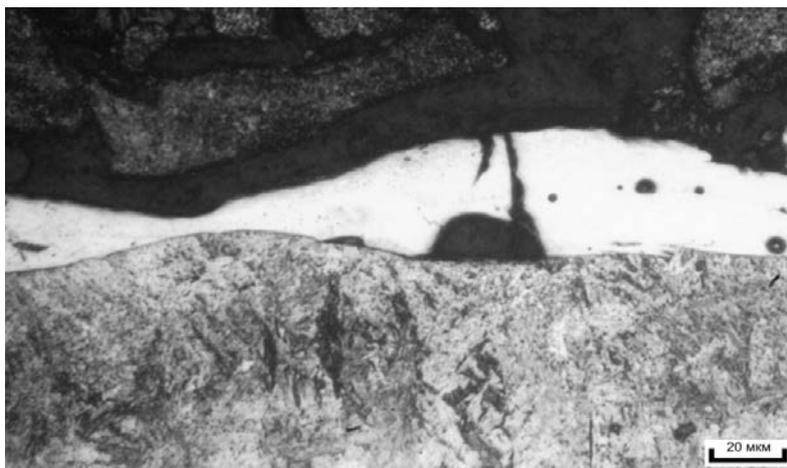


Рис. 2. Микроструктура покрытия, полученного типовым ЭИЛ

Это объясняется тем, что материал анода, как правило, представляет собой сплав, который под воздействием энергии электроразрядной плазмы в период ЭИЛ расплавляется весьма неравномерно и при механическом биении анода о поверхность катода разновеликие отрывающиеся капли, оседая на упрочняемую поверхность и кристаллизуясь, формируют неравномерные по толщине и шероховатости покрытия. При этом, чем крупнее капля, чем толще создаваемое покрытие, тем больше различия в коэффициентах теплопроводности и теплоотвода между осевшей каплей материала анода и поверхностью катода, что и вызывает появление трещин [1]. Это и приводит к формированию электроискровых покрытий с большим количеством дефектов на поверхности.

Покрытие, сформированное с применением УЗВ независимо от его очередности в процессе его формирования – плотное, сплошное, без пропусков и структурных несовершенств (рис. 3). При изучении особенностей структурообразования в таких покрытиях отмечается высокая степень упрочнения материала, что иллюстрируется топографией их поверхности, где протяженные участки, соседствующие с зонами, насыщенными карбидами, представляют собой либо мелкодисперсную фазу, либо являются участками с аморфной структурой (рис. 3).

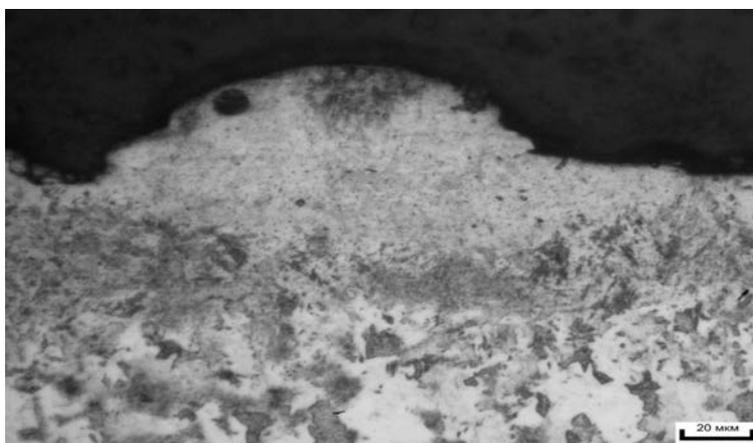


Рис. 3. Микроструктура покрытия, полученного комбинированным методом по схеме ЭИЛ+УЗВ

Анализ очередности УЗ-воздействия на характер структурообразования в анодно-катодной зоне выполняли при изучении *SEM-изображений* топографии покрытий, полученных по однократной схеме ЭИЛ+УЗВ и многократной обработке ЭИЛ+УЗВ, выполненных на сканирующем электронном микроскопе MIRA.

В случае формирования покрытия в один слой по схеме ЭИЛ+УЗВ за один проход зафиксирован очень тонкий рельеф поверхности с меньшей шероховатостью, нежели в покрытии, сформированном без применения УЗВ или по многократной схеме ЭИЛ+УЗВ (рис. 4).

Из представленных *SEM-изображений* видно, что обработанная однократно по схеме ЭИЛ+УЗВ поверхность содержит мелкодисперсные включения, которые представляют собой диспергированные карбиды титана, вольфрама и кобальта и отдельные карбидные конгломераты в виде двойных и тройных карбидных систем (рис. 4, а).

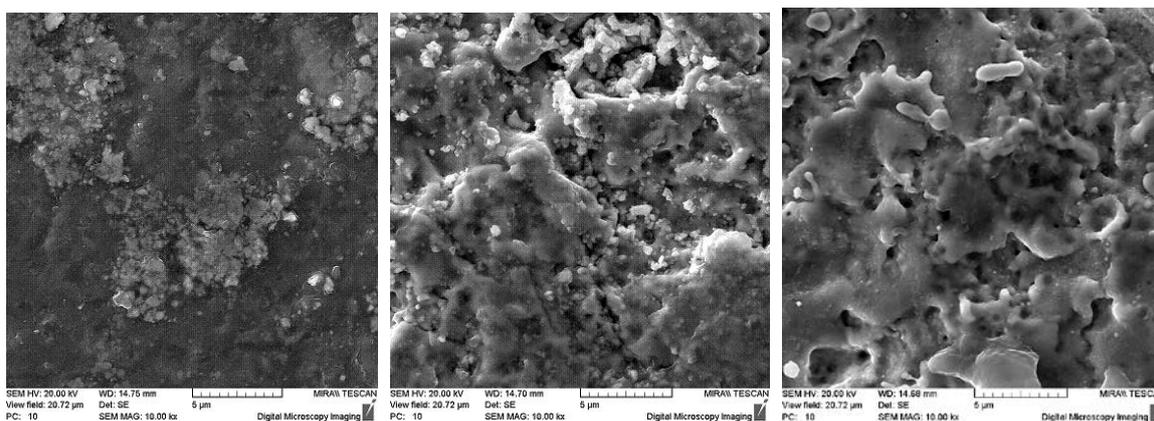


Рис. 4. Топография поверхности покрытия на поверхности стали 45, полученного электродом Т15К6:

а) ЭИЛ + УЗВ (однократно); б) ЭИЛ + УЗВ (многократно); в) без применения УЗВ

При изучении топографии многослойного покрытия, сформированного согласно многократной схеме ЭИЛ+УЗВ, установлено, что при данной обработке создается покрытие с более значительными перепадами рельефа поверхности и различным характером формы элементов микронеровностей и, в связи с этим, существенно большей шероховатостью. Это вызвано, по всей вероятности, накоплением микродефектов покрытия во время многоциклового электроискровой обработки в процессе многократной ЭИЛ+УЗВ, что сказывается на окончательном качестве сформированной поверхности покрытия (рис. 4, б). Кроме того, такие слои покрытия содержат поры, количество которых возрастает с увеличением содержания углерода в электродах. Механизм появления пор обусловлен выделением газа СО при «кипении» расплава. Количество и размер пор существенно уменьшается по мере приближения к стальной основе.

Заключение

Выявлена очевидная зависимость характера структурообразования электроискровых покрытий от величины энергетического и механического воздействий на материал катода. При увеличении уровня энергетического воздействия и сочетании выбранного электрического режима обработки (5-04, с энергией импульса 1,8 Дж) и электродного материала (титановольфрамкобальтовый сплав Т15К6) обеспечивает *жидко-капельный характер* переноса его на катод, и, как следствие, позволяет формировать электроискровые покрытия увеличенной толщины.

Установлено, что ультразвуковое воздействие частотой 22 кГц в операциях нанесения электроискровых покрытий позволяет формировать покрытия с существенно меньшим объемом структурных несовершенств, со сплошностью 100 %. На поверхности покрытия видимые дефекты не наблюдаются, структура поверхности мелкодисперсная, отсутствует сквозная пористость.

При этом очередность дополнительной ультразвуковой обработки также оказывает заметное влияние на качество и рельеф образуемого покрытия, что позволяет управлять процессом формирования функциональных покрытий прогнозируемого качества.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чигринова, Н. М. Интенсификация процессов микро-плазмоискрового упрочнения и восстановления металлических изделий повышенной точности электромеханическим воздействием / Н. М. Чигринова. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. 310 с. с приложениями на 265 с. Минск. Октябрь 2010.

2. Чигринова, Н. М. Роль ультразвука в механизмах анодно-катодных взаимодействий при электроискровом легировании / Н. М. Чигринова, С. И. Ловыгин, В. Е. Чигринов // Наука и техника. – 2016. – Т. 15, № 5. – С. 380 – 390.

3. Лазаренко, Б. Р. Электроискровой способ изменения исходных свойств металлических поверхностей [текст] / Б. Р. Лазаренко, Н. И. Лазаренко // М.: Изд-во АН СССР, 1958. – 117 С.

4. Машков, Ю. К. Исследование наноструктурных покрытий, синтезируемых методом электроискровой обработки [текст] / Ю. К. Машков, Д. Н. Коротаев, М. Ю. Байбарацкая, Б. Ш. Алимбаева // Журнал технической физики. – 2015. – Т. 85. – №. 10. – С. 75–79.

5. Коротаев, Д. Н. Субструктурное поверхностное упрочнение деталей трибосистем методом электроискрового легирования [текст] / Д. Н. Коротаев, Е. В. Иванова // Перспективные материалы. – 2011. – №. 2. – С. 98–102.

6. Верхотуров, А. Д. Формирование поверхностного слоя металлов при электроискровом легировании [текст] / А. Д. Верхотуров // – Владивосток: Дальнаука, 1995. – 323 С.

УДК 621.923.4

Шелег В.К.¹, Жигалов А.Н.²

**ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ИНТЕНСИВНОСТИ УДАРНОЙ НАГРУЗКИ
ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ РЕЗАНИИ НА СТОЙКОСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНОГО
ИНСТРУМЕНТА, УПРОЧНЕННОГО АЭРОДИНАМИЧЕСКИМ ЗВУКОВЫМ
МЕТОДОМ**

1. Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

2. Барановичский государственный университет

Барановичи, Беларусь

Показаны результаты экспериментальных исследований влияния интенсивности распределения припуска в пределах заданного поля допуска обрабатываемых заготовок на износ режущего зуба фрезы, упрочненного аэродинамическим звуковым методом (АДУ). Показано, что метод АДУ значительно расширяет технологические возможности твердосплавных пластин, позволяя вести ими обработку при прерывистом резании при более тяжелых, с наличием большого количества ударов и значительной величины изменяющегося припуска, условиях, при которых производитель пластин не рекомендует их применение.

Процесс прерывистого резания, связанный со входом и выходом режущей кромки инструмента в процессе обработки, является сложным процессом резания, который протекает в наиболее тяжелых условиях из-за явлений удара при врезании инструмента в заготовку и выходе из нее, частого циклического изменения температурного поля на режущем клине инструмента при рабочих и холостых ходах, неблагоприятного расположения режущего клина инструмента в процессе стружкообразования и других явлений [1]. Особенно явно проявляются явления, свойственные процессам прерывистого резания, при фрезеровании. Значительное снижение стойкости при прерывистом резании не позволяет в ряде случаев обрабатывать заготовки большой площади, с требуемой производительностью, без смены инструмента. Подобные случаи на производстве оборачиваются не только потерей времени и дополнительными затратами, но и снижением качества обработанной поверхности, а в отдельных случаях приводят к браку. Процесс прерывистого резания является сложным и многофакторным процессом, кото-

рый сопровождается высокими температурами, контактными напряжениями, интенсивными физико-химическими процессами. Режущий инструмент, работающий в условиях прерывистого резания, имеет меньшую стойкость по сравнению с непрерывным резанием, что объясняется более интенсивным протеканием процессов изнашивания и разрушения контактных поверхностей.

При обработке некондиционных стальных заготовок с наличием корки (окалины), ненормируемых припусков (поверхность заготовки – окалина с фрагментами облоя после ручнойковки) в условиях прерывистого резания с ударными нагрузками для повышения эффективности работы твердосплавного инструмента рекомендовано [2] осуществлять рациональный подбор инструментального материала на основании отличных от общеизвестных классических представлений об эффективности применения твердых сплавов.

Проведенные исследования показали [3, 2], что применение быстрорежущего инструмента при прерывистом резании является нецелесообразным из-за низкой производительности и высокой себестоимости, так как обработка производится на низких скоростях резания, не превышающих 30 м/мин, требует наличия интенсивного охлаждения, необходимость использования СОЖ в условиях единичного производства связано с дополнительными затратами, снижает культуру производства, ведет к повышенной коррозии оборудования, быстрорежущий инструмент имеет пониженную стойкость, что приводит к значительным потерям времени на переточку (замену) режущего инструмента. Возможность использования резцов с пластинами Т15К6 при прерывистом ударном резании по корке с ударами сильно ограничена из-за того, что при скорости выше 100 м/мин при наличии облоя повышенной твердости образуется катастрофический износ инструмента, как по передней, так и по задней поверхности, а при более низкой скорости (менее 50 м/мин) значительно увеличивается время обработки и также наблюдается повышенный и катастрофический износ твердосплавного инструмента. Применение сплава Т15К6 является возможным только при снижении подачи до 0,015-0,02 мм/об, глубине резания до 3 мм, наличии на инструменте положительного угла $\lambda = 5...10^\circ$, уменьшении главного заднего угла до $6...8^\circ$, использовании только режущих элементов с углом в плане большим, чем 90° . Снижение ударной нагрузки на вершине режущего элемента таким изменением геометрии не позволяет использовать средние и большие подачи, снижает жесткость при резании и вместе с этим не гарантирует отсутствие явлений скола режущей кромки. Использование инструмента с механическим креплением пластин с кобальтовым напылением сплава Т15К6 себя не оправдало по причине того, что механическое крепление существующих конструкций не выдерживает значительных знакопеременных нагрузок, это приводит к расфиксации режущей пластины с последующим ее изломом. Применение инструмента с напайными пластинами Т5К10 показало, что число сколов режущей кромки сократилось на 30 % при одинаковой величине оборотной подачи и некотором уменьшении скорости резания по сравнению со сплавом Т15К6. Однако более низкая твердость Т5К10 по сравнению с Т15К6 обуславливает и более интенсивный износ задней и передней поверхности инструмента. Данное явление вынуждает производить дополнительные переточки инструмента, что ведет к увеличению времени обработки, повышенному расходу инструмента и, как следствие, высокой себестоимости конечного продукта. Использование сплава Т14К8 оказалось неоправданно. Данный сплав с практической точки зрения не представляет собой оптимальное соотношение твердости и ударной вязкости. При незначительном увеличении ударной вязкости по сравнению с твердым сплавом Т15К6 (на 0,02 кг·м/см²), его твердость меньше последнего на существенную величину (на 1,5 НРА). Использование сплава ТТ7К12 для обработки в условиях удара показало, что его применение ограничено высокой стоимостью, худшей смачиваемостью режущей пластины с припоем при получении инструмента с напайкой, это ведет к резкому удоро-

жанию самого режущего инструмента, который к тому же обнаруживает склонность к разрушению под действием значительной ударной нагрузки именно в плоскости спая. Пониженная твердость существенно ограничивает скорость резания такого инструмента. Инструмент с напайкой ТТ7К12 был разрушен в области спая при обработке первой же поковки. Установлено, что твердые сплавы групп ВТК и ВТТК в условиях прерывистого резания по корке с ударной нагрузкой оказались малопригодны. При применении твердых сплавов вольфрамокобальтовой группы (ВК), обычно применяемых для обработки чугуна и неметаллов, с повышенным содержанием кобальта, например, ВК6 и ВК8, которые по ударной вязкости, пределу прочности при изгибе и сжатии превосходят сплавы Т15К6, Т5К10, Т14К8 оказалось возможным осуществить обработку. Однако присутствовало негативное явление в виде повышенного износа твердосплавного инструмента по задней поверхности.

Решение технологической задачи обработки заготовок при наличии прерывистого резания было предложено осуществлять твердосплавным инструментом упрочненным методом АДУ.

Описание метода аэродинамического упрочнения. Эффект при упрочнении запатентованным методом АДУ [4] достигается за счет воздействия звуковых волн на структуру твердых сплавов, представляющих собой гетерогенные композиции, состоящие из карбидов вольфрама, титана и тантала, сцементированных кобальтовой связкой. В обработанных твердых сплавах происходит измельчение карбидных фаз и их перераспределение, уменьшение дислокаций внутренней структуры. За счет самоорганизации на уровне кристаллической решетки обеспечивается переход от беспорядочного движения флуктуаций и их хаотического состояния к новому порядку, позволяющему улучшать параметры структуры для заданных условий эксплуатации. На ряде машиностроительных предприятий в производственных условиях установлено, что стойкость упрочненного методом АДУ твердосплавного инструмента, работающего с ударными нагрузками, повышается в 2...3,5 раза [5].

При обработке деталей в условиях крупносерийного и массового производств на настроенном станке требуемая для обеспечения взаимозаменяемости деталей и узлов точность размера достигается соответствующей настройкой всей технологической системы, которая согласуется с учетом имеющихся погрешностей, образующихся при изготовлении в обрабатываемых заготовках [6]. Часто колебание припуска заготовок настолько велико, что обработка их на настроенных станках затруднительна. Установлено [7], что допуски на литых заготовках, предназначенных для массового производства, соответствуют I классу точности, для серийного производства – II классу точности и для мелкосерийного и единичного производства – III классу точности. Размеры заготовок, полученные в результате изготовления различными способами, такими как литьем, штамповкой, прокатом и др., будут иметь величины случайные, подчиняющиеся определенным законам распределения случайных величин, а колебания припуска заготовок хорошо аппроксимируются законом нормального распределения.

Закон нормального распределения или закон распределения Гаусса справедлив, если влияние каждой случайной величины на сумму ничтожно мало и примерно одинаково по своей величине, т.е. среди слагаемых нет доминирующих, а также, если в состав суммы входит большое число взаимно-независимых случайных величин. Соответствие закону нормального распределения тем точнее, чем больше обрабатываемых деталей в партии. Схематизацию исследуемого явления, в рассматриваемом случае изменения размеров, можно представить в виде суммы большего числа слагаемых

$$y = \sum_{i=1}^n x_i \quad (1)$$

Уравнение кривой нормального распределения имеет вид

$$y = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x-m)^2}{2\sigma^2}}, \quad (2)$$

где y – плотность появления нормированной случайной величины;

e – основание натурального логарифма 2,718;

x – отклонение действительных размеров от средних;

σ – среднее квадратичное отклонение (σ^2 – дисперсия) распределения;

m – математическое ожидание (среднее значение), медиана и мода распределения.

Пользуясь кривой Гаусса (2), можно графически определить распределение имеющегося допуска σ_3 на обрабатываемых заготовках и аналитически рассчитать ожидаемое количество заготовок, размеры которых будут находиться в заданном диапазоне поля допуска σ .

Для определения влияния интенсивности распределения припуска в пределах заданного поля допуска обрабатываемых заготовок на износ режущего элемента по задней поверхности поставлен следующий эксперимент.

Предварительно определялось количество обрабатываемых заготовок в заданном интервале поля допуска. Для этого наносили график кривой нормального распределения по зависимости (2) с полем допуска заготовок σ_3 , равным 6,0 мм (приближенная величина к реальным значениям распределения припусков на заготовках), в масштабе соответствующем суммарной величине количества обрабатываемых заготовок, равной 1260 штук (рис. 1). При этом все размеры заготовок были разбиты на пять (нечетное количество) интервалов с шагом 1,2 мм, середины которых совмещались с кривой Гаусса, рассчитанной от принятого количества заготовок.

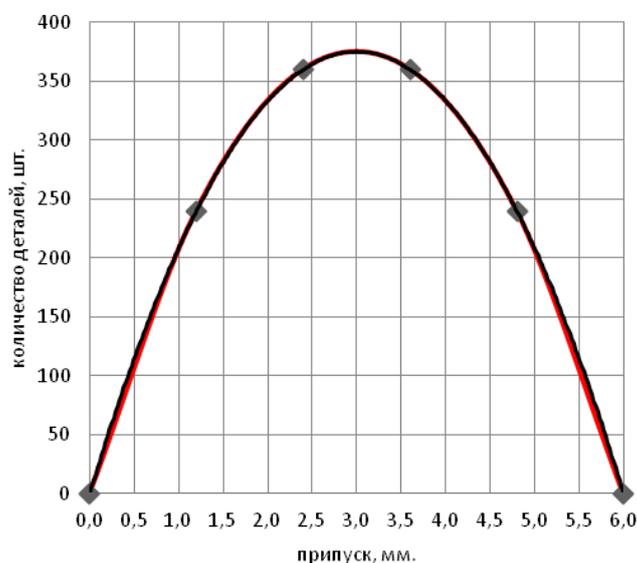


Рис. 1. Полигон распределения, подчиняющийся закону Гаусса, заготовок в количестве 1260 штук, в пределах снимаемого припуска, равного 6,0 мм

После обработки кривой, изменяющейся по закону Гаусса, приведенной на рис. 1, определяли количество заготовок, находящихся в пределах вариационного шага 1,2 мм и допуска $\sigma_3 = 6,0$ мм, данные которых приведены в табл. 1.

Экспериментальные исследования. Обработка заготовок из стали 45 с твердостью НВ 178...198 в количестве 1260 штук осуществлялась на станке фрезерно-карусельном

ГФ211 с режимами обработки: скорость резания $v = 158,3$ м/мин, подача на зуб $s_z = 0,11$ мм/зуб. Размеры продольного сечения каждой заготовки составляли 16x140 мм. В качестве инструмента использовалась торцовая фреза $d\phi = 63$ мм с пятью зубами в виде твердосплавных пластин формы PNUA-110408 ГОСТ 19064-80 из сплавов Т5К10, Н30, Т15К6, неупрочненных и упрочненных методом АДУ. Пластины размещались в корпусе фрезы таким образом, что главный и вспомогательный углы в плане были соответственно равны $\phi = 64^\circ$, $\phi_1 = 8^\circ$, $\gamma_3 = 10^\circ$, передний угол заточки $\gamma_3 = 10^\circ$, задний угол заточки $\alpha_3 = 10^\circ$. Измерение износа производилось по задней поверхности пластины h_3 через определенное время резания на инструментальном стереоскопическом микроскопе Stemi 2000 фирмы Carl Zeiss с точностью измерений до 0,001 мм.

По результатам экспериментальных замеров строились графики износа по задней поверхности h_3 от времени резания τ посредством аппроксимированной линии тренда – полинома 2-й степени (рис. 2, первая колонка).

Таблица – Распределение заготовок по закону Гаусса

Размер интервала, мм.	Количество обработанных заготовок, шт.					
	с припусками, мм.					в интервале
	0,6	1,8	3,0	4,2	5,4	
0 - 1,2	139	113				252
1,2 - 2,4		195	57			252
2,4 - 3,6			252			252
3,6 - 4,8			57	195		252
4,8 - 6,0				113	139	252
всего	139	308	366	308	139	1260

Для анализа эффективности влияния различных факторов на износ твердосплавных пластин полученные зависимости износа от припуска, который изменялся от 0,6 до 5,4 мм по кривой Гаусса, при 2-х ударах в закладке, сравнивались с зависимостями, полученными при снятии припуска равного 1,0 мм при 2-х (рис. 2, вторая и третья колонки) и 10-ти ударах (рис. 3) в закладке.

Анализ графических изображений зависимостей износостойкости твердосплавных пластин от времени резания (рис. 2 и 3) позволил установить.

Выводы

Характер кривых износа твердосплавных пластин, как неупрочненных, так упрочненных АДУ, от времени резания при постоянной величине снимаемого припуска и изменяющегося по закону Гаусса является идентичным и не зависит от характера возмущающего воздействия. Как для неупрочненных, так упрочненных АДУ твердосплавных пластин износостойкость при 2-х ударах в закладке при постоянном припуске равном 1,0 мм меньше, чем при припуске, изменяющемся по закону Гаусса, в пределах от 0,6 до 5,4 мм. Это говорит о том, что на износ твердосплавных пластин при прерывистом резании наибольшее влияние оказывает не характер воздействия, а величина воздействия.

Как для неупрочненных, так и упрочненных АДУ твердосплавных пластин износостойкость при 10-ти ударах в закладке при постоянном припуске равном 1,0 мм больше, чем при изменяющемся припуске по закону Гаусса в пределах от 0,6 до 5,4 мм при 2-х ударах, что говорит о том, что на износостойкость твердосплавных пластин количество силовых воздействий (ударов) оказывает большее влияние, чем величина самого воздействия (припуска).

Метод АДУ значительно расширяет технологические возможности твердосплавных пластин при прерывистом резании. Рекомендуется вести обработку твердосплавными пластинами, упрочненными методом АДУ, заготовок со значительными перепадами припусков, с наличием большого количества ударов, в более тяжелых условиях, при которых производитель пластин не рекомендует их применение.

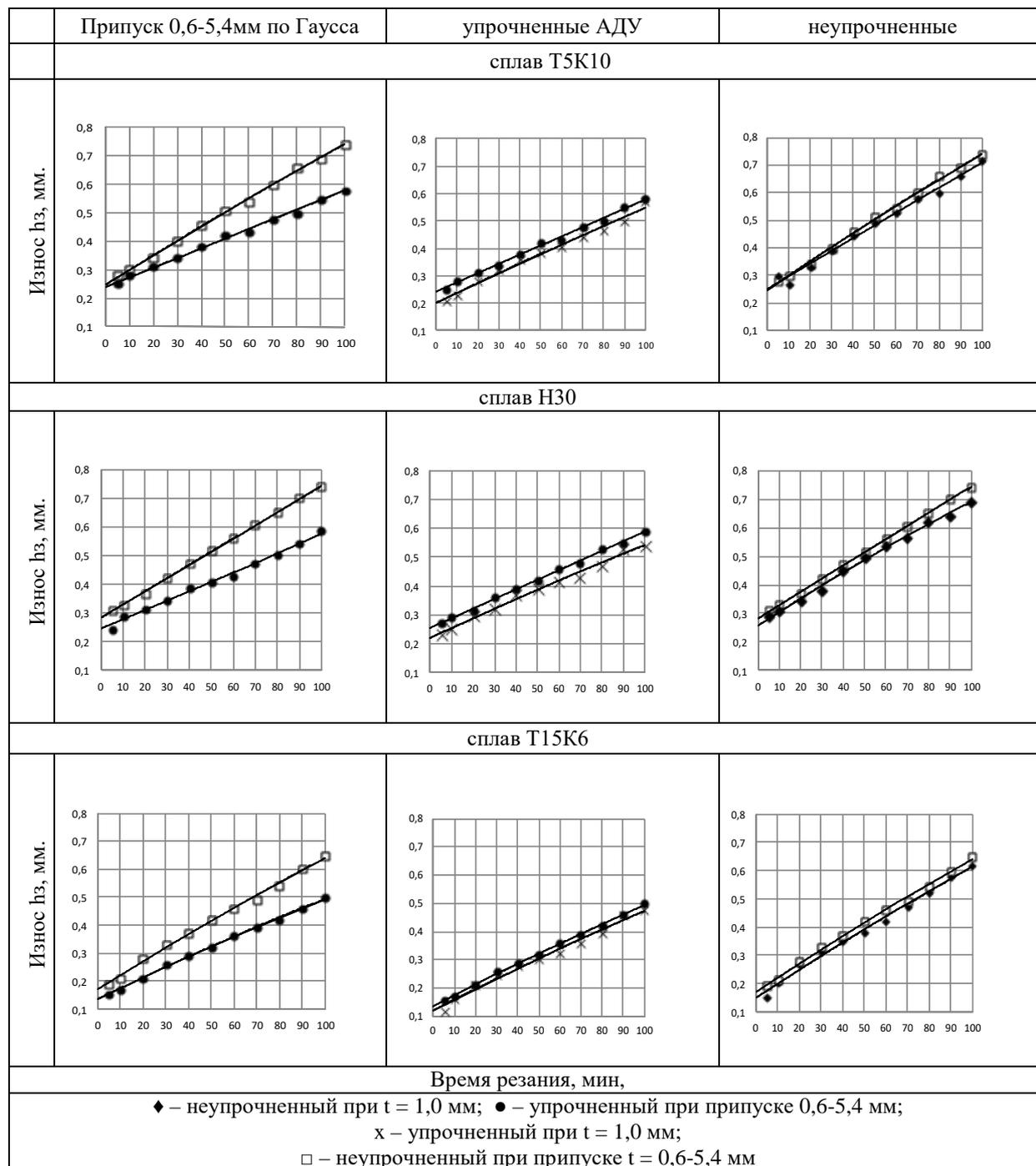


Рис. 2. Зависимости износа по задней поверхности h_z твердосплавных пластин, неупрочненных и упрочненных методом АДУ, от времени резания при 2-х ударах, при снятии припуска изменяющегося по закону Гаусса в пределах от 0,6 до 5,4 мм и припуску 1,0 мм

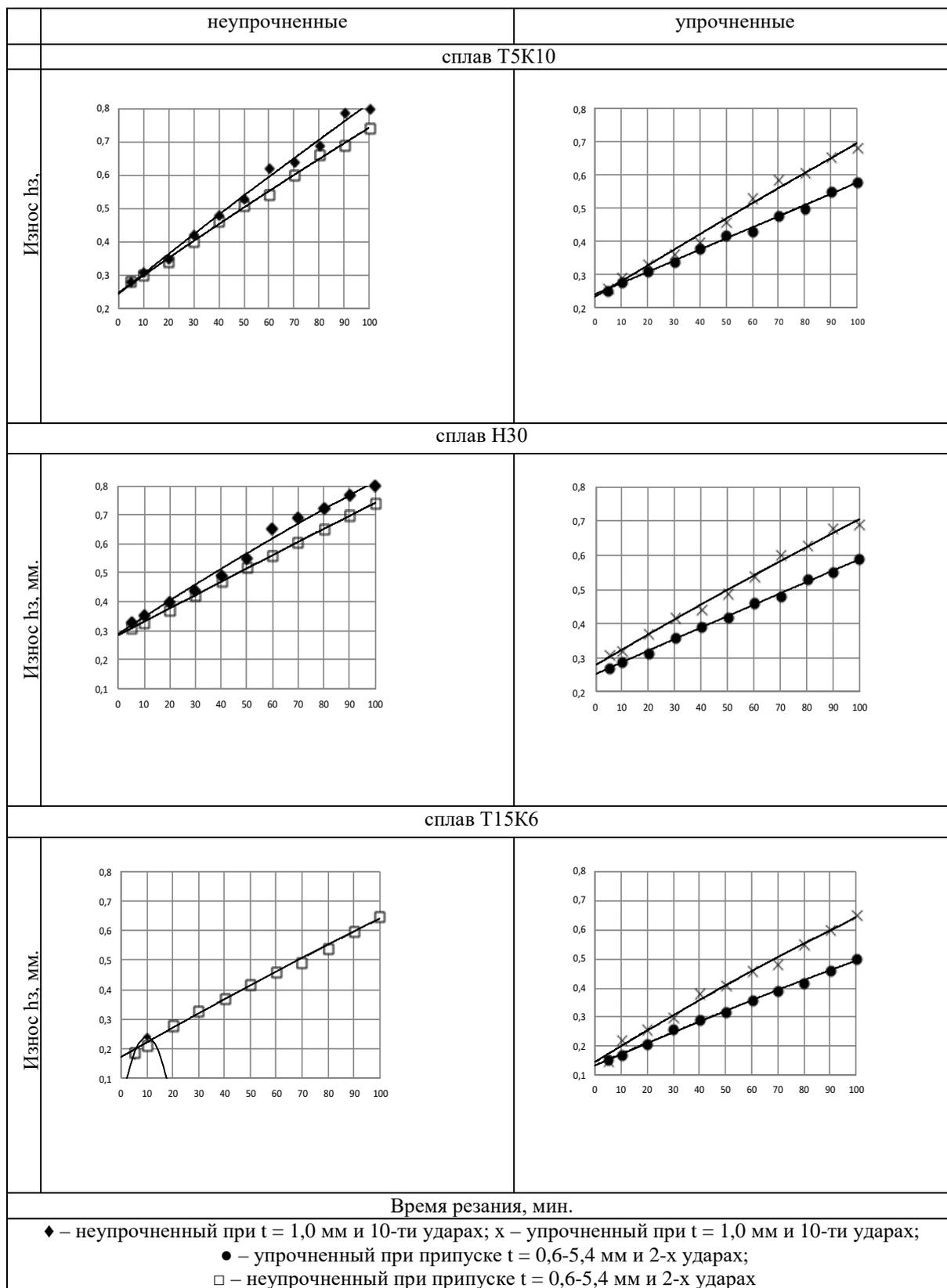


Рис. 3. Зависимости износа по задней поверхности h_3 твердосплавных пластин, неупрочненных и упрочненных методом АДУ, от времени резания при снятии припуска изменяющегося по закону Гаусса в пределах от 0,6 до 5,4 мм при 2-х ударах и припуску 1,0 мм при 10-ти ударах

ЛИТЕРАТУРА

1. Жигалов, А. Н. Исследование влияния аэродинамического упрочнения на стойкость твердосплавного инструмента при прерывистом резании / А. Н. Жигалов, В. К. Шелег // «Машиностроение», Республ. межведомств. сборн. науч. труд., вып. № 31, 2018. – С. 37–48.
2. Большаков, А. Н. Повышение эффективности торцового фрезерования изменением условий резания при выходе зуба из зоны обработки : автореф. дисс. ... канд. техн. наук : 05.02.07 / А. Н. Большаков. – Орел, 2014. – 16 л.
3. Бутыгин В. Б., Демидов А. С. Рациональное использование твердосплавного инструмента при прерывистом точении стали. Известия Самарского науч. центра РАН. 2011. Т.13. №1(3). С. 541–543.
4. Способ аэродинамического упрочнения изделий : пат. РБ 21049 / А. Н. Жигалов, Г. Ф. Шатуров, В. М. Головков. – Оpubл. 30.06.2017.
5. Zhigalov, A. N. Improved Hard Alloys for Efficient Milling / A. N. Zhigalov, A. R. Maslov, A. R. Shaturov // Russian Engineering Research. – 2015. Vol. 35, No. 11, с. 818–821.
6. Маталин, А. А. Технология машиностроения: учебник. / А. А. Маталин — СПб: издательство «Лань». 2010. – 512 с.
7. Старков, В. К. Физика и оптимизация резания материалов. / В. К. Старков — Москва: Машиностроение, 2009. – 640 с.

УДК 539.2: 658.562

Шелег В.К.¹, Жорник В.И.^{1,2}, Сеньюк В.Т.², Ковалева С.А.², Хомич Н.С.³

КОМПОЗИЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ

НА ОСНОВЕ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ ИМПАКТНЫХ АЛМАЗОВ

ДЛЯ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

1. Белорусский национальный технический университет

2. Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси

3. РУП «Полимаг»

Минск, Беларусь

На основе импактных алмазов и наномеханокомпозита Fe-Ti получен сверхтвердый полифазный (алмаз–лонсдейлит) материал с мультимодальной нано- и микроуровневой структурой и повышенной адгезией алмазных зерен к связке. За счет использования в качестве связки наномеханокомпозитов системы Fe-Ti спекание материала на основе импактных алмазов осуществляется в диапазоне давлений 2–4,5 ГПа, что на 30–50 % ниже, чем для композитов на основе синтетических алмазов. Технологические испытания показали, что использование импактных алмазов позволяет повысить в 1,5–2 раза абразивную способность инструмента и увеличить более чем в 2 раза длительность его эксплуатации при обработке кремниевых пластин по сравнению с инструментом на основе синтетических алмазов.

Абразивный алмазный инструмент широко используется на шлифовальных и точных операциях при обработке твердого сплава, керамики, стекла и других материалов. Актуальными задачами в области создания абразивного алмазного инструмента являются повышение их стойкости и режущей способности, что в значительной степени обусловлено свойствами алмазного зерна и прочностью удержания последнего в связке.

Традиционно используемые для этих целей порошки синтетического алмаза имеют достаточно низкий порог графитизации, обусловленный наличием примесей металлов-катализаторов. Еще одна проблема состоит в значительной хрупкости шлиф- и микропорошков синтетического и природного алмаза, что приводит к скалыванию режущей кромки, ухудшению качества поверхности обрабатываемого материала и преждевременному выходу из строя алмазного инструмента. В этой связи представляется перспективным использование в качестве альтернативного алмазного сырья наноструктурированных микро- и шлифпорошков импактных алмазов Попигайского месторождения (Россия), имеющих кубическую и гексагональную решетки и характеризующихся отсутствием катализаторов графитизации [1].

Импактные алмазы или как их еще называют алмаз-лонсдейлитовый абразив (АЛА) – новый вид минерального сырья, который пока не представлен рынке, а между тем они характеризуются уникальными технологическими свойствами, в первую очередь, высокой абразивной способностью, в 1,5–2 раза превосходящей абразивную способность природных технических и синтетических алмазов. Данное качество обусловлено особенностью структуры импактных алмазов. Они представляют собой наноструктурированный композит алмазной и лонсдейлитовой фаз. Благодаря композиционной наноструктуре АЛА имеют преимущество перед обычными алмазами, частицы которых представляют собой монокристаллы. В настоящее время уже искусственно синтезированы небольшие образцы аналогичных алмазных поликристаллов, которые также имеют высокую абразивную способность. Но синтез такого материала крайне затруднителен, тогда как Попигайское месторождение является неисчерпаемым источником наноструктурированных алмазных поликристаллов, и добыча данного сырья позволит обеспечить все потребности в нем на длительную перспективу [2]. Перспективным является также использование импактных алмазов в качестве полировального материала в процессах формирования нанорельефа прецизионных поверхностей хрупких неметаллических материалов, что позволит значительно повысить производительность обработки и качество деталей электронной, оптической и лазерной техники [3].

Целью данной работы является разработка композиционного материала инструментального назначения на основе импактных алмазов для финишной обработки труднообрабатываемых материалов различного назначения (металлы, сплавы, керамика и др.).

В качестве исходного материала для получения композита использовался порошок импактных алмазов Попигайского кратера с размерами поликристаллических зерен в пределах 40–400 мкм. Для сравнения также исследовались порошки наноалмазов детонационного синтеза (ультрадисперсный алмаз, УДА) производства НП ЗАО «Синта» (г. Минск) с размером частиц 4–10 нм (ТУ РБ 28619110.001-95), а также шлифпорошок алмаза статического синтеза АСМ 160/120 и микропорошки алмазов АСМ 14/10, АСМ 20/14 и АСМ 60/40 производства ЗАИ ПО «Кристалл» (г. Гомель) с размером частиц в диапазоне 10–160 мкм (ГОСТ 9206-80). Модифицирование порошков импактных алмазов осуществлялось методом химико-термической обработки в восстановительной атмосфере, содержащей метастабильные галогениды титана и кремния [4, 5]. Термобарическая обработка модифицированных порошков проводилась в аппарате высокого давления (АВД) типа «наковальня с лункой» в диапазоне давлений 2,5–5,5 ГПа при температуре 1200–1900 °С в течение 30–60 с.

Внешний вид порошков исследовался на оптическом микроскопе «Микро-200» (ПО «Планар», Беларусь). Определение удельной поверхности порошков проводилось методом BET на анализаторе площади поверхности и размера пор SA 3100 фирмы «BECKMAN COULTER» (США). Анализ гранулометрического состава выполнялся с помощью автоматического анализатора изображения «Mini-Magiscan» фирмы «Joуse Loebl» (Англия) по программе «Автоскан». Морфология поверхности и излома спеченных образцов исследовалась на атомно-силовом микроскопе (АСМ) NT-206 (ОДО

«МикроТестМашины», Беларусь) в контактном режиме. Микроструктура полученных алмазных материалов изучалась на сканирующем электронном микроскопе (СЭМ) высокого разрешения «Mira» фирмы «Tescan» (Чехия) с разрешающей способностью 1,7 нм (при 30 кВ) и 2,0 нм (при 20 кВ). Рентгеновские исследования порошков выполнены на дифрактометре фирмы «Bruker» D8 ADVANCE в Cu-K α излучении. Микротвердость наноструктурных композитов определялась на микротвердомере Micromet-II (фирма «Buehler», Швейцария) алмазным индентором по шкале Виккерса с нагрузкой на индентор 100 г.

Частицы импактных алмазов имеют разнообразную форму (рис. 1) и морфологию поверхности (рис. 2).

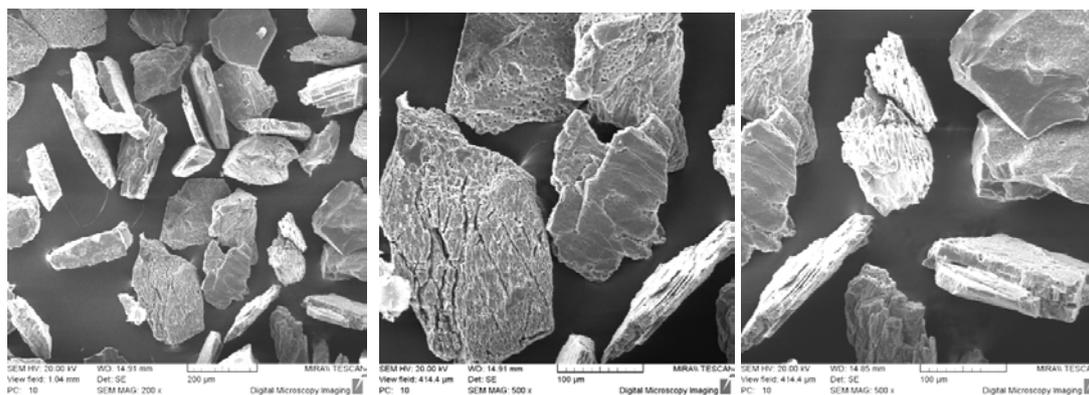


Рис. 1. Форма частиц импактных алмазов

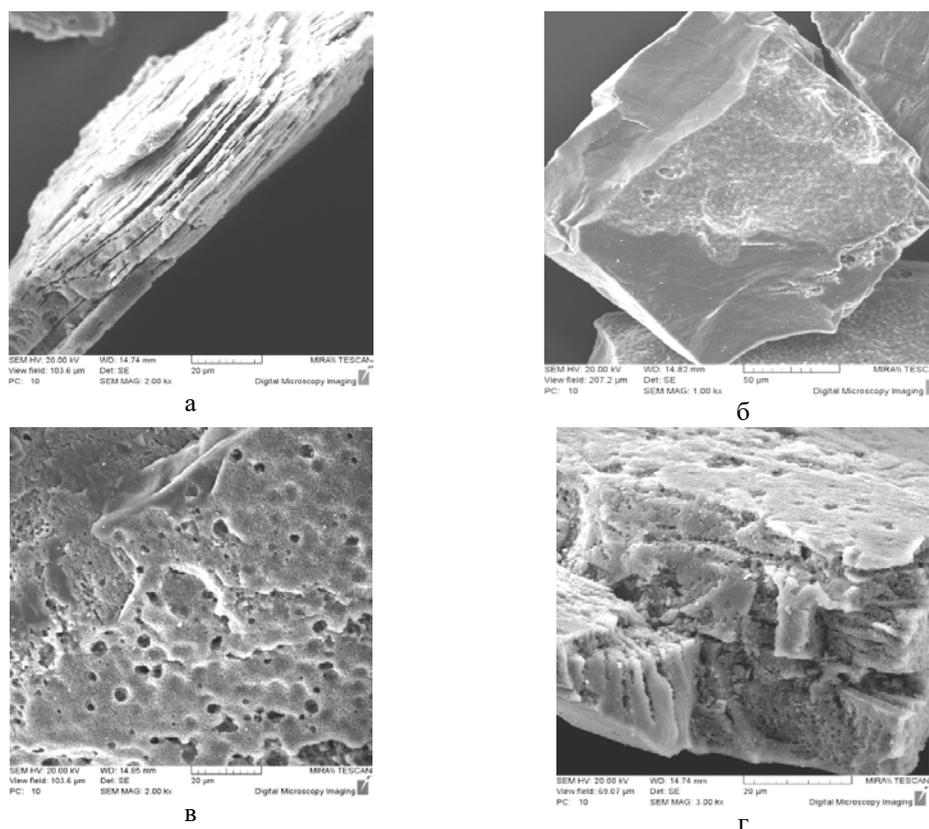


Рис. 2. Морфология поверхности частиц импактных алмазов:
а – слоистая; *б* – сглаженная; *в* – пористая; *г* – осколочная

Проведенные измерения удельной поверхности ($S_{уд}$) исходных порошков АЛА зернистостью от 40 до 400 мкм показали, что их удельная поверхность находится в

пределах 0,7–0,8 м²/г. Сравнение полученных результатов с данными измерений $S_{уд}$ порошков синтетических алмазных порошков марки АСМ показали, что удельная поверхность импактных алмазов на порядок выше $S_{уд}$ шлифпорошка АСМ 160/120 ($S_{уд} = 0,06$ м²/г), и в 2–5 раз выше, чем у значительно более дисперсных микропорошков АСМ (например, у микропорошка АСМ 14/10 удельная поверхность $S_{уд} = 0,42$ м²/г, а у микропорошка АСМ 60/40 – $S_{уд} = 0,15$ м²/г), что может свидетельствовать о развитости поверхности и, соответственно, высокой адсорбционной способности импактных алмазов, и это может определять высокую эффективность процесса модифицирования данной разновидности алмазного сырья [4].

Перед спеканием импактных алмазов проводилось их модифицирование, заключающееся в осаждении активирующей добавки в виде покрытия островкового типа на поверхность алмазного порошка [4, 5]. В качестве модификаторов использовались порошки кремния и титана. Кремний обладает хорошей жидкотекучестью в расплавленном состоянии и при высоких температурах реагирует с углеродом с образованием карбида кремния, который характеризуется высокой твердостью и обладает близким к алмазу коэффициентом термического расширения [6]. Титан хорошо смачивает поверхность алмаза и способствует лучшему удержанию алмазных зерен в связке. Предварительный отжиг порошков импактного алмаза с порошками кремния и титана проводили в контейнере из нержавеющей стали в восстановительной атмосфере, содержащей хлориды кремния или титана в температурном интервале 800–950 °С.

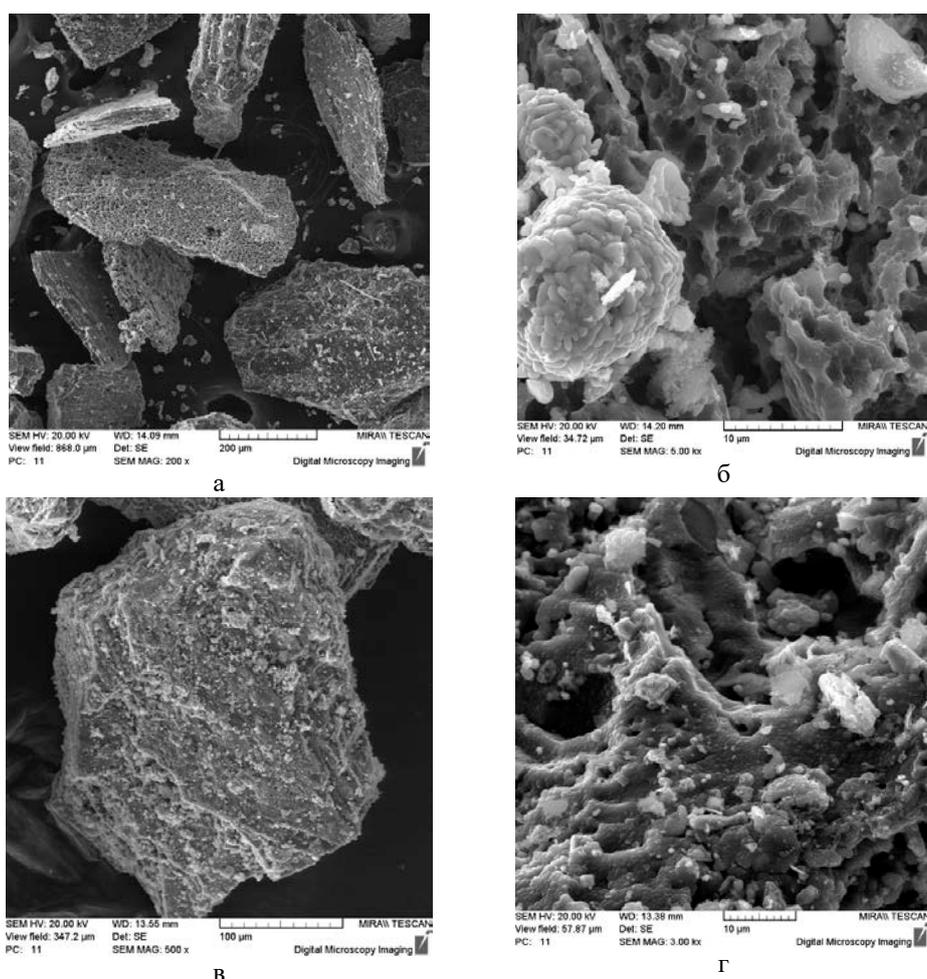


Рис. 3. Частицы импактного алмаза после модифицирования титаном (а, б) и кремнием (в, г): общий вид (а, в); участок поверхности алмазного зерна с покрытием (б, г)

Поверхность модифицированных титаном зерен импактных алмазов показана на рис. 3, а, б. Из частиц титана округлой формы размером 70–100 нм образуются агломе-

раты в виде дендритов размером до 10 мкм, покрывающие отдельные участки алмазных зерен, а также наблюдаются более дисперсные агломераты до 2 мкм на основе соединений титана в микропорах на поверхности частиц алмаза (рис. 3, б). Кремний на поверхности зерен импактного алмаза находится в виде отдельных частиц размером до 5 мкм, образующих покрытие островкового типа (рис. 3, в, г). Однородность покрытия зерен импактного алмаза при этом существенно выше, чем для микропорошков синтетического алмаза марки АСМ [4, 7].

Термобарическую обработку импактных алмазов после модифицирования выполняли в АД «наковальня с лункой» при давлениях 2,5 и 5,5 ГПа при температуре от 1200 до 1900 °С. В качестве среды, передающей давление, служил контейнер из литографского камня, внутри которого помещался трубчатый графитовый нагреватель с исследуемым материалом. Для сравнения в этих же условиях спекали также порошки УДА и порошок синтетического алмаза АСМ фракции 20/14.

В результате установлено, что графитизация порошка УДА при указанных давлениях спекания начинается при температуре 1000 °С при выдержке в течение 15 с. Порошки синтетического алмаза АСМ начинают заметно графитизироваться при более высокой температуре спекания порядка 1450–1500 °С и при выдержке свыше 30 с. Импактные алмазы проявляют наиболее высокую устойчивость против графитизации при указанных давлениях спекания. Так, спеченный в условиях, при которых происходит практически полная графитизация УДА и значительная графитизация спека из порошка АСМ, материал на основе импактных алмазов не графитизировался. Установлено, что температура спекания порошка импактных алмазов без заметной графитизации превышает температуру спекания используемого порошка АСМ на 200–250 °С, а порошков УДА – более, чем на 400 °С.

Далее изучалась возможность получения наноструктурного алмазосодержащего материала для магнитно-абразивной обработки (МАО) путем спекания модифицированных титаном импактных алмазов со связкой на основе наноструктурированного механокомпозиата Fe-20 % Ti [8]. Спекание материала проводилось при давлении 1,5–4,5 ГПа в АД типа «трапеция» в диапазоне температур 1250–1450 °С. Данные о составе шихты, режимах спекания и свойствах композита представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Состав шихты, режимы получения и свойства наноструктурированного композиционного материала на основе импактных алмазов с добавками наномеханокомпозитов системы Fe-Ti

№ п/п	Состав шихты, масс.%						Режимы получения			Свойства композита			
	TiN	TiB2	Fe-Ti	Импакт-алмаз	Si	Ti	P, ГПа	T, оС	t, с	Пористость, %	Термостойкость, оС	Твердость матрицы HV, ГПа	Твердость СТМ HV, ГПа
1	-	15	45	35	5	-	3,5	1250	45	< 1	1270	6,6	22
2	-		50	50	-	-	4,5	1450	30	< 1	1260	7	30
3	10		40	50	-	-	1,5	1300	45	< 1	1200	8	18
4	-	15	40	40	-	5	2,5	1350	50	< 1	1260	7,7	25

В результате термобарического спекания были получены компактные цилиндрические образцы диаметром 10 и высотой 8 мм. На рисунке 4 приведены изображения

В результате термобарического спекания были получены компактные цилиндрические образцы диаметром 10 и высотой 8 мм. На рисунке 4 приведены изображения структуры спеченного композиционного материала «импактный алмаз – механокомпозит Fe-20 % Ti» при различном увеличении, анализ которых показывает, что в процессе термобарического спекания происходит дробление крупных частиц импактного алмаза и упрочнение материала металлической связки его мелкими осколками.

Результаты рентгеноспектрального (рис. 5) и рентгенофазового анализов показывают, что титан равномерно распределен по объему матрицы, а вблизи поверхности алмазных частиц формируются карбиды титана, обеспечивающие прочное удержание алмазных частиц в металлической матрице.

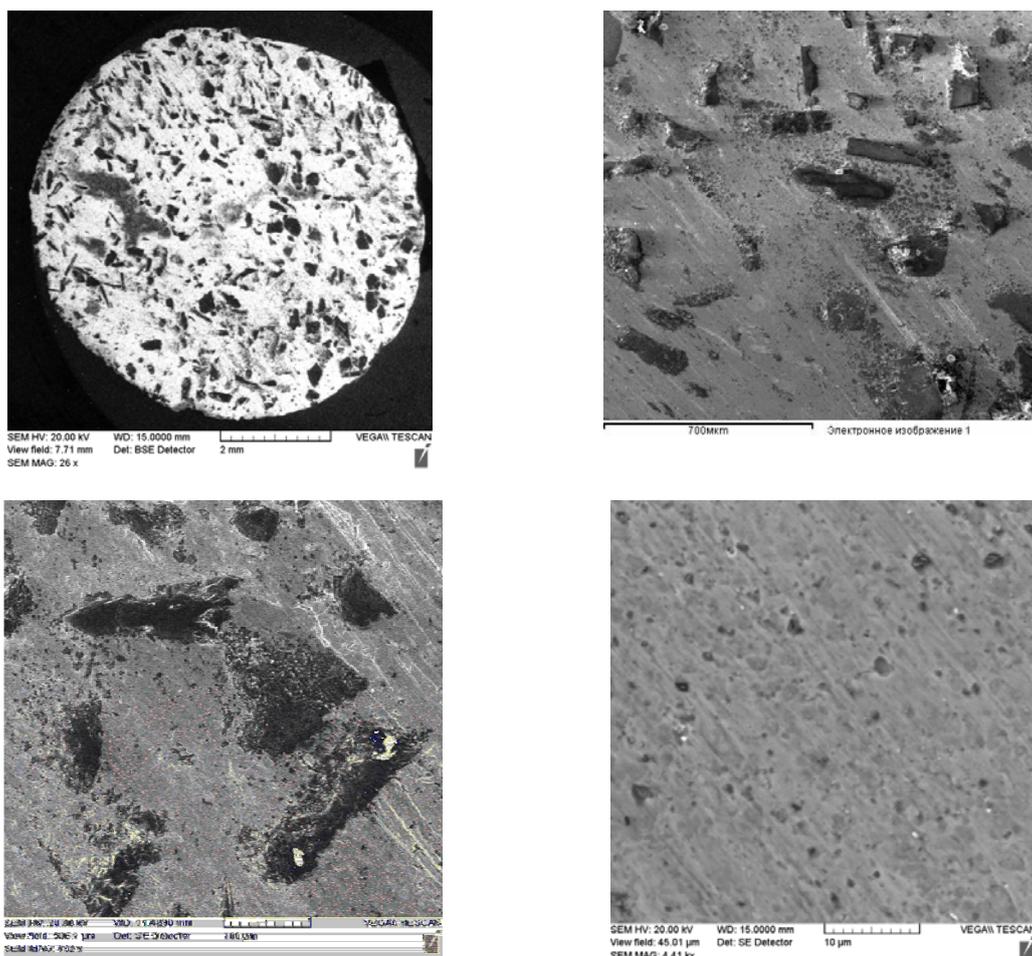


Рис. 4. Микроструктура композита «импактный алмаз – связка (Fe-Ti)» при различном увеличении

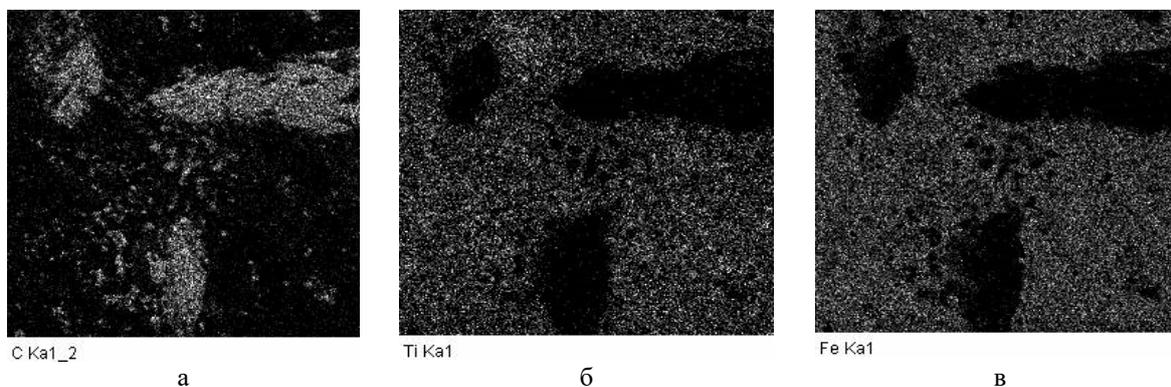


Рис. 5. Характер распределения различных элементов (а – С, б – Ti, в – Fe) по сечению композита «импактный алмаз – связка (Fe-Ti)»

но, что крупное зерно импактного алмаза (в центре) окружено металлической матрицей Fe-Ti и прочно удерживается в ней.

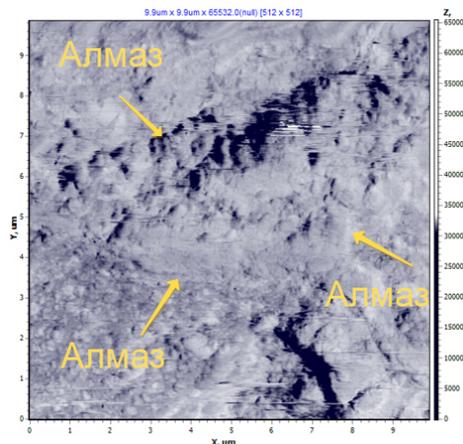


Рис. 6. АСМ-изображение топографии излома спека композита «импактный алмаз – связка (Fe-Ti)»

Анализ физико-механических свойств полученных образцов материала позволяет сделать вывод, что достигнутый уровень физико-механических параметров алмазного нанокompозита позволяет использовать его в абразивном инструменте для финишной обработки высокотвердых материалов [9].

Полученные спеки на основе композита «импактный алмаз – связка (Fe-Ti)» размалывался в планетарной мельнице до состояния порошка, состоящего из алмазосодержащих гранул в диапазоне размеров 5–50 мкм. Для сравнительных испытаний по подобной технологической схеме была приготовлена также партия ферро-абразивного материала такого же гранулометрического состава с использованием синтетического алмазного порошка АСМ 20/14. Полученные абразивные составы использовались для магнитно-абразивной обработки пластин кремния. Данные сравнительных испытаний приведены в таблице 2 и на рис. 7.

Таблица 2 – Результаты сравнительных испытаний алмазных композитов

Характеристика композиционного порошка		Обрабатываемый материал	Удельный съём материала, мг/мин	Стойкость, мин
состав	соотношение компонентов			
Fe-Ti /импакт-алмаз	5/50	кремний	35,4	> 30
Fe-Ti/АСМ	5/50	кремний	17,8	14

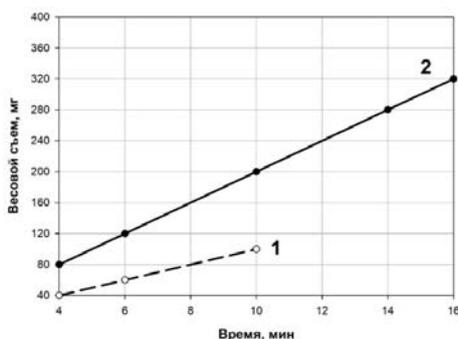


Рис. 7. Стойкость алмазных композитов на основе алмазов АСМ (1) и импактных алмазов (2) на операции обработки пластин кремния

Из полученных данных видно, что абразивный состав на основе импактных алмазов при магнитно-абразивной обработке пластин кремния обладает в 1,5–2 раза более

высокой абразивной способностью и более чем в 2 раза более высокой стойкостью по сравнению с составом на основе алмаза АСМ.

Т. о., установлено, что значения $S_{уд}$ импактных алмазов достигает 0,7–0,8 м²/г, что в 2 раза выше, чем у более дисперсных микропорошков АСМ и существенно (более чем на порядок) превышает $S_{уд}$ синтетических алмазов статического синтеза той же зернистости. Развитость поверхности и связанная с ней высокая адсорбционная способность наряду с особенностями структуры данных классов порошков алмаза позволяют рассматривать их в качестве перспективного сырья для получения широкой гаммы алмазных материалов и инструмента на их основе.

Импактные алмазы проявляют наиболее высокую устойчивость против графитизации при спекании в условиях высоких давлений и температур. Установлено, что температура спекания порошка импактных алмазов без заметной графитизации при давлениях 2,5–5 ГПа превышает температуру спекания используемого порошка АСМ на 200–250 °С, а порошков УДА – более, чем на 400 °С.

Использование химико-термического модифицирования импактных алмазов кремнием и титаном позволяет получать композиционные порошки импактного алмаза, обеспечивающие повышенное алмазодержание в матрице.

На основе импактных алмазов и наномеханокомпозита Fe-Ti получен сверхтвердый полифазный (алмаз–лонсдейлит) материал с мультимодальной нано- и микроуровневой структурой и повышенной адгезией алмазных зерен к связке. Показано, что за счет использования в качестве связки наномеханокомпозитов системы Fe-Ti спекание материала на основе импактных алмазов осуществляется в диапазоне давлений 1,5–4,5 ГПа, что на 30–50 % ниже, чем для композитов на основе синтетических алмазов марки АСМ [10].

Применение импактных алмазов позволяет повысить в 1,5–2 раза абразивную способность рабочей среды при магнитно-абразивной обработке и увеличить более чем в 2 раза ее стойкость при обработке кремниевых пластин по сравнению с рабочей средой на основе синтетического алмаза.

ЛИТЕРАТУРА

1. Витязь, П. А. Алмазные и углеродсодержащие композиционные материалы и покрытия: получение, свойства, применение / П. А. Витязь, В. Т. Сенють, В. П. Афанасьев // Материалы II-й Международной конференции молодых ученых, работающих в области углеродных материалов: сб.тез.докл. (Москва, г. Троицк, 29–31 мая 2019 г.). – Москва, г. Троицк: ТИСНУМ, 2019. – С. 74–75.
2. Афанасьев, В. П., Похиленко, Н. П. Попигаевские импактные алмазы: новое российское сырье для существующих и будущих технологий, Инноватика и экспертиза, 2013, Выпуск 1 (10), С. 8–15.
3. Хомич, Н. С. Магнитно-абразивная обработка изделий. – Минск: БНТУ, 2006. – 218 с.
4. Витязь, П. А. Структурные особенности алмазных порошков после поверхностного модифицирования активаторами спекания / П. А. Витязь, В. Т. Сенють, В. И. Жорник, А. М. Парницкий, Т. В. Гамзалева // Вестник Витебского государственного технологического университета. – 2016. – № 1(30). – С. 62–73.
5. Сенють, В. Т. Изучение структуры поликристаллов на основе алмазных микропорошков после модифицирования карбидообразующими элементами [Текст] / В. Т. Сенють, В. И. Жорник, А. М. Парницкий, И. В. Валькович // Известия высших учебных заведений. Сер. Химия и химическая технология. – 2016. – Т.59. – №.8. – С.60–63.
6. Ковалевский, В. Н., Гордеев С. К., Корчагина С. Б., Фомихина И. В., Жук А. Е. Структурообразование карбидокремниевой матрицы в композиции алмаз – карбид кремния // Огнеупоры и техническая керамика. – 2005. – №5 – С. 8–14.
7. Сенють, В. Т. Термобарическое спекание модифицированных кремнием и титаном алмазных микропорошков / В. Т. Сенють, В. И. Жорник, А. М. Парницкий, Е. И. Мосунов,

А. В. Дудан // Вестник ПГУ. Серия В. Промышленность. Прикладные науки. – 2016. – №3. – С. 89–93.

8. Григорьева, Т. Ф. Морфологические характеристики механохимически полученных композитов Fe/Ti / Т. Ф. Григорьева, С. А. Ковалева, Т. Ю. Киселева, С. В. Восьмериков, Е. Т. Девяткина, Э. А. Пастухов, Н. З. Ляхов // Расплавы. – 2016. – № 3. – С. 269–276.

9. Структура и свойства композиционного ферроабразивного порошка для магнитно-абразивной обработки, полученного методом СВС / Т. Л. Талако, А. И. Лецко, Ю. А. Реутёнок, Н. С. Хомич О. П. Корогода // Республиканский межведомственный сборник научных трудов «Порошковая металлургия». – 2016. – Вып. № 39. – С. 120–128.

10. Витязь, П. А. Синтез и применение сверхтвёрдых материалов / П. А. Витязь, В. Д. Грицук, В. Т. Сенють. – Минск, Белорусская наука, 2005. – 359 с.

УДК681.5.09

Гулай А.В., Зайцев В.М.

ИНТЕЛЛЕКТНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ КЕПСТРАЛЬНОГО АНАЛИЗА КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

С развитием технологий создания интеллектуальных систем наметилась тенденция их использования для комплексного решения важнейших задач цифровой обработки сигналов, несущих фактографическую информацию о колебательных процессах. С учетом этого проанализированы основные вопросы построения интеллектуальных систем контроля вибраций и шумов при акустической диагностике машин и механизмов. Рассмотрена структурно-функциональная схема многоканальной системы интеллектуального анализа и прогнозирования колебательных процессов в машинах. В схеме предусмотрено использование сенсорных компонентов, работа которых основана на индукционном, электростатическом, тензорезистивном и пьезоэлектрическом эффекте. Сенсорные средства системы контроля совместно с сетевым и вычислительным оборудованием обеспечивают формирование восходящих потоков телеметрической информации. Для организации телеметрических сетей интеллектуальной системы рекомендовано применение протокола HART, который предусматривает подключение оконечных сенсоров и функционально завершенных датчиков к мастер-абонентам сетей. В качестве стандарта станционной сети показано использование протокола сети промышленного назначения PROFIBUS-DP. Для анализа энергетических соотношений колебательного процесса с использованием средств цифровой вычислительной техники предложена схема расчета кепстра, которая базируется на результатах построения временного ряда дискретных замеров амплитуды колебаний. Кепстр рассматривается как обратное преобразование Фурье от натурального логарифма квадрата спектральной плотности случайного процесса. Построенная расчетная схема обеспечивает формирование результата контроля независимо от формы сигнала, его фазы и направлений распространения колебаний изучаемого объекта. Приведен пример реализации цифровой технологии кепстрального анализа параметров виброперемещений корпуса транспортной гусеничной машины.

Ключевые слова: интеллектуальная система; сенсорный контроль; цифровая технология; кепстральный анализ; акустическая диагностика.

Введение

Одним из самостоятельных, интенсивно развивающихся направлений сенсорного (в том числе интеллектуального) контроля является акустическая диагностика машин и механизмов. В перечень важнейших проблем акустической диагностики входят следующие классы задач [1]:

- диагностика состояния технического объекта (машины);
- оценка запаса устойчивости и степени износа;
- классификация состояний исследуемых машин и механизмов;
- разделение источников колебаний (вибраций, шумов);
- определение динамических характеристик механических систем.

В основе акустической диагностики технического состояния машин и механизмов лежит предположение об обратимой функциональной зависимости между параметрами состояния контролируемого объекта и диагностическими признаками. В качестве параметров состояния выбирают величины, характеризующие структуру машины, режим ее работы, а также внешние условия ее функционирования. Диагностические признаки определяются с использованием сенсоров, воспринимающих сложные результирующие сигналы (вибрации, шумы), характеристики которых в общем случае зависят от всех параметров состояния машины. Снижению вероятности ошибочного результата при акустическом контроле состояния машины способствует использование комбинированных диагностических признаков. Это особенно эффективно в том случае, когда акустические сигналы объектов контроля являются случайными процессами, и требуются статистические модели диагностики, выходные сигналы которых также носят случайный характер.

Интеллектуальные средства кепстрального анализа колебательных процессов

В настоящее время для оценки технического состояния машин и механизмов, которые подвержены влиянию колебательных воздействий, создано значительное количество специализированных приборов и средств программного обеспечения [2, 3]. Однако сложность методов контроля колебаний в машинах, обработки экспериментальных данных, анализа результатов контроля, а также автоматизации указанных процедур требует дальнейшего совершенствования аппаратно-программных систем акустической диагностики. В зависимости от целей технического анализа для одних и тех же наборов экспериментальных данных могут применяться разные технологии и алгоритмы цифровой обработки измеряемых вибрационных сигналов. Это позволяет получать характеристики, относящиеся к различным аспектам исследования колебательных процессов, в том числе выполнять Фурье-анализ гармонического состава сигналов.

Следует отметить, что выполнение традиционного цифрового Фурье-анализа гармонического состава сигналов является достаточно эффективным подходом к исследованию колебательных процессов в машинах и механизмах. Этот метод анализа остается актуальным и вполне востребованным в акустической диагностике машин благодаря своей относительно высокой информативности. Однако в ряде случаев он может рассматриваться только как первичный этап исследования колебаний, при этом расширение его аналитических возможностей производится за счет внедрения дополнительных методов цифровой обработки вибрационных сигналов.

В данном случае речь идет о перспективной интеллектуальной технологии кепстрального анализа, в основе которого лежат специальные методы обработки энергетического спектра колебательных процессов исследуемого объекта [1]. Кепстральный анализ позволяет выделить необходимые сведения о вибрационных сигналах путем создания расчетно-аналитической модели, которая обеспечивает сосредоточение информации в ограниченном количестве результирующих всплесков энергии, разнесенных по оси кепстрального времени. Формирование результата контроля в данном случае не зависит от формы сигнала, его фазы и направлений распространения колебаний в изучаемой машине.

В роторных машинах и механизмах достаточно часто наблюдаются колебательные явления, которые связаны с возникновением регулярно проявляющихся возмущений или дефектов. Причем значительные затруднения вызывает процесс приборного определения тех периодических сигналов, которые соответствуют указанным негативным эффектам. В этом плане характерно функционирование машин и механизмов, конструкции которых содержат в своем составе, например, зубчатые кинематические пары и подшипники качения. Наиболее эффективное выделение указанных сигналов произ-

водится, если соотношение сигнал/шум в процессе измерений составляет не менее 30–35 дБ.

На рис. 1 представлена структурно-функциональная схема построения многоканальной системы интеллектуального анализа и прогнозирования колебательных процессов в машинах и механизмах. Следует отметить, что в общем случае может рассматриваться использование в системе сенсорных компонентов, работа которых основана на самых разных физических эффектах. Сенсорные средства совместно с сетевым и вычислительным оборудованием обеспечивают формирование восходящих потоков телеметрической информации.

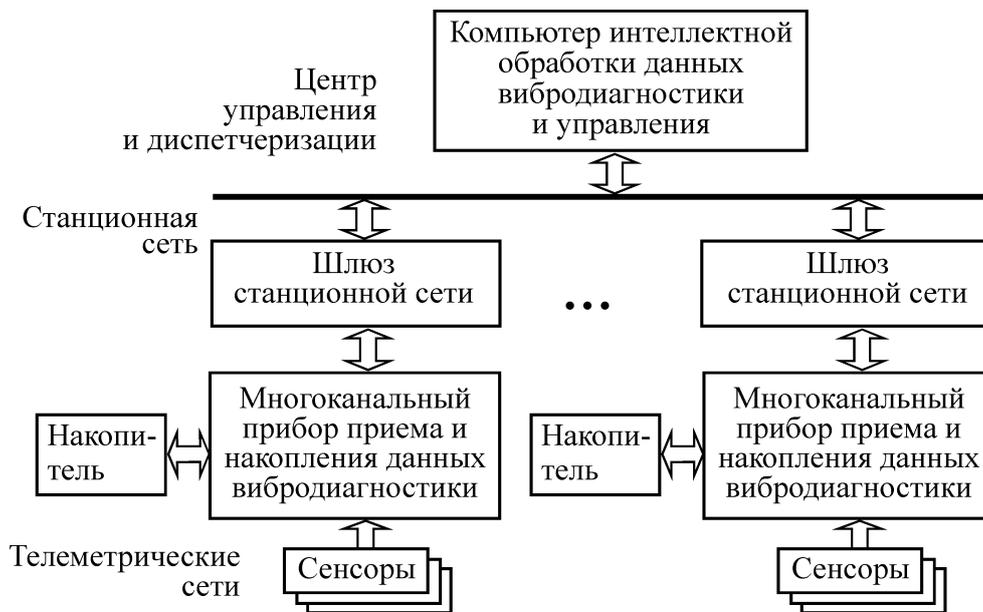


Рис. 1. Структура интеллектуальной системы анализа колебательных процессов

При исследовании конкретных видов колебательных процессов могут использоваться различные типы специализированного сенсорного оборудования. Например, интеллектуальное оборудование может включать [2, 3]:

индукционные и индуктивные сенсоры для преобразования в электрические сигналы колебательных перемещений и скоростей контролируемых объектов на частотах от 10 до 1500 Гц;

электростатические (емкостные) сенсоры для формирования электрических сигналов колебательных перемещений в широкой полосе частот от 15 Гц до 200 кГц;

низкочастотные тензорезистивные сенсоры для измерения виброускорений на частотах до 20 Гц;

высокочастотные пьезоэлектрические сенсоры виброускорений для работы на частотах до 300 кГц.

Локальное накопление результатов измерений и оперативное формирование их массивов осуществляется с помощью промежуточных накопителей. Конструктивно приборы могут выполняться по модульному принципу в виде функционально завершённых устройств и наделяться возможностями выполнения обширного набора операций. К числу таких операций относится высокоточное измерение и съём первичных параметров колебательных процессов, их оцифровка, скоростное преобразование форматов информации и ее упаковка в транзакции, а также последующая надёжная доставка по сетям в компьютер для интеллектуальной обработки данных и управления [4].

При практическом построении сенсорных сетей на основе интеллектуальных компонентов достаточно высокие результаты можно получить при использовании про-

тока HART (Highway Addressable Remote Transducer). Этот протокол предусматривает подключение оконечных сенсоров и функционально завершенных датчиков к многоканальным приборам приема и накопления данных. Протокол допускает применение как проводных, так и беспроводных физических уровней обмена с разделением передающего и приемного каналов по времени.

Проводный вариант реализуется путем передачи данных последовательным кодом по двухпроводной линии токовой петли стандарта 4–20 мА со скоростью 1200 бит/с при дальности связи до 1500 м. Допускается использование восьмипозиционной фазовой манипуляции с частотой несущего сигнала 3200 Гц при скорости 9600 бод. При этом сохраняется совместимость модулей обработки данных с аналоговыми сенсорами. Согласно протоколу HART доступ к каналу организуется мастером – многоканальным прибором приема и накопления данных по принципу «ведущий – ведомый». Топология типа «звезда» используется при подключении к мастеру до 15 сенсоров с аналоговыми выходами. При организации взаимодействия приборов исключительно с цифровыми выходами предусмотрено применение шинной топологии с 15 ведомыми абонентами и двумя мастерами.

Беспроводный вариант реализуется с использованием радиоканалов на частотах 2400–2483 МГц в соответствии с беспроводным промышленным протоколом Wireless HART. При этом возможно развертывание синхронизированной по времени самоорганизующейся и самовосстанавливающейся сети с ячеистой архитектурой, узлы которой могут наделяться функциями ретрансляторов.

В качестве центральной сети эффективно использование стандарта промышленного назначения PROFIBUS-DP (или PA — для работы в пожароопасных и взрывоопасных условиях). Среда передачи данных — витая пара или оптоволокно. Скорость передачи информации составляет 9600 бит/с. Дальность связи без повторителей электрического сигнала составляет до 1500 м. С помощью средств программного обеспечения многоканальных приборов приема и накопления данных и компьютера обработки и управления результаты прямых измерений параметров могут быть использованы в процедурах расчета значений требуемых виртуальных величин. При этом создаются условия для объединения фактографических и виртуальных параметров в единой базе данных, и может быть организовано комплексное решение требуемых задач исследования.

Компоненты программного обеспечения реализуют алгоритмы цифровой обработки сигналов, а также методы и приемы реализации четкого и мягкого (нечеткого) логико-программного управления на основе наборов экспертных знаний. Это позволяет вырабатывать адекватные (а в ряде случаев — наилучшие) выводы и решения в условиях различных неопределенностей. С развитием методологических и алгоритмических основ, экспертных приемов практического создания и внедрения интеллектуальных систем повышается эффективность их использования для комплексного решения важнейших задач цифровой обработки сигналов, несущих фактографическую информацию о реальных колебательных процессах [5].

Следует отметить, что для систем рассматриваемой категории поиск точных, а тем более оптимальных решений в большинстве случаев не имеет смысла, так как эти решения обладают крайне непродолжительным временем жизни (так называемой «хрупкостью» результирующих значений) и быстро разрушаются даже при незначительных изменениях условий их формирования. Гораздо важнее выработать адекватные осредненные решения, позволяющие обеспечивать рациональные и безопасные режимы функционирования машин и механизмов в заданных диапазонах изменения возмущающих воздействий.

Математическая модель кепстрального анализа вибрационных сигналов

Кепстр (кепструм) — это обратное преобразование Фурье от натурального логарифма квадрата спектральной плотности случайного процесса, которое отображается в виде функции $C(q)$ от так называемого кепстрального времени q :

$$C(q) = (2\pi)^{-1} \int_{-\infty}^{+\infty} \ln|X(j\omega)|^2 \exp(j\omega q) d\omega \quad (1)$$

$$X(j\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} X(t) \exp(-j\omega t) dt \quad (2)$$

В данном случае $X(t)$ — исходный колебательный процесс, в принципе допускающий полигармоническую аппроксимацию с помощью аддитивных комбинаций наборов синусоидальных функций:

$$X(t) = X_1(t) + X_2(t) + X_3(t) + \dots + X_n(t) + \dots, \quad (3)$$

где $X_n(t) = A_n \sin(2\pi f_n t + \varphi_n)$ — виброперемещения, представленные в виде гармонических составляющих с амплитудами A_n , частотами f_{n-i} и фазами φ_{n-i} . Реальные процессы вибрации в ряде случаев выраженной периодичностью и стационарностью фактически могут не обладать. Здесь $X(j\omega)$ — комплексная функция прямого преобразования Фурье.

Параметр q имеет размерность времени, в кепстральном анализе он условно называется сачтотой, а его применение обеспечивает разнесение результирующих энергетических всплесков по оси кепстрального времени. Как правило, энергетические всплески в реальных вибрационных процессах размещаются вдоль оси сачтот q с удалением от нулевой отметки, в то время как всплески помеховых процессов располагаются в непосредственной близости к нулю.

Для контроля машин и механизмов может быть подготовлена библиотека кепстральных образов, соответствующих различным дефектам. Анализ экспериментально полученных кепстральных образов позволяет построить процедуры идентификации и распознавания реальных неисправностей в ходе эксплуатации техники или, по крайней мере, произвести обоснованную предварительную селекцию дефектов. В связи с этим представляет интерес получение выражений для практического использования библиотек кепстральных образов.

Рассмотрим прямое преобразование Фурье

$$X(j\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} X(t) \exp(-j\omega t) dt \quad (4)$$

Если сигнал определен на интервале времени $(0, T_n)$, то, принимая предположение о равенстве сигнала нулю вне этого интервала, получаем:

$$X(j\omega) = \int_0^{T_H} X(t) \exp(-j\omega t) dt = \text{Re } X(j\omega) + j \text{Im } X(j\omega) \quad (5)$$

$$\text{Re } X(j\omega) = A(\omega) = \int_0^{T_H} X(t) \cos(\omega t) dt \quad (6)$$

$$\text{Im } X(j\omega) = B(\omega) = \int_0^{T_H} X(t) \sin(\omega t) dt \quad (7)$$

Функция $|X(j\omega)|$ характеризует непрерывный амплитудный спектр в общем случае непериодического сигнала $X(t)$, заданного на конечном интервале времени, и является огибающей линейчатого спектра. Составные части $A(\omega)$ и $B(\omega)$ при $\omega = 2\pi n f_1$ непосредственно связаны с коэффициентами ряда Фурье:

$$A(\omega) = (T_H/2) [2T_H^{-1} \int_0^{T_H} X(t) \cos(2\pi n f_1 t) dt] = (T/2) a_n \quad (8)$$

$$B(\omega) = (T_H/2) [2T_H^{-1} \int_0^{T_H} X(t) \sin(2\pi n f_1 t) dt] = (T/2) b_n \quad (9)$$

Таким образом, справедливо следующее соотношение:

$$|X(j\omega)|^2 = [A(\omega)]^2 + [B(\omega)]^2 = T_H^2 [a_n^2(n\omega_1) + b_n^2(n\omega_1)]/4 = T_H^2 [A_n^2(n\omega_1)]/4 \quad (10)$$

Это позволяет построить выражение для оценки кепструмов $C(q)$. Так как энергия отдельных гармоник в линейчатом спектре пропорциональна квадратам их амплитуд, то, при $\Delta f = f_1$, и $d\omega = 2\pi df \approx 2\pi \Delta f = 2\pi f_1$, с помощью численного интегрирования по технологии правосторонних прямоугольников выражение (1) может быть преобразовано следующим образом:

$$\begin{aligned} C(q) &\approx (2\pi)^{-1} \sum_{n=0}^{\infty} \{\ln |X(jn\omega_1)|^2\} \exp(jn\omega_1 q) \Delta\omega \approx \\ &\approx T_H^{-1} \sum_{n=0}^{LF-1} \{\ln [T_H^2 [A_n^2(n\omega_1)]/4]\} \exp(j2\pi nq/T_H), \end{aligned} \quad (11)$$

где $A_n(n\omega_1)$ — компоненты амплитудно-частотного линейчатого спектра. Значение

кепструма определяется как неотрицательная функция кепстрального времени q в виде квадрата модуля $C(q)$:

$$|C(q)|^2 = A^2(q) + B^2(q) \quad (12)$$

$$A^2(q) = T_H^{-1} \sum_{n=0}^{LF-1} \{\ln[T_H^2 [A_n^2(n\omega_1)]/4]\} \cos(2\pi nq/T_H) \quad (13)$$

$$B^2(q) = T_H^{-1} \sum_{n=0}^{LF-1} \{\ln[T_H^2 [A_n^2(n\omega_1)]/4]\} \sin(2\pi nq/T_H) \quad (14)$$

При заданном разрешении R , которое имеет размерность Гц/линию, верхней f_B и нижней f_H граничных частотах спектра сигнала количество линий LF спектра (вложенных полос частоты) определяется соотношением:

$$LF = \text{Ant}\{(f_B - f_H)R^{-1} + 1\} \quad (15)$$

где Ant — функция Антье. Для сигнала с равномерным сплошным спектром совокупность значений кепстра в окрестности точки кепстрального времени $q = 0$ по форме близка к дельта-функции. Если в разложении сигнала имеются значительные неоднородности в области некоторых частот f_k , то в окрестности значений $q_k = 1/f_k$ будут наблюдаться всплески кепстра.

В качестве примера кепстрального анализа колебательных процессов использованы результаты экспериментальных измерений виброперемещений корпуса гусеничной машины, которая предназначена для транспортирования радиоэлектронного оборудования. Вибрационные процессы регистрировались во время стоянки транспортной машины при отключенном маршевом двигателе и являлись следствием работы навесного мотор-генератора для автономного электроснабжения аппаратуры. Для колебательных процессов характерны следующие исходные значения частотных параметров: $f_H = 10$ Гц; $f_B = 1000$ Гц.

На рис. 2, а приведен фрагмент, содержащий 32 отсчета периодограммы исходного сигнала виброперемещений, который отражает общий характер развития вибрационного процесса во времени. Шаг дискретизации процесса выбран равным 10^{-4} с; величина сигнала показана в относительных единицах. Результаты расчета масштабированных кепстральных значений вибрационных сигналов $|C(q)|^2$ представлены на рис. 2, б.

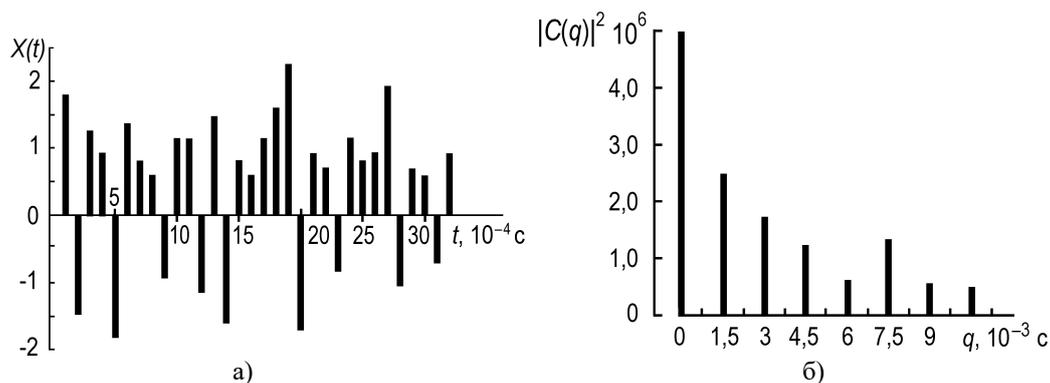


Рис. 2. Фрагмент периодограммы (а) и кепстральная характеристика (б) вибрационного сигнала

Энергетические всплески наблюдаются для вибрационных сигналов, в составе которых имеются наложенные друг на друга колебательные процессы, порожденные импульсными (ударными) нагрузками. Из-за наложения колебаний разных частот отдельные составляющие в частотном спектре неразличимы, хотя каждый источник воздействия порождает свой индивидуальный ряд гармонических колебаний. Для каждого такого ряда колебаний наблюдается энергетический всплеск на оси кепстрального времени, величина которого определяется амплитудами всех гармоник этого ряда.

В рассматриваемом примере расположение отдельных пиков на оси частот имеет характер, близкий к аperiodическому: $\sim 666, 333, 222, 166, 133, 111, 95, \dots$ Гц. По мере увеличения q (при уменьшении кепстральной частоты) наблюдается плавное снижение значений $|C(q)|^2$. Однако на частоте ~ 133 Гц происходит нарушение этой тенденции — имеется значительный рост величины кепструма. Это указывает на наличие в составе вибрации достаточно выделяющегося в энергетическом отношении колебательного процесса с основной частотой ~ 133 Гц.

Кепстральный анализ позволяет обнаруживать ударные импульсы в составе вибрации, причинами возникновения которых могут быть, например, возвратно-поступательные перемещения каретки, биения вала вследствие разрушения шариков подшипника и другие. Однако использование данного метода позволяет выполнять лишь качественную оценку вибрационных колебаний. Результаты кепстрального анализа колебаний могут учитываться в процессе проектирования оборудования, которое подвергается вибрации при его транспортировании. Кроме того, изучение кепстра вибрации необходимо при создании систем ее гашения с целью повышения надежности и долговечности машин и механизмов.

Заключение

В роторных машинах и механизмах наблюдаются колебательные явления, которые связаны с возникновением регулярно проявляющихся возмущений или дефектов. Для анализа энергетических соотношений колебательного процесса с использованием средств цифровой вычислительной техники предложена схема расчета кепстра, которая базируется на результатах построения временного ряда дискретных замеров амплитуды колебаний. Кепстр рассматривается как обратное преобразование Фурье от натурального логарифма квадрата спектральной плотности случайного процесса. Расчетно-аналитической модель обеспечивает определение ограниченного количества результирующих всплесков энергии, разнесенных по оси кепстрального времени. Рассмотрен пример использования цифровой технологии кепстрального анализа параметров виброперемещений корпуса транспортной гусеничной машины.

ЛИТЕРАТУРА

1. Артоболевский, И. И. Введение в акустическую динамику машин / И. И. Артоболевский, Ю. И. Бобровницкий, М. Д. Генкин. — М.: Наука, 1979. — 295 с.
2. Петрухин, В. В. Основы вибродиагностики и средства изучения вибрации / В. В. Петрухин, С. В. Петрухин. — М.: Инфра, Инженерия – Петербург, 2010. — 176 с.
3. Приборы и системы для изучения вибрации, шума и удара. Книга 1 / Под ред. В. В. Клюева. — М.: Машиностроение, 1978. — 439 с.
4. Гулай, А. В. Архитектура интеллектуальных систем / А. В. Гулай, В. М. Зайцев. — Минск: ИВЦ Минфина, 2018. — 367 с. — (Библиотека инженера по интеллектуальным системам).
5. Тропченко, А. Ю. Цифровая обработка сигналов. Методы предварительной обработки / А. Ю. Тропченко, А. А. Тропченко. — СПб.: ГУИТМО, 2009. — 100 с.

УДК 629.113.073

Гурвич Ю.А.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ УГЛОВОГО УСКОРЕНИЯ ВЫХОДНОГО ВАЛА КАРДАННЫХ ПЕРЕДАЧ В ФУНКЦИИ ДВУХ УГЛОВ

УО «Белорусская государственная академия авиации»

Минск, Беларусь

В данной статье выполнено исследование углового ускорения одно- и двух шарнирной карданной передачи в функции двух углов при переменном угле излома. С угловым ускорением связано возникновение дополнительного крутящего момента на колесах машин в виде периодической и почти гармонической функции. Установлено, по всей видимости, впервые, что этот дополнительный крутящий момент придает вращающемуся колесу ещё и осциллирующее движение относительно его оси вращения. Это негативно отразится на работе многих деталей транспортного средства.

Из теоретической механики [1–2] известно, что основными показателями вращения любого тела, в том числе выходного вала карданной передачи являются его кинематические характеристики: угол поворота, угловая скорость и угловое ускорение. Как известно из литературы [3–7] основным критерием неравномерности вращения любого тела является его угловая скорость, которая оказывает негативное влияние на выходные характеристики трансмиссии и механизмы машин.

При подготовке технических специалистов, занимающихся разработкой и эксплуатацией автомобильной техники, недостаточное внимание в технической литературе и в учебном процессе технических вузов уделяется изучению вопроса, связанного с угловым ускорением выходного вала одно- и двухшарнирной карданной передачи в функции двух углов [1–7].

В данной работе с помощью математического пакета Mathcad выполнено исследование кинематических характеристик одно- и двухшарнирной карданной передачи с переменным углом излома. Основное внимание посвящено изучению углового ускорения, с которым связано возникновение дополнительного крутящего момента на колесах машин. Установлено, по всей видимости, впервые, что этот дополнительный крутящий момент придает вращающемуся колесу ещё и осциллирующее движение относительно его оси вращения. Это негативно отразится на работе многих деталей транспортного средства.

Рассмотрим трансмиссию транспортного средства (рис. 1), где мощность от коробки передач к ведущему мосту передается посредством одношарнирной карданной передачи, которая в процессе движения машины может изменять свое первоначальное положение.

Для одношарнирной карданной передачи (рис. 2) из [1-3] известна зависимость

$$\omega_2 = \omega_1 \cdot \frac{\cos(\alpha)}{1 - \sin^2(\alpha) \cdot \cos^2(\lambda)}, \quad (1)$$

где λ – угол поворота ведущего вала; α – угол излома карданного шарнира.

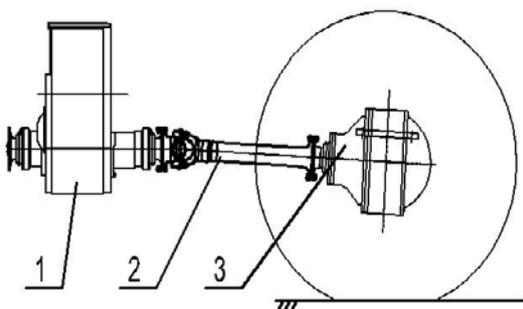


Рис. 1. Схема установки одношарнирной карданной передачи на транспортном средстве:

- 1 – коробка переключения передач;
- 2 – карданный вал;
- 3 – задний мост с колесами

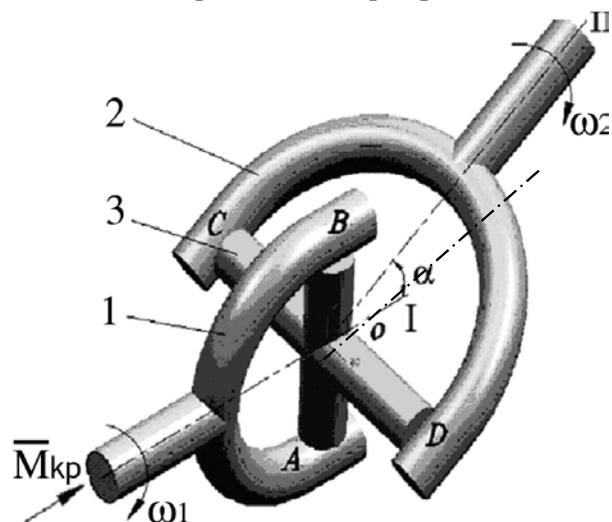


Рис. 2. Кинематическая схема карданного шарнира: 1, 2 – вилки; 3 – крестовина; I – ось вращения вилки 1; II – ось вращения вилки 2; α – угол излома между осями I, II, III – новое положение оси вращения вилки 2 при переменном угле α ; ω_1 и ω_2 – угловые скорости ведущего и ведомого валов

В выражении (1) введем замену:

$$K(\alpha, \lambda) = \frac{\cos(\alpha)}{1 - \sin^2(\alpha) \cdot \cos^2(\lambda)} \quad (2)$$

Тогда

$$\omega_2 = \omega_1 \cdot K(\lambda, \alpha) \quad (3)$$

Определим угловое ускорение ведомого вала ε_2 , взяв полную производную по времени от левой и правой частей выражения (3):

$$\varepsilon_2 = \frac{d\omega_2}{dt} = \frac{d\omega_1}{dt} \cdot K(\alpha, \lambda) + \omega_1 \cdot \left(\frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda} \cdot \frac{d\lambda}{dt} + \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \alpha} \cdot \frac{d\alpha}{dt} \right) \quad (4)$$

Представим выражение (4) в другом виде:

$$\varepsilon_2 = \frac{d\omega_2}{dt} = \varepsilon_1 \cdot K(\alpha, \lambda) + \omega_1 \cdot \left(\frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda} \cdot \omega_1 + \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \alpha} \cdot \omega_\alpha \right), \quad (5)$$

где $\omega_1 = \frac{d\lambda}{dt}$; ε_1 – угловое ускорение входного вала; $\omega_\alpha = \frac{d\alpha}{dt}$ – угловая скорость ведомого вала при перемещении оси II в положение III (см. рис. 2).

Для анализа выражения (5) рассмотрим четыре случая.

Первый случай. Угловое ускорение входного вала $\varepsilon_1 = \frac{d\omega_1}{dt} = 0$ (входной вал вращается равномерно), угловая скорость ведомого вала при перемещении оси II в положение III $\omega_\alpha = \frac{d\alpha}{dt} = 0$ (угол излома $\alpha = const$, ось II – неподвижна).

Выражение (5) упростится:

$$\varepsilon_2^{(1)} = \omega_1 \cdot \left(\frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda} \cdot \frac{d\lambda}{dt} \right) = \omega_1^2 \cdot \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda} \quad (6)$$

В выражении (6) введем замены: $k\lambda(\alpha, \lambda) = \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda}$, $\omega_1 = \omega_1$ и $\varepsilon_{21}(\alpha, \lambda, \omega_1) = \varepsilon_2^{(1)}$.

Тогда $\varepsilon_{21}(\alpha, \lambda, \omega_1)$ примет вид:

$$\varepsilon_{21}(\alpha, \lambda, \omega_1) = k\lambda(\alpha, \lambda)\omega_1^2$$

Найдем частную производную $k\lambda(\alpha, \lambda)$:

$$k\lambda(\alpha, \lambda) = \frac{(-1 + \cos(\alpha))^2 (2 \cos(\alpha) \cos(\lambda) \sin(\lambda))}{1 - 2 \cos(\lambda)^2 + 2 \cos(\lambda)^2 \cos(\alpha)^2 + \cos(\lambda)^4 - 2 \cos(\lambda)^4 \cos(\alpha)^2 + \cos(\lambda)^4 \cos(\alpha)^4}$$

Построим графики зависимости углового ускорения $\varepsilon_{21}(\alpha, \lambda, \omega_1)$ функции угла поворота ведущего вала λ при различных значениях угла излома α ($\omega_1 = 30\pi \text{ рад/с}$)

Второй случай. Угловое ускорение входного вала $\varepsilon_1 = \frac{d\omega_1}{dt} = 0$, угловая скорость ведомого вала при перемещении оси II в положение III $\omega_\alpha = \frac{d\alpha}{dt} \neq 0$ (при переменном угле α ось II – подвижна).

$$\varepsilon_2^{(2)} = \omega_1 \cdot \left(\frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda} \cdot \frac{d\lambda}{dt} + \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \alpha} \cdot \frac{d\alpha}{dt} \right) = \omega_1^2 \cdot \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda} + \omega_1 \cdot \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \alpha} \cdot \omega_\alpha. \quad (7)$$

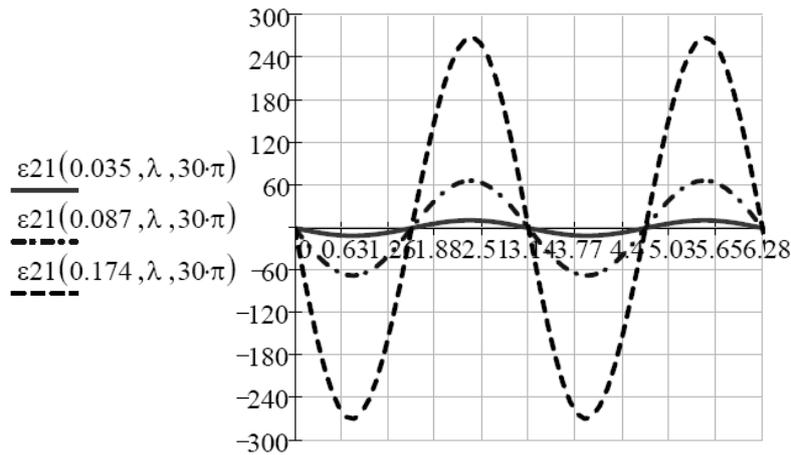


Рис. 3. График зависимости углового ускорения ε_{21} в функции угла поворота ведущего вала λ при различных значениях угла излома: $\alpha=0,035; 0,087; 0,174$ рад ($2^\circ; 5^\circ; 10^\circ$)

Выражение (5) примет вид:

В выражении (7) введем замены:

$$k\alpha(\alpha, \lambda) = \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \alpha}, \varepsilon_{22\alpha} = k\alpha(\alpha, \lambda) \cdot \omega_1 \cdot \omega_\alpha, \varepsilon_{22\lambda} = k\lambda(\alpha, \lambda) \cdot (\omega_1)^2, \varepsilon_{22}(\alpha, \lambda) = \varepsilon_2^{(2)}$$

Тогда $\varepsilon_{22}(\alpha, \lambda)$ равно:

$$\varepsilon_{22}(\alpha, \lambda) := \varepsilon_{22\alpha}(\alpha, \lambda) + \varepsilon_{22\lambda}(\alpha, \lambda)$$

Найдем частную производную $\varepsilon_{21}(\alpha, \lambda, \omega_1) = k\lambda(\alpha, \lambda)\omega_1^2$

$$k\lambda(\alpha, \lambda) = \frac{(-1 + \cos(\lambda))^2 + \cos(\lambda)^2 \cos(\alpha)^2 \sin(\alpha)}{1 - 2\cos(\lambda)^2 + 2\cos(\lambda)^2 \cos(\alpha)^2 + \cos(\lambda)^4 - 2\cos(\lambda)^4 \cos(\alpha)^2 + \cos(\lambda)^4 \cos(\alpha)^4}$$

Построим графики функций $\varepsilon_{22\alpha}(\alpha, \lambda)$ и $\varepsilon_{22}(\alpha, \lambda)$ при $\omega_1 \cdot \omega_\alpha \cong \pi^2$

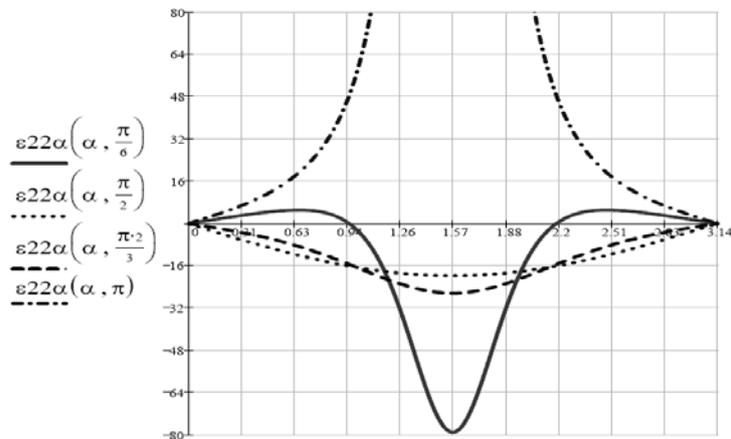


Рис. 4. График зависимости углового ускорения $\varepsilon_{22\alpha}$ в функции угла излома α при различных значениях угла λ : $\lambda = \frac{\pi}{6}; \frac{\pi}{2}; \frac{2\pi}{3}; \pi$ рад

Третий случай. Угловое ускорение входного вала $\varepsilon_1 = \frac{d\omega_1}{dt} \neq 0$, угловая скорость ведомого вала при перемещении оси II в положение III $\omega_\alpha = \frac{d\alpha}{dt} = 0$ (угол излома $\alpha = const$, ось II – неподвижна).

Выражение (5) примет вид:

$$\varepsilon_2^{(3)} = \frac{d\omega_1}{dt} \cdot K(\alpha, \lambda) + \omega_1^2 \cdot \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda} \quad (8)$$

Тогда

$$\varepsilon_{23}(\alpha, \lambda) := \varepsilon_1 \cdot k(\alpha, \lambda) + \omega_1^2 \cdot k\lambda(\alpha, \lambda)$$

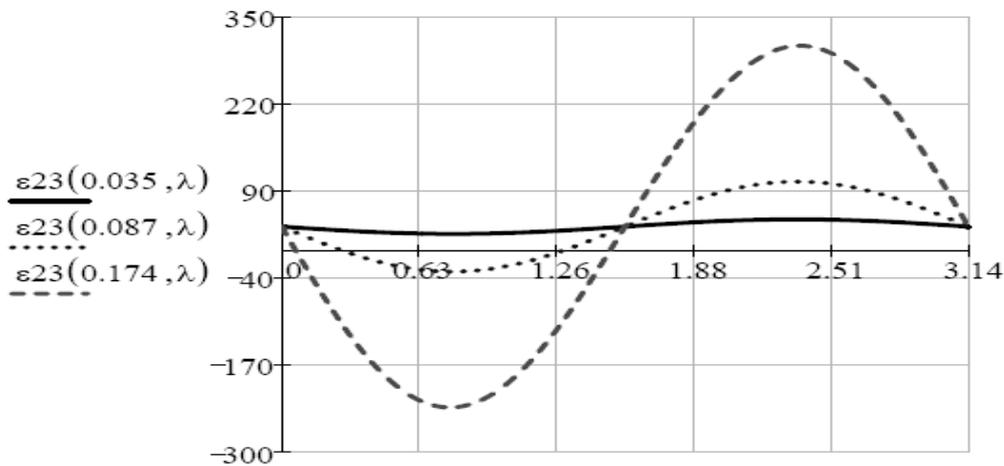


Рис. 5. График зависимости углового ускорения ε_{23} в функции угла поворота ведущего вала при различных значениях угла излома: 0,035; 0,087; 0,174 рад (2° ; 5° ; 10°)

Четвертый случай. Угловое ускорение входного вала $\varepsilon_1 = \frac{d\omega_1}{dt} \neq 0$, угловая скорость ведомого вала при перемещении оси II в положение III $\omega_\alpha = \frac{d\alpha}{dt} \neq 0$ (при переменном угле α ось II – подвижна). Выражение (5) примет вид:

$$\varepsilon_2^{(4)} = \frac{d\omega_1}{dt} \cdot K(\alpha, \lambda) + \omega_1^2 \cdot \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \lambda} + \frac{\partial K(\alpha, \lambda)}{\partial \alpha} \cdot \frac{d\alpha}{dt} \cdot \omega_1 \quad (9)$$

Тогда:

$$\varepsilon_{24}(\alpha, \lambda) := \varepsilon_1 \cdot k(\alpha, \lambda) + \omega_1^2 \cdot k\lambda(\alpha, \lambda) + \omega_\alpha \cdot \omega_1 \cdot k\alpha(\alpha, \lambda)$$

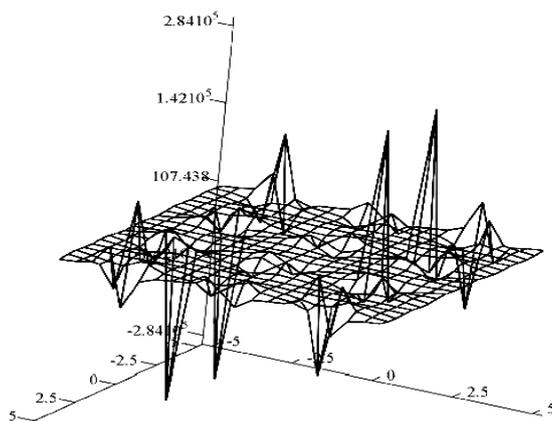


Рис. 6. График зависимости углового ускорения ε_{24} в функции двух углов: α и λ

Знание углового ускорения ε_2 позволит впервые учесть влияние дополнительного момента $M_1 = M_1(\alpha)$ в функции угла излома α , действующего на колеса машины и равно-го произведению осевого момента инерции колес с карданом относительно оси вращения колес I_X на угловое ускорение ε_2 - $M_1(\alpha) = I_X \varepsilon_2$

В результате суммарный момент M_1 на колесе примет вид (10):

$$M_1 = M_{кр} + M_1(\alpha), \quad (10)$$

где $M_{кр}$ – крутящий момент на входном валу вилки кардана (см. рис. 2).

Дополнительный момент M_1 придает вращающемуся колесу ещё и осциллирующее движение относительно его оси вращения, что негативно отразится на работе многих деталей колесного транспортного средства.

Оценим влияние дополнительного момента $M_1(\alpha)$ на суммарный момент M_1 по величине относительного изменения η в четырех случаях (формулы (6)–(9)) автомобиля БелАЗ-75800, принимая угол излома $\alpha = \frac{\pi}{90}$ рад, что соответствует 2° :

$$\eta = \frac{M_1(\alpha)}{M_{кр}} \cdot 100\% \quad (11)$$

БелАЗ-75800: число оборотов ведущего вала для 2-ой передачи – $N = 500$ об/мин; крутящий момент на ведущем валу – $M_{кр} = 6600$ Н.м²; момент инерции заднего моста – $I_X = 100$ кг.м²; время поворота тележки сочлененной конструкции на угол $\alpha = 45^\circ$ при скорости движения автомобиля $v = 10$ км/ч равно $t = 10$ с. Тогда $\omega_1 = 52$ рад/с, $\omega_\alpha = \pi/40$ рад/с, $\varepsilon_1 = 1,1$ рад/с². Результаты расчетов η для четырех значений углового ускорения $\varepsilon_2^{(i)}$ ($i=1, \dots, 4$) сведены в таблицу.

№ i	ε_2 рад/с ²	ε_2 град	$M_{кр}$ Н.м ²	I_X кг.м ²	ω_1 рад/с	$M_1(\alpha)$ Н.м ²	η %
1	3,26	2	6600	100	52	326	4,93
2	3,27	2	6600	100	52	327	4,95
3	4,36	2	6600	100	52	436	6,60
4	4,37	2	6600	100	52	437	6,62

Для скоростных карданных передач величины $M_1(\alpha)$ и n будут намного больше тех результатов, которые приведены в таблице.

Рассмотрим карданную передачу с двумя шарнирами на рис. 7–9.

В [3] приведено соотношение (12) для определения угла поворота ведомого вала в двухшарнирной карданной передаче:

$$\beta' = \arctag \left(\frac{\cos \gamma_2 \cdot \operatorname{tg} \alpha (1 + \operatorname{tg}^2 \psi)}{\cos \gamma_1 - \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \psi + \cos^2 \gamma_2 \cdot \operatorname{tg} \psi (\operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \psi \cdot \cos \gamma_1)} \right), \quad (12)$$

где α – угол поворота вала I; β – угол поворота вала III; γ_1 – угол излома вала I; γ_2 – угол излома вала III; ψ – угол между вилками 2 и 1, расположенными на валу II (см. рис. 9).

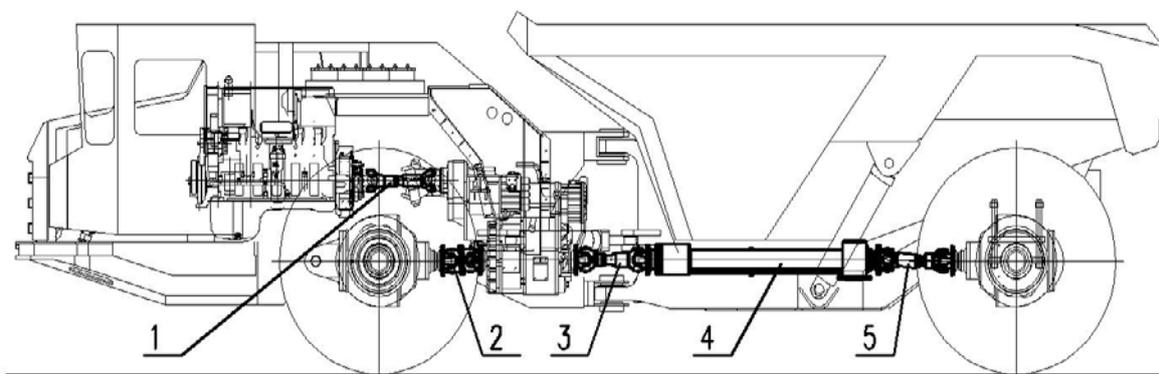


Рис. 7. Подземный самосвал БелАЗ-75800:

- 1 – карданный вал коробки передач, $J=11,75 \text{ кг}\cdot\text{мм}^2$;
- 2 – карданный вал переднего моста, $J=27,34 \text{ кг}\cdot\text{мм}^2$;
- 3 – карданный вал без промежуточной опоры (промопоры), $J=23,36 \text{ кг}\cdot\text{мм}^2$;
- 4 – промопора; 5 – карданный вал заднего моста, $J=23,36 \text{ кг}\cdot\text{мм}^2$

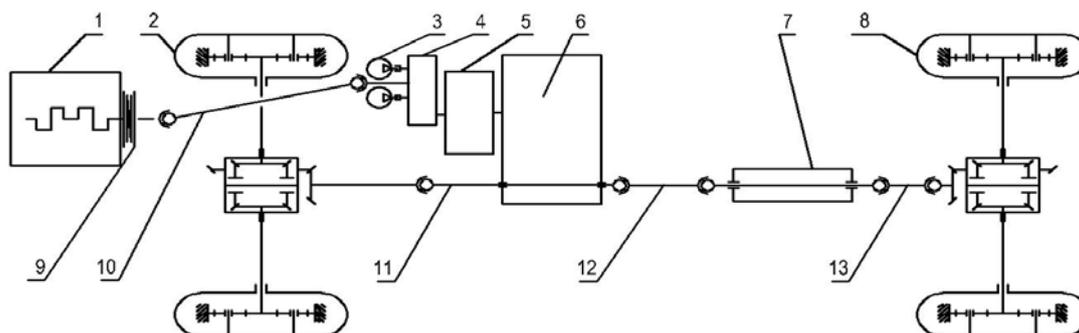


Рис. 8. Кинематическая схема трансмиссии подземного самосвала БелАЗ-75800:

- 1 – ДВС; 2 – мост передний; 3 – насосы рулевого управления; 4 – передача согласующая;
- 5 – гидротрансформатор; 6 – коробка передач; 7 – промопора; 8 – мост задний;
- 9 – муфта демпферная; 10 – карданный вал коробки передач, $J=11,75 \text{ кг}\cdot\text{мм}^2$;
- 11 – карданный вал переднего моста, $J=27,34 \text{ кг}\cdot\text{мм}^2$; 12 – карданный вал, $J=23,36 \text{ кг}\cdot\text{мм}^2$;
- 13 – карданный вал заднего моста, $J=23,36 \text{ кг}\cdot\text{мм}^2$

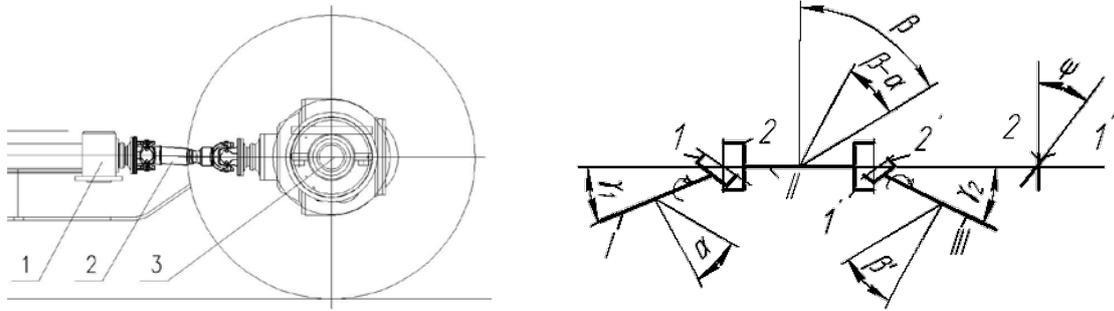


Рис. 9. Схема двухшарнирной карданной передачи с обозначением углов:
1 – опора; 2 – карданный вал; 3 – задний мост с колесами; углы – α , β , β' , γ_1 , γ_2 , ψ

Угол β' является функцией двух переменных α , γ_2 . Поэтому, полная производная по времени от (12) представляет собой сумму двух слагаемых

$$\frac{d\beta'}{dt} = \frac{\partial\beta'}{\partial\alpha} \cdot \frac{d\alpha}{dt} + \frac{\partial\beta'}{\partial\gamma_2} \cdot \frac{d\gamma_2}{dt}. \quad (13)$$

Найдем частные производные $\frac{\partial\beta'}{\partial\alpha}$, $\frac{\partial\beta'}{\partial\gamma_2}$ в (13):

$$\begin{aligned} \frac{\partial\beta'}{\partial\alpha} = & \frac{\cos\gamma_2 \cdot (1 + \operatorname{tg}^2\alpha) \cdot \frac{1 + \operatorname{tg}^2\psi}{\cos\gamma_1 - \operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1)}}{1 + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}^2\alpha \cdot \frac{(1 + \operatorname{tg}^2\psi)^2}{\left[\cos\gamma_1 - \operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1)\right]^2}} + \\ & + \frac{-\cos\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\alpha \cdot \frac{1 + \operatorname{tg}^2\psi}{\left[\cos\gamma_1 - \operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1)\right]^2} \cdot \left[-(1 + \operatorname{tg}^2\alpha) \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (1 + \operatorname{tg}^2\alpha)\right]}{1 + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}^2\alpha \cdot \frac{(1 + \operatorname{tg}^2\psi)^2}{\left[\cos\gamma_1 - \operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1)\right]^2}}; \\ \frac{\partial\beta'}{\partial\gamma_2} = & \frac{-\sin\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\alpha \cdot \frac{1 + \operatorname{tg}^2\psi}{\cos\gamma_1 - \operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1)}}{1 + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}^2\alpha \cdot \frac{(1 + \operatorname{tg}^2\psi)^2}{\left[\cos\gamma_1 - \operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1)\right]^2}} + \\ & + \frac{2 \cdot \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\alpha \cdot \frac{1 + \operatorname{tg}^2\psi}{\left[\cos\gamma_1 - \operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1)\right]^2} \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1) \cdot \sin\gamma_2}{1 + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}^2\alpha \cdot \frac{(1 + \operatorname{tg}^2\psi)^2}{\left[\cos\gamma_1 - \operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\psi + \cos^2\gamma_2 \cdot \operatorname{tg}\psi \cdot (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\psi \cdot \cos\gamma_1)\right]^2}}; \end{aligned}$$

Введем замены:

$L1(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi) = \frac{\partial \beta'}{\partial \alpha}$, $L2(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi) = \frac{\partial \beta'}{\partial \gamma_2}$, $\omega_3 = \frac{d\beta'}{dt}$ – угловая скорость вращения вала III; $\omega_1 = \frac{d\alpha}{dt}$ – угловая скорость вала I; $\omega_{\gamma_2} = \frac{d\gamma_2}{dt}$ – угловая скорость оси III при переменном угле γ_2 .

Выражение (13) перепишем в виде:

$$\omega_3 = \omega_1 L1(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi) + \omega_{\gamma_2} L2(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi) \quad (14)$$

Определим угловое ускорение ведомого вала ε_3 , взяв полную производную по времени от левой и правой частей выражения (14):

$$\varepsilon_3 = \frac{d\omega_3}{dt} = \varepsilon_1 L1(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi) + \omega_1 \left(\frac{\partial L1(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi)}{\partial \alpha} \omega_1 + \frac{\partial L1(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi)}{\partial \gamma_2} \omega_{\gamma_2} \right) + \varepsilon_{\gamma_2} L2(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi) + \omega_{\gamma_2} \left(\frac{\partial L2(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi)}{\partial \alpha} \omega_1 + \frac{\partial L2(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi)}{\partial \gamma_2} \omega_{\gamma_2} \right), \quad (15)$$

где ε_1 – угловое ускорение вала I; ε_{γ_2} – угловое ускорение оси III.

Для анализа выражения (9) необходимо рассмотреть четыре случая.

1. Первый – $\varepsilon_1 = 0$, $\omega_{\gamma_2} = 0$.

2. Второй – $\varepsilon_1 = 0$, $\omega_{\gamma_2} \neq 0$.

2.1 Случай равномерного вращения – $\varepsilon_{\gamma_2} = 0$;

2.2 Случай неравномерного вращения – $\varepsilon_{\gamma_2} \neq 0$.

3. Третий – $\varepsilon_1 \neq 0$, $\omega_{\gamma_2} = 0$.

4. Четвертый – $\varepsilon_1 \neq 0$, $\omega_{\gamma_2} \neq 0$.

4.1 $\varepsilon_{\gamma_2} = 0$; 4.2 $\varepsilon_{\gamma_2} \neq 0$.

В качестве примера рассмотрим четвертый случай.

Четвертый случай. Угловое ускорение входного вала $\varepsilon_1 = \frac{d\omega_1}{dt} \neq 0$ (входной вал вращается неравномерно), угловая скорость оси III $\omega_{\gamma_2} = \frac{d\gamma_2}{dt} \neq 0$ (при переменном угле γ_2 ось III подвижна).

В этом случае выражение (15) примет вид (16):

$$\varepsilon_3 = \frac{d\omega_3}{dt} = \varepsilon_1 L1(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi) + \omega_1 \left(\frac{\partial L1(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi)}{\partial \alpha} \omega_1 + \frac{\partial L1(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi)}{\partial \gamma_2} \omega_{\gamma_2} \right) + \varepsilon_{\gamma_2} L2(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi) + \omega_{\gamma_2} \left(\frac{\partial L2(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi)}{\partial \alpha} \omega_1 + \frac{\partial L2(\alpha, \gamma_1, \gamma_2, \psi)}{\partial \gamma_2} \omega_{\gamma_2} \right), \quad (16)$$

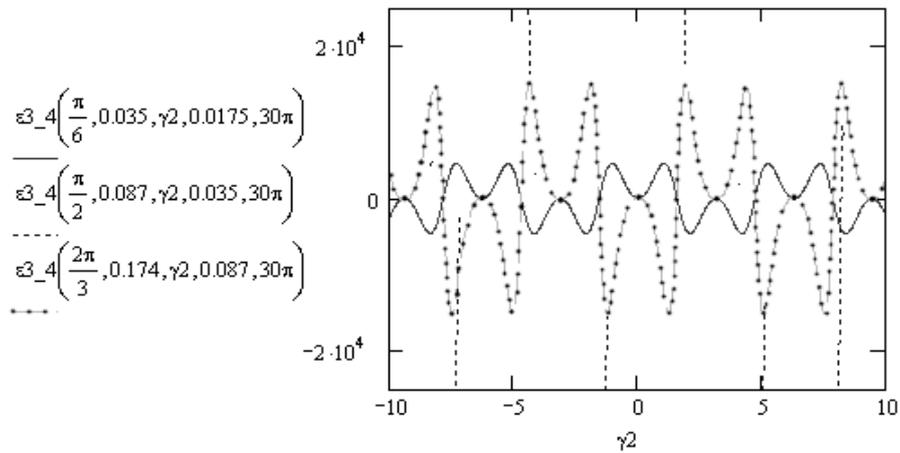


Рис. 10. График зависимости углового ускорения ε_{3_4} в функции угла излома γ_2 при различных значениях угла $\alpha = \pi/6; \pi/2; 2\pi/3$; угла $\gamma_1: \gamma_1=0,035; 0,087; 0,0174$ рад ($2^\circ; 5^\circ; 10^\circ$) и угла $\psi: \psi=0,0175; 0,035; 0,087$ рад ($1^\circ; 2^\circ; 5^\circ$)

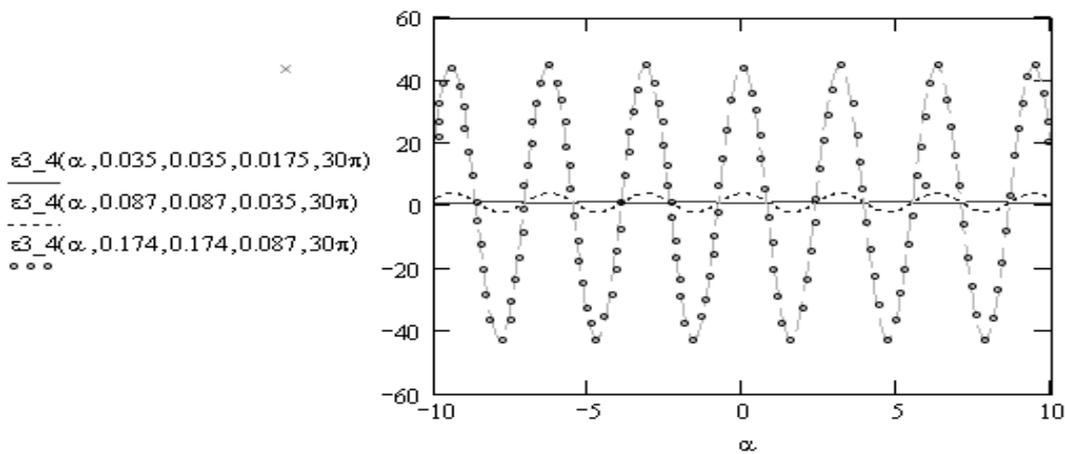


Рис. 11. График зависимости углового ускорения ε_{3_4} в функции угла α при различных значениях угла $\gamma_1: \gamma_1=0,035; 0,087; 0,0174$ рад ($2^\circ; 5^\circ; 10^\circ$); угла $\gamma_2: \gamma_2=0,035; 0,087; 0,0174$ рад ($2^\circ; 5^\circ; 10^\circ$) и угла $\psi: \psi=0,0175; 0,035; 0,087$ рад ($1^\circ; 2^\circ; 5^\circ$)

Величина углового ускорения выходного вала III карданной передачи сильно зависит от двух углов: от угла излома вала III – γ_2 ; от угла между вилками 2 и 1', расположенными на валу II – ψ (см. рис. 2).

Угловое ускорение вала III в функции двух углов создает дополнительный вращающий момент $M_2=M_2(\gamma_2, \psi)$ на ведущих колесах автомобиля, который вращающимся колесам придает ещё и осциллирующее движение относительно их осей вращения $M_2(\gamma_2, \psi) = I_x \cdot \varepsilon_3$.

В результате суммарный момент M_2 на колесе примет вид (17):

$$M_2 = M_{\text{КР}} = M_2(\gamma_2, \psi), \quad (17)$$

где $M_{\text{КР}}$ – крутящий момент на входном валу вилки кардана (см. рис. 2).

Знание величины углового ускорения вала III в функции двух углов позволяет проводить расчеты, связанные с динамикой деталей трансмиссии и колес автомобиля.

Заключение

В работе получены следующие результаты:

Формализованы зависимости углового ускорения выходных валов карданных передач: ε_2 вала II (рис. 2) в функции угла излома – α ; ε_3 вала III (рис. 9.) в функции двух углов – γ_2, ψ (в литературе таких зависимостей нет).

Определены дополнительные вращающие моменты: $M_1(\alpha)$ в функции углового ускорения ε_2 и угла излома α (для одношарнирной карданной передачи); $M_2(\gamma_2, \psi)$ в функции углового ускорения ε_3 и двух углов – γ_2, ψ (для двухшарнирной карданной передачи).

Выводы

Дополнительные вращающие моменты: вращающимся колесам с шинами сообщают колебательные движения относительно их осей вращения; у различных конструкций машин при определенных режимах работы и на разных передачах могут достигать значительных величин; генерируют вибрации деталей трансмиссии, колес и машины в целом, что уменьшает срок службы транспортного средства.

При проектировании колесного транспортного средства необходимо:

во-первых, рассчитать величины углового ускорения ε_2 в функции угла излома α одношарнирной карданной передачи, ε_3 в функции двух углов – γ_2, ψ двухшарнирной карданной передачи и дополнительных вращающих моментов $M_1(\alpha)$ и $M_2(\gamma_2, \psi)$ на разных передачах;

во-вторых, выполнить расчеты, связанные с выбором схемы и с нагрузочными режимами карданных передач, с динамикой деталей трансмиссии, колес и автомобиля в целом.

Ввести результаты данных исследований в курсы лекций и практических занятий для студентов и курсантов технических вузов по дисциплинам «Конструирование и расчет деталей транспортных средств» и «Теория мобильных машин».

ЛИТЕРАТУРА

1. Лойцянский, Л. Г. Курс теоретической механики: В 2-х томах. Т. I. Статика и кинематика / Л. Г. Лойцянский, А. И. Лурье — М.: Наука, Главная редакция физико-математической литературы, 1982. – 352 с.
2. Лойцянский, Л. Г. Курс теоретической механики: В 2-х томах. Т. II. Динамика / Л. Г. Лойцянский, А. И. Лурье — М.: Наука, Главная редакция физико-математической литературы, 1983. – 640 с.
3. Малаховский, Я. Э. Карданные передачи / Я. Э. Малаховский, А. А. Лапин, Н. К. Веденеев — М.: 1962. – 155с.
4. Артоболевский, И. И. Теория механизмов и машин / И. И. Артоболевский — М.: «Наука» 1988. – 639 с.
5. Островерхов, Н. Л. Динамическая нагруженность трансмиссий колесных машин / Н. Л. Островерхов, И. К. Русецкий, Л. И. Бойко — Мн.: Наука и техника. – 1977. – 191 с.
6. Проектирование универсальных шарниров и ведущих мостов. Пер. с англ. Ю. В. Попова. – Л.: Машиностроение. – 1984. – 463 с.
7. Бойко, Л. И. Механика приводов колеблющихся рабочих органов машин / Л. И. Бойко — Мн.: ООО «Мэджик Бук». – 2003. – 239 с.

Кравчук А.С.¹, Сокоров И.О.¹, Смалюк А.Ф.², Кравчук А.И.²

ВЛИЯНИЕ БАЛЛИСТИЧЕСКОГО КОЛЬЦА НА ДОЗВУКОВУЮ АЭРОДИНАМИКУ АВИАЦИОННОЙ БОМБЫ

1. Белорусский национальный технический университет

2. Белорусский государственный университет

Установлено, что баллистическое кольцо служит аэродинамическим тормозом, сокращающим баллистическую траекторию падения авиационной бомбы и, как следствие, уменьшающую рассеивание боеприпасов. С другой стороны, использование этого конструктивного элемента может приводить к возникновению разрежения воздуха в средней и хвостовой частях бомбы. Вследствие данного явления значительно снижается эффективность стабилизатора, расположенного в хвостовой части бомбы. Все перечисленное в совокупности приводит не только к уменьшению устойчивости боеприпаса на баллистической траектории, но и к возможному вращению боеприпаса в вертикальной плоскости при падении.

Введение

Авиационная бомба или авиабомба, один из основных видов авиационных средств поражения [1]. Конструкция авиационной бомбы обычно включает в себя: головную, среднюю и хвостовую части. Головная часть авиационной бомбы выполняется в виде оживала, усеченных корпусов или полусферы. Форма и размеры головной части оказывают существенное влияние на аэродинамику авиабомбы, особенно на величину силы лобового сопротивления, а также на характеристики проникающего и пробивного действия. Средняя часть корпуса бомбы обычно имеет цилиндрическую или коническую форму. Хвостовая часть корпуса имеет, как правило, коническую форму и предназначена для улучшения условий обтекания авиабомбы воздушным потоком и крепления стабилизатора [2].

Одной из основных задач, решаемых при рассмотрении баллистики авиационных бомб, является обеспечение устойчивости ее полета и уменьшение рассеивания при бомбометании. Для решения этих задач обычно применяются два устройства: баллистическое кольцо, и стабилизатор.

Если роль стабилизатора очевидна – с его помощью конструкторы пытаются обеспечить устойчивый полёт авиационной бомбы в воздухе после её отделения от летательного аппарата, то роль баллистического кольца до настоящего времени не была детально исследована. Считается [2], что оно необходимо для дополнительного повышения устойчивости авиационной бомбы на траектории при околозвуковых скоростях полёта. Оно располагается в головной части бомбы.

Отметим, что до настоящего времени не было проведено ни одного теоретического исследования аэродинамики данного вида боеприпаса, а обоснование места установки баллистического кольца и его размеров осуществляются исходя из экспериментально-умозрительных заключений.

Постановка задачи

Рассматривается несколько упрощенная конструкция аналогичная авиационным бомбам ФАБ-3000 М-54, ФАБ-5000 М-54, ФАБ-9000 М-54 [3] (рис. 1, 2). В данном исследовании влиянием стабилизатора будем пренебрегать. Предполагается также, что крепления бомбы также не оказывают существенного влияния на ее аэродинамику. В

этом случае задача для авиационной бомбы, двигающейся с постоянной скоростью в воздушном пространстве без теплопередачи становится осесимметричной.

Предполагая неподвижность бомбы, задача сводится к исследованию течения описанного вокруг оси симметрии боеприпаса цилиндрического объема воздуха, диаметр основания и длина которого существенно больше диаметра и длины бомбы. Передняя кромка баллистического кольца предполагается перпендикулярной набегающему потоку [4].

Учитывая осесимметричность геометрии модели и специфику решения газодинамических задач средствами ANSYS 10 ED/FLOTTRAN [4], в данном случае достаточно рассмотреть плоское радиальное сечение цилиндрического фрагмента воздушной среды, обтекающей плоский недеформируемый профиль радиального сечения авиационной бомбы с баллистическим кольцом.



Рис. 1. ФАБ-3000 М-54 [3]

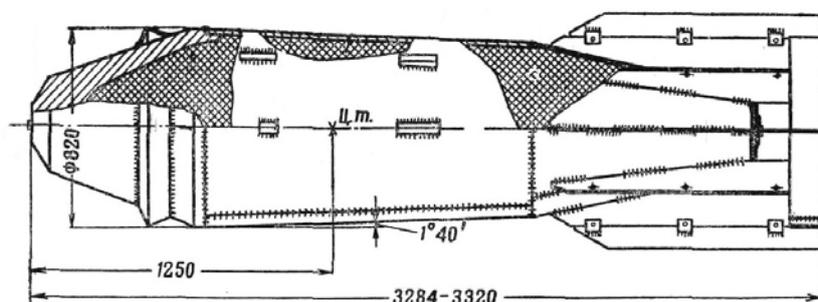


Рис. 2. Общий вид бомбы ФАБ-3000 М-54

Описание параметров модели

В данном исследовании используется следующее наименование параметров модели (рис. 3): L – общая длина боеприпаса без оперения, L_1 – длина первого усеченного конуса головной части (м), L_2 – общая длина головной части (м), L_3 – общая длина головной и средней части, R_1 – наименьший радиус первого усеченного конуса головной части, R_2 – наибольший радиус первого усеченного конуса боеприпаса, R_3 – наибольший радиус средней части боеприпаса, R_4 – наименьший радиус средней части боеприпаса, R_5 – наименьший радиус хвостовой части боеприпаса.

С учетом того, что баллистическое кольцо в данном исследовании считается перпендикулярным набегающему потоку, имеет некоторую толщину, а его задняя часть выполнена в виде конуса, то для определения его положения на головной части используются следующие параметры (рис. 3): L_RING_1 – расстояние до передней кромки баллистического кольца (м), L_RING_2 – общее расстояние от вершины боеприпаса до задней кромки баллистического кольца (м), L_RING_3 – расстояние до окончания конуса кольца (м), R_RING_1 , R_RING_2 , R_RING_3 – радиусы баллистического кольца

(м). Кроме того, при решении задачи используются параметры V_0 – дозвуковая скорость набегающего потока (700 м/с), T_0 – температура окружающей среды (20 °С).

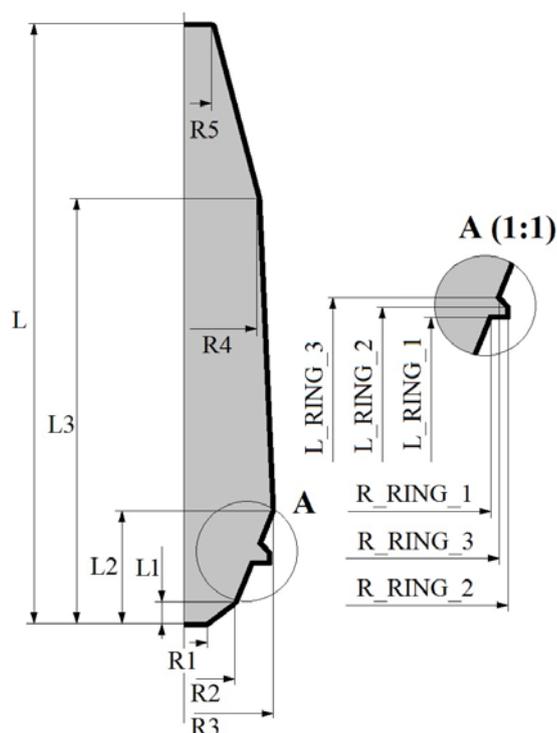


Рис. 3. Геометрические параметры осевого сечения бомбы с баллистическим кольцом (на выноске) без стабилизатора

Построение модели расчетной области

Команды построения геометрии модели поставленной задачи приведены в табл. 1.

Команды в строках №1–2 (табл. 1) определяют имя анализа `bomb` с сохранением имен открытых файлов задачи (файла ошибок, результатов и т.д.), с которыми будет осуществляться обмен с данными, а также обеспечивают вход в препроцессор для подготовки геометрии расчетной области, ее разбиения на конечные элементы и определения краевых условий.

Команды в строках №3–4 (табл. 1) производят выбор двумерного элемента текучей среды FLUID141 с опцией осесимметричности относительно Y-оси.

Команды в строках №5–21 (табл. 1) устанавливают значения используемых параметров.

Команды в строках №22–53 (табл. 1) задают массив координат ключевых точек модели радиального сечения бомбы. Далее команды в строках №54–56 в цикле строят ключевые точки модели на рабочей плоскости, а команды в строках №57–60 строят линии модели на рабочей плоскости.

Команда в строке №61 (табл. 1) создает плоское сечение объема воздуха, обтекающего бомбу.

Команды в строках №62–68 (табл. 1) создают двумя способами создают вспомогательные линии, перпендикулярные оси бомбы.

Команды в строках №69–75 (табл. 1) делят поверхность сечения на области топологически эквивалентные прямоугольнику для построения в дальнейшем упорядоченного разбиения. К сожалению, непосредственное автоматическое построение упорядоченного разбиения данной расчетной области невозможно ввиду несоответствия ее формы четырехугольной.

Команда в строке №76 сжимает нумерацию всех геометрических компонентов модели.

Таблица 1 - Код APDL построения геометрии модели

N	Команды	N	Команды
1	/FILENAME, bomb, 0	39	Y(8) = L2 + 2*L
2	/PREP7	40	X(9) = R4
3	ET, 1, FLUID141	41	Y(9) = L3 + 2*L
4	KEYOPT, 1, 3, 1	42	X(10) = R5
5	L1 = 0.1	43	Y(10) = 3*L
6	L2 = 0.7	44	X(11) = 0
7	L3 = 2.1	45	Y(11) = 3*L
8	L = 3.	46	X(12) = 0
9	L_RING_1 = 0.3	47	Y(12) = 5*L
10	L_RING_2 = 0.35	48	X(13) = 10*R3
11	L_RING_3 = 0.40	49	Y(13) = 5*L
12	R1 = 0.05	50	X(14) = 10*R3
13	R2 = 0.20	51	Y(14) = 0
14	R3 = 0.41	52	X(15) = 0
15	R4 = 0.4	53	Y(15) = 0
16	R5 = 0.2	54	*DO, i, 1, 15
17	R_RING_1 = R3 - 0.1	55	K, i, X(i), Y(i)
18	R_RING_2 = R3	56	*ENDDO
19	R_RING_3 = R3 - 0.05	57	*DO, i, 1, 14
20	V0 = 700	58	LSTR, i, i+1
21	T0 = 20	59	*ENDDO
22	*DIM, X, ARRAY, 15	60	LSTR, 15, 1
23	*DIM, Y, ARRAY, 15	61	AL, ALL
24	X(1) = 0	62	LEXTND, 1, 2, 11*R3, 0
25	Y(1) = 2*L	63	LANG, 13, 3, 90, , 0.1
26	X(2) = R1	64	LEXTND, 4, 5, 11*R3, 0
27	Y(2) = 2*L	65	*DO, i, 6, 9
28	X(3) = R2	66	LANG, 13, i, 90, , 0.1
29	Y(3) = L1 + 2*L	67	*ENDDO
31	X(4) = R_RING_1	68	LEXTND, 10, 10, 11*R3, 0
31	Y(4) = L_RING_1 + 2*L	69	ASBL, 1, 16, , DELETE, DELETE
32	X(5) = R_RING_2	70	ASBL, 3, 18, , DELETE, DELETE
33	Y(5) = L_RING_1 + 2*L	71	ASBL, 4, 19, , DELETE, DELETE
34	X(6) = R_RING_2	72	*DO, i, 1, 4
35	Y(6) = L_RING_2 + 2*L	73	ASBL, 4+i, 19+2*i, , DELETE, DELETE
36	X(7) = R_RING_3	74	*ENDDO
37	Y(7) = L_RING_3 + 2*L	75	ASBL, 9, 28, , DELETE, DELETE
38	X(8) = R3	76	NUMCMP, ALL

Построение упорядоченного разбиения модели. Необходимость построения упорядоченного конечноэлементного разбиения модели диктуется требованием получить качественное решение поставленной задачи, а также ограничениями на количество используемых элементов в ANSYS 10 ED.

Команды в строках №1–6 (табл. 2) назначают размеры элементов на границах модели. Команды в строках №7–13 (табл. 2) производят упорядоченное разбиение модели последовательно по вспомогательным областям и использованием двух видов команд.

Таблица 2 - Команды подготовки и построения упорядоченного разбиения модели

N	Команды	N	Команды
1	*DO, i, 1, 10	8	AMAP, 1, 2, 3, 17, 23
2	LESIZE, i, L/40	9	AMAP, 2, 1, 23, 14, 15
3	*ENDDO	10	MSHMID, 0
4	LESIZE, 11, L/20	11	MSHKEY, 1
5	LESIZE, 14, L/20	12	AMESH, 4, 8, 1
6	LESIZE, 15, L/20	13	AMAP, 9, 11, 12, 13, 18
7	AMAP, 3, 3, 4, 16, 17	14	---

Задание краевых условий. Команды в строках №1–8 (табл. 3) устанавливают краевые условия задачи обтекания профиля радиального сечения авиабомбы: скорость набегающего потока (стр. №1–2, табл. 3), выбор линий профиля боеприпаса и условия прилипания на его границе (стр. №3–6, табл. 3), условия осесимметричности задачи (стр. №7–8, табл. 3).

Условия отсутствия избыточного давления на фронтальной и боковой границах воздушной среды определяется командами в строках №9–17 (табл. 3).

Таблица 3 – Команды задания краевых условий

N	Команды	N	Команды
1	DL, 13, , VX, 0, 1	10	DL, 13, , PRES, 0, 1
2	DL, 13, , VY, V0, 1	11	DL, 16, , PRES, 0, 1
3	LSEL, S, LINE, , 1, 10	12	*DO, i, 19, 25, 2
4	DL, ALL, , VX, 0, 1	13	DL, i, , PRES, 0, 1
5	DL, ALL, , VY, 0, 1	14	*ENDDO
6	ALLSEL, ALL	15	*DO, i, 28, 31
7	DL, 11, , VX, 0, 1	16	DL, i, , PRES, 0, 1
8	DL, 14, , VX, 0, 1	17	*ENDDO
9	DL, 12, , PRES, 0, 1	18	---

Определение параметров среды и решение задачи. Предполагается, что профиль радиального сечения бомбы обтекается воздухом без теплообмена, с известными значениями скорости, давления, плотности и температуры набегающего потока. Таким образом, течение газовой среды является стационарным, адиабатическим и, с учетом геометрии профиля боеприпаса, турбулентным. Команды указания параметров воздушной среды, а также параметров решения поставленной задачи приведены в табл. 4.

Команды в строках №1–8 (табл. 4) указывают стандартные свойства воздуха с варьирующимися значениями плотности, динамической вязкости, теплопроводности и удельной теплоемкости.

Команда в строке №9 (табл. 4) задает температуру торможения газовой среды по формуле Бернулли.

Команды в строках №10–16 (табл. 4) определяют модель течения (турбулентное адиабатическое движение сжимаемой текучей среды – команды в строках №10–13, табл. 4), производят выбор параметров решателя (модель турбулентности, алгоритм решения и количество итераций – команды в строках №13–16, табл. 4)

Количество итераций выбрано небольшим, т.к. это связано с тем, что более плотное разбиение в ED версии ANSYS создать невозможно. Однако относительная погрешность решения поставленной задачи даже при этом числе итераций составляет вполне удовлетворительные 5 %.

Команды в строках №17–19 (табл. 4), задают величины относительных параметров для обеспечения сходимости решения поставленной задачи.

Команды в строках №20–21 (табл. 4) обеспечивают переход из препроцессора в решающую среду, запуск решения и завершение сессии.

Таблица 4 – Команды определения параметров среды и решения задачи

N	Команды	N	Команды
1	FLDATA7, PROT, DENS, AIR-SI	12	FLDATA1, SOLU, TURB, 1
2	FLDATA13, VARY, DENS, T	13	FLDATA1, SOLU, COMP, 1
3	FLDATA7, PROT, VISC, AIR-SI	14	FLDATA24, TURB, MODL, 3
4	FLDATA13, VARY, VISC, T	15	FLDATA37, ALGR, SEGR, SIMPLEN
5	FLDATA7, PROT, COND, AIR-SI	16	FLDATA2, ITER, EXEC, 35
6	FLDATA13, VARY, COND, T	17	FLDATA34, MIR, MOME, 0.99
7	FLDATA7, PROT, SPHT, AIR-SI	18	FLDATA34, MIR, TURB, 0.99
8	FLDATA13, VARY, SPHT, T	19	FLDATA34, MIR, TEMP, 0.99
9	FLDATA14, TEMP, TTOT, 273+T0+V0*V0/2008	20	/SOL
10	FLDATA1, SOLU, TRAN, 0	21	SOLVE
11	FLDATA1, SOLU, TEMP, 0	22	---

Отображение результатов решения

Поскольку задача установившегося движения воздуха решается итерационно, для получения доступа к результатам анализа необходимо прочитать последние по времени данные решения с помощью последовательности двух команд /POST1 и SET, LAST.

Для отображения модели в осесимметричном виде перед отображением результатов необходимо воспользоваться командой /EXPAND, 18, AXIS, HALF, ,10. После этого можно отобразить, например, распределение давлений около авиабомбы с баллистическим кольцом командой PLNSOL, PRES (рис. 4).

Выводы

Баллистическое кольцо служит мощным аэродинамическим тормозом, сокращающим баллистическую траекторию падения авиационной бомбы и, как следствие, уменьшающую рассеивание боеприпасов. С другой стороны, использование этого конструктивного элемента приводит к возникновению разрежения (падению давления) среды в средней и хвостовой частях бомбы. Вследствие данного явления значительно снижается эффективность работы стабилизатора, расположенного в хвостовой части бомбы. Все перечисленное в совокупности приводит не только к уменьшению устойчивости боеприпаса на баллистической траектории, но и вращению боеприпаса в вертикальной плоскости при падении.

Установлено, что при использовании баллистического кольца невозможно гарантировать то, что бомба коснется земли головной частью. Соответственно на многих отечественных боеприпасах данного типа устанавливаются взрыватели не только в головной и хвостовой частях бомбы, но и даже в средней части на боковой поверхности боеприпаса [2]. Кроме того, касание земли средней или хвостовой частями резко снижает разрушительное ударное воздействие на объект, что имеет большое значение для бетонобойных боеприпасов.

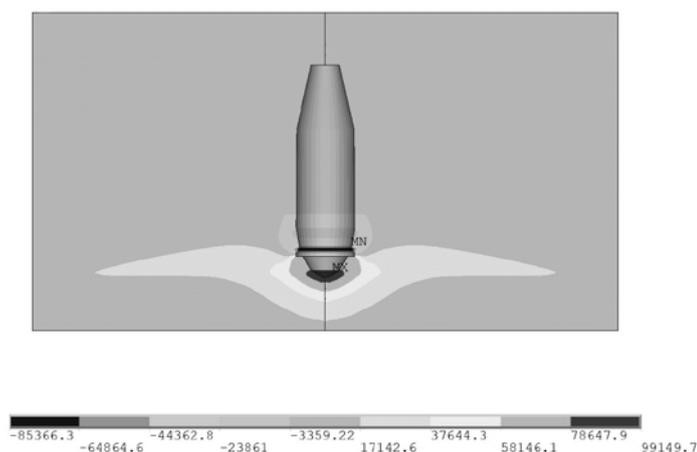


Рис. 4. Распределение давлений около бомбы с баллистическим кольцом в головной части

ЛИТЕРАТУРА

1. Авиационная бомба / Википедия – свободная энциклопедия [Электронный документ] URL: https://ru.wikipedia.org/wiki/Авиационная_бомба (Дата доступа: 01.06.2019).
2. Принцип устройства авиационных бомб / Студопедия [Электронный документ] URL: https://studopedia.su/6_44014_printsip-ustroystva-aviatsionnih-bomb.html (Дата доступа: 01.06.2019).
3. 1954 Авиационная бомба ФАБ-3000 М-54 / Виртуальная прогулка по транспортному музею: Музей Дальней Авиации в г. Рязань [Электронный документ] URL: <https://360carmuseum.com/ru/museum/58/exhibit/3177> (Дата доступа: 01.06.2019).
4. Кравчук, А. С. Параметрическая модель обтекания осколочно-фугасного снаряда потоком воздуха / А. С. Кравчук, А. И. Кравчук, И. А. Тарасюк / Перспективы науки, 2018, № 7 (106). – 44–51 С.

МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЁРДОГО ТЕЛА

УДК 621.01

Абражевич Д.С., Калиновский Д.В., Пискун Г.А.

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ВИТКОВ РЕЗЬБЫ В ANSYS WORKBENCH

*Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники
Минск, Беларусь*

В работе рассмотрена классическая задача о распределении нагрузки по виткам резьбы сформулированная Н. Е. Жуковским. Приведены результаты моделирования детализированного резьбового соединения болта и гайки методом конечных элементов в программном комплексе Ansys Workbench. Получено напряжённно-деформированное состояние всех витков в модели.

Введение

Задача о распределении нагрузки по виткам резьбы впервые была исследована Н. Е. Жуковским в 1902 г. В своей работе [1] он рассматривал простейшую форму резьбового соединения, представляющее собой совокупность кольцеобразных выступов прямоугольного сечения, учитывая, что выступы подвержены только деформации смещения, а тело винта и гайки подвержены растяжению и сжатию (рис. 1).

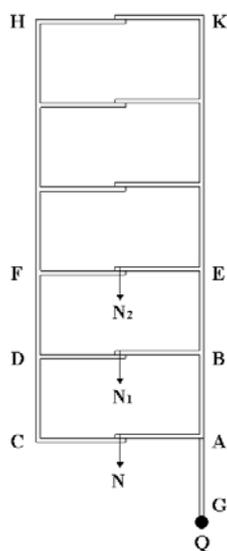


Рис. 1. Расчетная модель соединения Жуковского

Чтобы определить, какую нагрузку испытывает каждый виток резьбы при использовании гаек различных форм, Н. Е. Жуковский принял угол наклона винтовой линии с осью винта близким к 90° . Это позволило привести рассматриваемую задачу к следующему схематичному представлению: вертикальный стержень AK с горизонтальными выступами A, B, E, \dots , опирающиеся на аналогичные горизонтальные выступы C, D, F, \dots , вертикального стержня CH , закрепленного неподвижно в точке C . На стержень AK действует некоторая сила Q .

Исследуя данную задачу, Н. Е. Жуковский составил условие совместимости деформаций болта и гайки [2]:

$$N = N_1 + \dots + N_i + \dots + N_n;$$

$$\delta_1 - \delta_2 = \Delta_{11} - \Delta_{21};$$

$$\delta_i - \delta_{i+1} = \Delta_{1i} - \Delta_{2i};$$

$$\delta_{n-1} - \delta_n = \Delta_{1(n-1)} - \Delta_{2(n-1)},$$

где F_i – нагрузка на i -й виток, δ_i – сближение в i -м витке, n – число витков гайки, Δ_{1i} – удлинение тела винта между i -м и $(i+1)$ -м витками:

$$\Delta_{1i} = P \sum_{i+1}^n \frac{N_i}{E_1 A_1};$$

Δ_{2i} – укорочение тела гайки между i -м и $(i+1)$ -м витками:

$$\Delta_{2i} = P \sum_{i+1}^n \frac{N_i}{E_2 A_2};$$

где P – шаг резьбы, E_1 и E_2 – модули упругости материалов винта и гайки, A_1 и A_2 – площади поперечного сечения винта и гайки.

Решая данную систему уравнений, Н. Е. Жуковский получил убывающую геометрическую прогрессию, представляющую собой распределение нагрузки по виткам [3]. Согласно теоретическим расчетам и экспериментальным данным, первый виток несет примерно третью часть всей нагрузки. На следующих витках, вследствие уменьшения передачи нагрузки от болта на гайку, деформация и напряжения растяжения стержня, а также и деформация сжатия в гайке, нагрузка снижается.

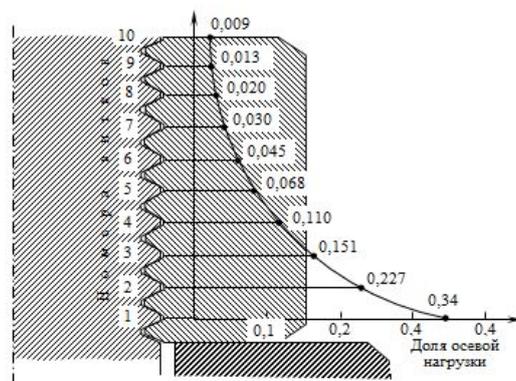


Рис. 2. Распределение напряжений между витками

Рассмотрим взаимодействие детализированного витка болта и гайки, представленное на рис. 3 [3]. Допустим, что некоторые точки C_1 и C_2 принадлежащие болту и гайке входят в контакт при нагружении.

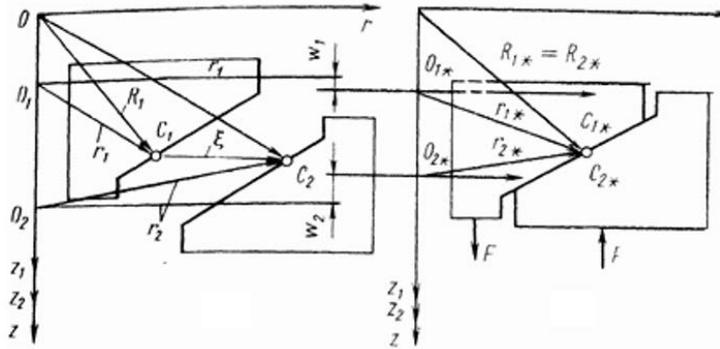


Рис. 3. Схема контакта детализированного резьбового соединения

Их начальное положение на витках характеризуется векторами $R_1 = OC_1$ и $R_2 = OC_2$, а зазор между сопряженными точками C_1 и C_2 характеризует вектор:

$$\xi = C_1 \times C_2 = R_1 - R_2$$

Предположим, что в результате деформаций болта и гайки под действием внешней силы F точки C_1 и C_2 получив смещения δ_{1*} и δ_{2*} в тело витка соответствующей детали, войдут в контакт в точке C_* . Обозначая через R_{1*} и R_{2*} векторы точек C_1 и C_2 в деформированном положении, можно вывести:

$$R_{1*} = R_1 + \delta_{1*}; R_{2*} = R_2 + \delta_{2*}$$

Учитывая, что сопряженные точки войдут в контакт при условии $R_{1*} = R_{2*}$, получим:

$$\xi = \delta_{2*} - \delta_{1*}$$

Данное выражение представляет собой уравнение совместности перемещений взаимодействующих витков резьбы в глобальной системе координат. Если витки резьбы изготовлены идеально точно, то их рабочие поверхности соприкасаются и в ненагруженном состоянии. Вектор-зазор ξ направлен в этом случае вдоль рабочих граней витков, но его абсолютное значение заранее неизвестно и может быть определено в результате решения задачи.

Учитывая, однако, что в описанном расчетном случае проекция вектора-зазора на нормаль к рабочей грани $\xi_n = 0$, уравнение совместности перемещений можно описать как:

$$\delta_{2*}^n - \delta_{1*}^n = 0$$

Отсюда следует, что в идеально точной резьбе сопряженные точки имеют одинаковые нормальные перемещения. Данные уравнения являются общими для точного и приближенного решений любой контактной задачи. При совместном решении этих уравнений необходимо принять зависимость перемещений точек детали от действующих на нее сил. Такие зависимости обычно описываются относительно осей координат, жестко связанных с деталями.

Основная часть

Произведём расчёт резьбового соединения в программном комплексе *Ansys Workbench*. Выбор программного продукта был основан на том, что линейка продуктов *ANSYS Inc.*, в том числе продукт *Mechanical*, позволяет решить практически любую задачу механики деформируемого твердого тела или получить сопряженное решение задачи механики с решением задач других областей физики, например, гидрогазодинамики, теплопереноса или электромагнетизма. Данный продукт предлагает возможность создания единой мультифизической матрицы взаимодействия полей, поддерживая акустический, пьезоэлектрический, термопрочностной и термоэлектрический типы анализа. При наличии продукта *ANSYS CFD* или *ANSYS Emag* также можно провести анализ взаимодействия конструкции с различными текучими средами или электромагнитными полями соответственно. Подобные расчеты помогают инженеру лучше оценить реакцию их моделей на всевозможные комбинации явлений.

Напряженное и деформированное состояние болта и гайки определим методом конечных элементов. Ввиду симметрии резьбового соединения в качестве расчетной модели принята плоская, осесимметричная упругая модель. Модель М8 болта нарисована в модуле *SpaceClaim* в соответствии ГОСТ 24705-2004 «Основные нормы взаимозаменяемости. Резьба метрическая. Основные размеры» [4]. Винтовая нарезка заменена кольцевыми выступами. Материал деталей – сталь 35 по ГОСТ 1050-88 «Сталь качественная и высококачественная. Сортовой и фасонный прокат, калиброванная сталь» [5]. В расчете учтены неравномерность растяжения стержня болта и сжатие тела гайки, а также скручивание тела гайки в радиальной плоскости. Неточности при изготовлении резьбы не учитываются.

Общие настройки генератора сетки выглядят следующим образом:

Метод построения сетки – *Proximity and curvature*. Этот метод задает измельчение сетки в областях искривления ребер модели. *Relevance center* и *Span Angle Center* выбраны *Medium*. Данные пункты соответствуют среднему значению плотности ячеек и размерам элементов на ребрах с учетом кривизны последних. *Curvature normal angle* – 5°, данный пункт выставляет максимально допустимый угол, который допускается охватить одним ребром элемента. Минимальный размер ячейки 0,01 мм, минимальный размер подобия 0,05, максимальный размер ячейки 0,05.

Для лучшей сходимости сетку на рабочих гранях нужно сделать мелкой. Применим команду *Sizing* для рабочих граней болта и гайки. Размер сетки в данных местах установим 0,01 мм.

Чтобы не допустить ошибки в расчете уменьшим сетку на верхней части гайки в точке пересечения граней, так как она может являться концентратором напряжений. В зоне влияния радиусом 0,5 мм зададим размер сетки 0,05 мм.

Построенная геометрическая сетка с заданными параметрами показана на рис. 4.

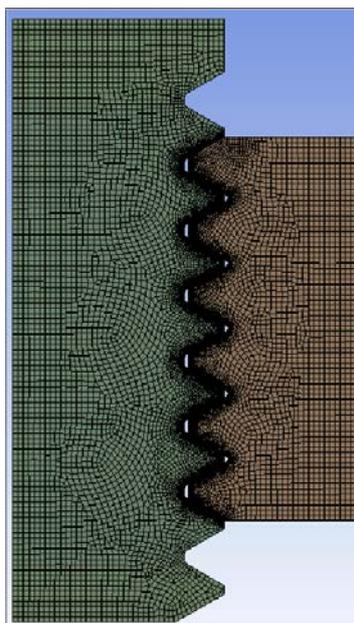


Рис. 4. Сгенерированная сетка

Граничными условиями для данной модели являются:

Задание контактной пары винт-гайка.

При создании контактной пары в *Workbench* необходимые и целевые элементы назначаются автоматически, но из-за того, что в нашей задаче зазор между впадинами витков и непосредственно витками мал, необходимо задать ее вручную. Тип контакта между рабочими гранями – *Friction*. Данный тип учитывает силу трения скольжения, пропорциональную нормальной реакции. Область контакта в таком случае может изменяться и в общем случае содержит как участки сцепления, так и скольжения, наступающего при превышении модуля касательной силы предельного значения силы трения. Зададим коэффициент трения равный 0,15 согласно справочнику конструктора машиностроителя [6].

Параметр *Behavior* определяет поведение контактной пары и в нашем случае примет значение *Symmetric*, так как область контакта у нас является симметричной.

Параметр *Formulation* позволяет выбирать метод расчета контакта. Выберем формулировку *Augmented Lagrange* так как она во многих случаях позволяет получить приемлемый результат. Метод исследования выберем *On gauss Point* так как он позволяет получить лучшую сходимость. Интересующая зона соприкосновения 0,1 мм.

Параметр *Interface Treatment* позволяет выполнить настройку начального взаимодействия контактной пары. В решении будем использовать значение *Adjust to touch*, которое обеспечивает касание целевой и контактной части пары при первоначальном контакте, т.е. любой начальный зазор или проникновение игнорируются.

Усилие действует на верхнюю грань болта и приложена по оси *Y*.

Гайка зафиксирована как «*Fixed Support*» верхней гранью своего тела.

Модель является симметричной относительно оси *Y*.

Граничные условия для данной задачи показаны на рис. 5.

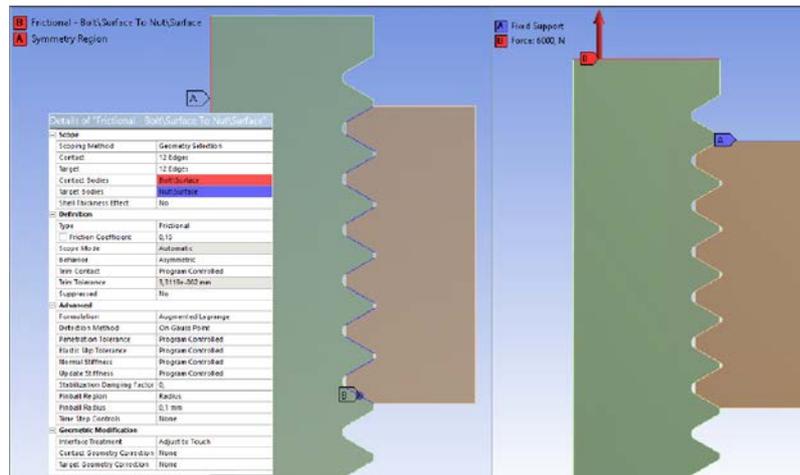


Рис. 5. Граничные условия модели

На рис. 6 приведено распределение напряжений по виткам идеализированной резьбы.

На основании четвертой теории прочности эквивалентные деформации и напряжения рассчитываются по формулам:

$$\delta_{эКВ} = \sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$$

$$\varepsilon_{эКВ} = \frac{1}{1 + \mu} \sqrt{\frac{1}{2}(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2},$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные напряжения; $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ – главные деформации; μ – коэффициент Пуассона.

С помощью команды *probe* были выведены максимумы напряжений на витках. Значения находятся на одной линии по оси Y с точностью $\pm 0,0004$.

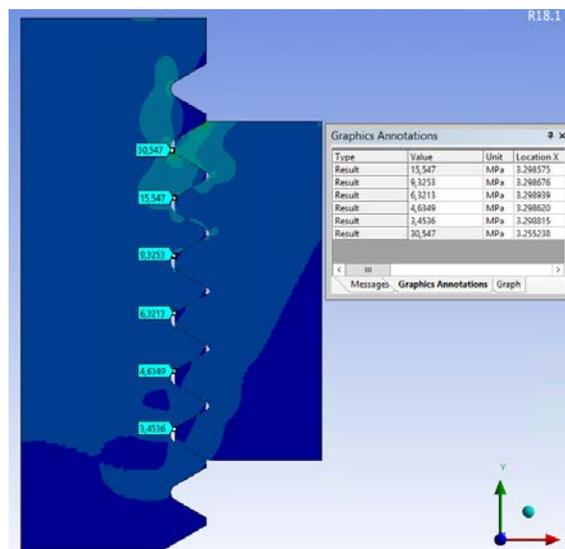


Рис. 6. Напряжённо-деформированное состояние витков в модели

Из результатов видно, что давление вдоль рабочих поверхностей витков распределяется неравномерно. Это происходит в связи с большой податливостью тела гайки в сравнении с податливостью тела болта, максимум давлений смещен от оси болта. Концентрации напряжений наблюдаются во впадинах витков резьбы из-за неравномерного распределения нагрузки между витками и высокой местной напряжённостью. Наибольшее контурное растягивающее напряжение наблюдается во впадине под первым рабочим витком, в точке сечения удаленного от центра впадины в направлении рабочей поверхности этого витка. В связи с взаимным влиянием напряжений от изгиба витка и общего потока растягивающих напряжений максимальное напряжение витка концентрируются не в центре впадины, а в точке, смещенной к рабочей поверхности. Интерпретация полученных значений в процентном соотношении представлена в таблице 1.

Таблица 1 – Полученные значения

Номер витка	Теоретическая нагрузка на виток в % от общего усилия	Полученная нагрузка на виток в % от общего усилия
Первый	34	43,75
Второй	22,7	22,26
Третий	15,1	13,35
Четвертый	11	9,05
Пятый	6,8	6,64
Шестой	4,5	4,95

Заключение

Проанализировав значения, можно сделать вывод, что результаты достаточно хорошо согласуются с результатами Н.Е. Жуковского. Значения нагрузок на витки отличаются на 2–3%. Это зависит от характера распределения давления вдоль рабочих поверхностей витков и внешней нагрузки, а также нелинейных эффектах, проявляющихся в резьбе. Можно отметить также значительное взаимное влияние витков на распределение нагрузки между витками, выявленное при расчете.

Применение простейших моделей формы деталей позволяет получать замкнутые решения, облегчающие общий анализ работы соединений. Однако при этом не удаётся полностью учесть реальной формы резьбы и условия нагружения деталей, сложного напряжённого состояния и характера сопряжения частей детали [7]. Технология расчётов болтовых соединений в программном комплексе *Ansys Workbench* позволяет учитывать разнородности материалов с различными схемами нагружения, что имеет несомненные преимущества перед аналитическими методами, как по информативности, так и точности.

Также стоит заметить, что при высоких частотах возбуждения переменными усилиями изделия и, особенно, в районах собственных частот элементов резьбовых соединений распределение напряжений может быть совершенно не таким, как в статическом расчете.

ЛИТЕРАТУРА

1. Жуковский, Н. Е. Распределение давлений в нарезках винта и гайки. Бюллетень Политехнического общества, 1902, № 1, с. 1–3.
2. Королева, О. Б. Распределение нагрузки по виткам резьбового соединения в зависимости от типа гайки и шага резьбы, МГТУ им. Н. Э. Баумана, Москва, 2017, 8 с.
3. Биргер, И. А. Резьбовые и фланцевые соединения. / И. А. Биргер, Г. Б. Иосилевич — М.: Машиностроение, 1990. — 368 с.

4. ГОСТ 24705-2004 «Основные нормы взаимозаменяемости. Резьба метрическая. Основные размеры», Стандартиформ, Москва, 2005, 19 с.
5. ГОСТ 1050-88 «Сталь качественная и высококачественная. Сортовой и фасонный прокат, калиброванная сталь» Москва, 1996, 25 с
6. Ануриев, В. И. Справочник конструктора машиностроителя в трех томах. том 1, Машиностроение Москва. 2001, 920 с.
7. Детали машин: учебник для вузов / Л. А. Андриенко, Б. А. Байков, И. К. Ганулич и др.; под ред. О. . Ряховского. // Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007, 520 с.
8. Захаров, М. Н. Прочностная надежность оборудования. Москва / М. Н. Захаров — Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2011, 123 с.
9. Иванов, А. С. Уточнение распределения нагрузки в резьбовом соединении по виткам резьбы путем учета их контактной жесткости. / Б. А. Байков, Н. А. Щеголев // Вестник машиностроения, 2004, № 4, с. 20–23.
10. Биргер, И. А. Расчет резьбовых соединений. / И. А. Биргер – Москва, Оборонгиз, 1959, 252с.

УДК .135:532.32

Воронович Г.К.¹, Коробко Е. В.²

**ДИНАМИКА ВИБРОПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С МРС
В КОЛЕБАТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЕ ГРОМКОГОВОРИТЕЛЯ**

1. Белорусский национальный технический университет

2. ИТМО им. А.В. Лыкова НАН РБ

Минск, Беларусь

Виброзащита актуальна для многих процессов, происходящих в механических колебательных системах, подвергаемых внешним вынужденным возмущениям. Для усиления виброзащитного эффекта в вибропреобразователе используются неньютоновские жидкости такие как магнитореологические суспензии (МРС). Они изменяют свои реологические свойства под воздействием внешнего магнитного поля. В связи с этим возникла необходимость детального исследования влияния реологических особенностей МРС на динамику и линейные арактеристики колебательной системы. В такой постановке задача поставлена впервые. Представлена математическая модель колебательной системы громкоговорителя как разновидности вибропреобразователя. Задача сформулирована для нестационарных неизотермических условий с внешней вынуждающей гармонической силой. Неизотермичность условий учитывалась с использованием принципа температурно-временной суперпозиции. Задано реологическое уравнение состояния МРС. Представлено уравнение, описывающее связь подаваемого напряжения с вызываемой при этом электромеханической силой и соответствующим смещением КС. Учтены начальные условия и особенности упругой возвращающей силы. Дан анализ влияния реологических особенностей МРС на динамику колебательной системы в зависимости от соотношения между силами, участвующими в колебательном процессе. Численные расчеты показывают убедительные преимущества для виброзащиты введения МРС в зазор громкоговорителя по сравнению с воздухом. Имеет место согласование с экспериментальными данными.

Ключевые слова: вибропреобразователь, магнитореологическая суспензия, нестационарные неизотермические условия, громкоговоритель, реология, внешняя гармоническая вынуждающая сила, динамика колебательной системы.

Исследование влияния реологических особенностей МРС на динамику КС рассматривается на примере громкоговорителя (рис. 1) как разновидности вибропреобразователя.

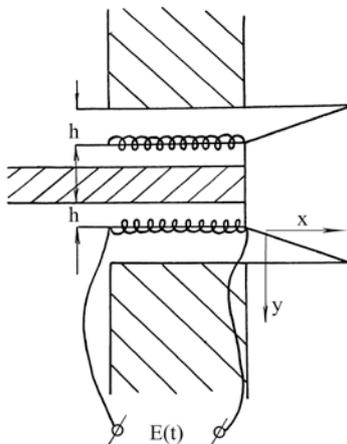


Рис. 1. Схема громкоговорителя

Одна из практических задач, решаемых в промышленности – повышение мощности подаваемого сигнала на обмотку катушки электродинамического преобразователя. За счет структурных особенностей МРС обладает повышенной по сравнению с воздухом теплопроводностью и вязкостью, что способствует более интенсивному отводу тепла с поверхности катушки. Это позволяет увеличить мощность громкоговорителя. Введение в зазор МРС улучшает амплитудно-частотную характеристику (АЧХ) КС, демпфирует КС громкоговорителя в области резонанса, что делает более равномерной его частотную характеристику. Опыты показывают убедительные преимущества введения МРС в зазор КС по сравнению с воздухом и феррожидкостью [2].

С практической точки зрения с целью создания алгоритмов управления свойствами МРС важно знать, каким образом изменение реологии суспензии сказывается на установившихся характеристиках КС, на ее АЧХ и линейных свойствах. Встает задача комплексного исследования влияния введения сильно неньютоновской термочувствительной МРС на тепловые и механические характеристики преобразователя в процессе работы, изучение реодинамики МРС. В такой постановке теоретическая задача решалась впервые.

Математическая модель течения МРС. При получении описания математической модели такой КС учитывалось, что преобразование электрического сигнала в механический осуществляется в электродинамическом преобразователе индуктивного типа путем использования электродинамической силы, действующей на движущийся проводник с током в магнитном поле. На катушку громкоговорителя в радиальном магнитном поле действует электромагнитная сила, изменяющая свое направление по закону изменения тока в ее обмотке.

Математическое моделирование процессов течения МРС проводятся в предположениях:

– рассматривается движение катушки громкоговорителя с магнитным зазором заполненным МРС. Ширина зазора много меньше длины катушки и ее радиуса кривизны. Поэтому можно ограничиться рассмотрением плоского куэттовского течения;

– колебательное число Рейнольдса мало ($Re_{\omega} \ll 1$), $Re_{\omega} = \frac{\rho \omega h^2}{\eta_3}$,

где ρ – плотность жидкости, η_e – эффективная вязкость МРС, ω – круговая частота. Инерционными силами при движении катушки можно пренебречь. В этом случае касательное напряжение поперек зазора не изменяется и определяется скоростью сдвига

$$\dot{\gamma} = \frac{1}{h} \frac{dX}{dt},$$

где X – смещение катушки. Связь между касательным напряжением τ и скоростью сдвига $\dot{\gamma}$ устанавливается реологическим уравнением состояния (РУС) для МРС. Движение катушки и изменение тока в цепи при заданном напряжении $E(t)$, подаваемом на обмотку катушки, описывается системой двух уравнений [2]. Учтена и сила гидродинамического сопротивления F_2 . Тогда, уравнение описывающее механику КС, имеет вид:

$$m \frac{d^2 X}{dt^2} + r \frac{dX}{dt} + F_2 + F_y(X) + \alpha I + 0, \dot{\gamma} = \frac{\dot{X}}{h}, \quad (1)$$

где $F_y(X)$ – упругая возвращающая сила.

Уравнение, описывающее связь подаваемого напряжения с возникающей при этом электромеханической силой и соответствующим смещением КС, имеет вид

$$RI - \alpha \frac{dX}{dt} = E(t), \quad (2)$$

где m – колеблющаяся масса, r – коэффициент механического сопротивления КС, $F_2 = \tau S$ – гидродинамическое сопротивление, S – площадь поверхности катушки громкоговорителя, соприкасающейся с МРС; $\alpha = Bl$ – коэффициент электромеханической связи; B – индукция магнитного поля в зазоре, l – длина обмотки катушки, αI – электромеханическая сила, I – ток в цепи, R – омическое сопротивление в цепи. Индуктивность катушки при низких частотах не учитывается.

Исследования показали, что при малых смещениях коэффициент жесткости K для упругой возвращающей силы зависит от смещения и имеет два предельных значения при малых и больших отклонениях [3]. Введение МРС в магнитный зазор громкоговорителя еще более усиливает проявление этого эффекта. Зная особенности этой силы $F_y(X) = F_y(-X)$, предложена формулировка, учитывающая этот факт:

$$F_y = KX = \left[K_\infty + \frac{K_0 - K_\infty}{1 + \left(\frac{X}{Q} \right)^2} \right] X, K_0 > K_\infty \quad (3)$$

При малых смещениях $|X| \ll Q$ $F_y = K_0 X$, при больших смещениях $|X| \gg Q$ $F_y = K_\infty X$. Величина Q определяется смещением катушки громкоговорителя, при котором происходит резкое изменение коэффициента жесткости (упругости) возвращающей силы. При этом, в зависимости от амплитуды колебаний, изменяется и резонансная частота КС.

Уравнения теплообмена. При длительной работе громкоговорителя изменяются его тепловой режим и характеристики течения МРС при диссипативных потерях в жидкости и тепловых потерях в электрической цепи, что приводит к разогреву катушки, МРС и магнитопровода. Рассматриваются тепловые процессы длительности значительно большей характерного времени распространения тепловой волны поперек зазора

$$t_T = \frac{h^2}{A_*},$$

где A_* – температуропроводность МРС. Поперечное распространение температуры жидкости в зазоре можно считать квазистационарным. Как правило, мощность диссипируемой энергии W_2 в жидкости значительно меньше мощности тепловыделения в электрической цепи W_3

$$\frac{\langle W_2 \rangle}{\langle W_3 \rangle} = \frac{\langle \tau S \dot{X} \rangle}{\langle I^2 R \rangle} \ll 1,$$

где $\langle \rangle$ – мощность тепловыделения за период колебаний $\frac{2\pi}{\omega}$. В силу этого (1) сформулировано без диссипативных потерь жидкости в зазоре.

Для данной задачи диссипативный разогрев жидкости создает перепад температуры в зазоре $\Delta T_{\text{диссип}} \approx \frac{(\eta_3 \dot{X}^2)}{\Lambda}$ (Λ – теплопроводность МРС), что не превышает нескольких градусов и существенно меньше разогрева из-за тепловыделения в электрической цепи громкоговорителя. Поэтому им можно пренебречь.

Распределение температуры поперек зазора представляется следующим образом:

$$T_{жс} = T + \frac{T_0 - T}{h} y,$$

где y – поперечная координата ($0 \leq y \leq h$); T , T_0 – температура жидкости и магнитопровода соответственно; T , T_0 медленно по сравнению с $\frac{h^2}{A_*}$ изменяются во времени.

Тепловой поток, отдаваемый катушкой $\hat{Q} = \frac{\Lambda(T - T_0)S}{h}$. Мощность тепловыделения в катушке $I^2 R$. Изменение во времени температуры катушки и жидкости в зазоре определяется уравнением теплового баланса:

$$\frac{dH}{dt} = I^2 R - \frac{\Lambda(T - T_0)S}{h},$$

где H – энтальпия катушки и жидкости:

$$H = \left(C_K M_K + \frac{C_{жс} M_{жс}}{2} \right) T + \frac{C_{жс} M_{жс} T_0}{2},$$

где $C_K, C_{жс}$ – теплоемкость катушки и МРС; $M_K, M_{жс}$ – их массы.

Тогда уравнение теплового баланса «катушка-магнитопровод» запишется в виде

$$\left(C_K M_K + \frac{C_{жс} M_{жс}}{2} \right) \frac{dT}{dt} + \frac{C_{жс} M_{жс}}{2} \frac{dT_0}{dt} = IR^2 - \Lambda \frac{T - T_0}{h} S, \quad (4)$$

где $\frac{T + T_0}{2}$ – средняя температура жидкости.

При работе громкоговорителя происходит медленный разогрев и магнитопровода. Характеристики этого теплового процесса зависят от конкретного вида устройства КС и значения коэффициента теплообмена на его поверхности. Ввиду линейности уравнения кондуктивного теплопереноса в магнитопроводе, медленный его разогрев можно описать уравнением теплового баланса «магнитопровод-окружающая среда» следующим образом:

$$\tilde{K} C_M M_M \frac{dT_0}{dt} = \frac{\Lambda(T - T_0)S}{h} - \alpha_* S_{нов} (T - T_\infty) \quad (5)$$

Безразмерный коэффициент \tilde{K} учитывает характер распределения температуры в магнитопроводе; α_* и $S_{нов}$ – коэффициент теплообмена и площадь теплоотдающей поверхности магнитопровода, T_∞ – температура окружающей среды. В (5) считается, что разогрев магнитопровода вызван только теплоотводом от катушки. Параметры в (5) можно найти из опытов, измеряя медленное изменение T_0 магнитопровода. Температурная зависимость сопротивления обмотки катушки громкоговорителя определяется известным соотношением

$$R = R_\infty \left(1 + \hat{\beta}(T - T_\infty) \right), \quad (6)$$

где R_∞ – омическое сопротивление при начальной температуре окружающей среды, $\hat{\beta}$ – температурный коэффициент сопротивления.

Выбор РУС МРС. Таким образом, нестационарный неизотермический процесс течения жидкости и колебаний системы описывается системой уравнений (1 – 6) с начальными условиями $X = \dot{X} = 0$ и $T = T_\infty$ при $t = 0$. Для ее замыкания необходимо иметь реологическое уравнение состояния (РУС) МРС [3].

Поскольку эффективная вязкость МРС с ростом скорости сдвига снижается до значения вязкости дисперсионной среды η_∞ , РУС МРС представляется следующим образом ($n = 0,1-0,2$):

$$\tau = \tau_1 + \tau_2,$$

$$\tau_1 = \eta_1(|\dot{\gamma}|)\dot{\gamma}, \tau_2 = \eta_\infty\dot{\gamma}, \eta_1 = \frac{\tau_*}{\dot{\gamma}_*} \left| \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_*} \right|^{n-1} \quad (7)$$

При малых скоростях сдвига вклад второй составляющей вязкости не существен. Величина τ_* определяет касательное напряжение при скоростях сдвига $\dot{\gamma}_*$.

Принцип ТВС. Вязкость МРС меняется с изменением температуры жидкости в магнитном зазоре громкоговорителя. Ее температурная зависимость такая же, как и для несущей среды ПМС-100 [4]. Для МРС применим принцип температурно-временной суперпозиции [5], согласно которому влияние изменения температуры жидкости на касательное напряжение сводится к изменению эффективной скорости сдвига. Температурная зависимость вязкости МРС определяется соотношением

$$\tau = f[a(T)\dot{\gamma}]$$

где $a(T) = \frac{\eta_\infty(T_{жс})}{\eta(T_\infty)}$, $f(\dot{\gamma})$ – зависимость от скорости сдвига при температуре T_∞ .

Оценка роли релаксационных процессов в МРС. Громкоговорители ЧГД– 35 имеют частоты электромеханического резонанса равные 50 Гц. Для МРС время механической релаксации $\lambda = 10^{-3}$ с, что соизмеримо с периодом колебаний подвижной части громкоговорителя. В связи с этим проведена оценка влияния релаксационных процессов в МРС на установившиеся характеристики течения МРС и колебаний громкоговорителя в изотермических условиях для широкого диапазона параметров:

$$m = 7,5 \cdot 10^{-3} \div 9,5 \cdot 10^{-3} \text{ кг}, B_0 = 0,9 \text{ Тл}, l = 3 \text{ м}, R_\infty = 3 \div 9 \text{ Ом}, S = (3,6 \div 6) 10^{-3} \text{ м}^2, r = 0,001 \div 0,57 \text{ кг/с},$$

$$K_0 = 6075 \text{ Н/м}, K_\infty = 570 \text{ Н/м}, Q = 10^{-6} \cdot 10^{-3} \text{ м}, h = (0,15 \div 0,30) 10^{-3} \text{ м}, E_0 = 0,1 \div 3,5 \text{ В}, \tau_* = 200 \div 430 \text{ Па},$$

$$\dot{\gamma}_* = 450 \text{ с}^{-1}, \eta_\infty = 0,1 \text{ Па} \cdot \text{с}, \lambda = 10^{-5} \div 10^{-2} \text{ с}.$$

Расчеты показывают, что для $\lambda \leq 10^{-3}$ с релаксационные процессы в МРС, связанные с изменением скорости сдвига, практически не влияют на АЧХ громкоговорителя и частотную характеристику скорости сдвига. Поэтому для расчетов характеристик течения МРС и колебаний громкоговорителя можно использовать данные для эффективной сдвиговой вязкости МРС при стационарном течении и задавать РУС МРС в виде степенного закона (7).

Неизотермическое течение МРС. Возможность пренебрежения релаксационными процессами в МРС и инерционными силами в жидкости ($Re_\omega < 1$) значительно упрощает расчет касательных напряжений в жидкости для колебательного куэттовского течения в неизотермических условиях [3]. В этом случае касательное напряжение для неизотермических условий совпадает с соответствующей величиной для изотермических с температурой $T_{экр}$. Значение $T_{экр}$ определяется поперечным профилем температур не-

изотермического режима. В данном случае, при линейном профиле температур и экспоненциальной зависимости вязкости от температуры она определяется соотношением

$$a(T_{экс}) = h \int_0^h \frac{dy}{a(T(y))} = \frac{\alpha_\theta \Theta}{\exp \alpha_\theta \Theta [1 - \exp(-\alpha_\theta \Theta)]}, \Theta = T - T_\infty,$$

где α_θ – коэффициент термочувствительности МРС по вязкости.

Безразмерные параметры. В сформулированную систему дифференциальных уравнений (1-7) входят величины r , K_0 , K_∞ , Q отражающие особенности конструкции конкретного громкоговорителя ЧГД = 35. Для их определения использованы экспериментальные данные по измерению АЧХ громкоговорителя в изотермических условиях, когда в зазоре воздух и МРС. Расчет показал, что

$$K_0 = 838,916 \text{ Н/м}, K_\infty = 757,22 \text{ Н/м}, Q = 0,38 \cdot 10^{-3} \text{ м}, r = 0,5 \text{ кг/с}.$$

Обезразмеривание (1 – 7) проводилось следующим образом:

$$X - X_0 \bar{X}, t = t_0 \bar{t}, t_0 = \frac{1}{\omega_0},$$

где ω_0 – частота собственных колебаний системы

$$\tau = \tau_0 \bar{\tau}, \eta_\infty = \eta_0 \bar{\eta}_\infty,$$

где $X_0, t_0, \tau_0 \eta_0$ – характеристики смещения, время собственных колебаний системы, касательное напряжение и вязкость жидкости соответственно

$$I = I_0 \bar{I}, R = R_\infty \bar{R}, r = \frac{\alpha^2 \bar{r}}{R_\infty}, v = v_0 \bar{v}, X_0 = \frac{\alpha E_0}{Rm(2\pi v_0)^2}, E = E_0 \bar{E}, Ed = E_0 \bar{E} \bar{d}, \Delta T = \frac{I_0^2 R_\infty}{\left(\frac{\Lambda S}{h}\right)}$$

- масштабный температурный перепад;

$$I_0 = \frac{\alpha^2 E_0}{R_\infty^2 m 2\pi v_0}, R_\infty, v_0$$

- масштабы величин тока в цепи, сопротивления в цепи и частоты колебаний катушки громкоговорителя соответственно, $\Theta = T - T_0, \hat{\xi} = T_0 - T_\infty$ – разогрев катушки и магнитопровода, $\Theta = \Delta T \bar{\Theta}, \hat{\xi} = \Delta T \bullet \hat{\xi}$. При обезразмеривании системы дифференциальных уравнений получены следующие безразмерные комплексы:

$$A = \frac{a^2}{Rm2\pi\nu_0}, \bar{B} = \frac{S\eta_0}{2mh\pi\nu_0}, b = \frac{\frac{C_{жс}M_{жс}}{2}}{C_k M_k + \frac{C_{жс}M_{жс}}{2}}, \quad (12)$$

$$C_3 = \beta\Delta T, C_4 = \frac{1}{A}, C_5 = \frac{\Lambda S}{h\omega_0 \tilde{K} C_M M_M}, C_6 = \frac{a_* S_{нов}}{\omega_0 \tilde{K} C_M M_M}$$

Они характеризуют соотношение различных факторов, влияющих на реодинамику МРС и колебание катушки: A – коэффициент демпфирования КС, возникающий за счет электромеханических особенностей изучаемой КС, \bar{B} – определяет соотношение

сил гидродинамического сопротивления и сил инерции, $a_1 = \frac{C_{жс}M_{жс}}{C_k M_k} -$ характеризует

долю теплоемкости жидкости в общей теплоемкости колеблющейся катушки громкоговорителя; b – отношение теплоемкости жидкости (МРС) к суммарной теплоемкости жидкости и катушки: C_3 – относительное приращение электросопротивления обмотки

катушки: $a_2 = \frac{\alpha^2}{R_\infty r}$ – указывает соотношение сопротивлений, возникающих в цепи за

счет индукции и механического сопротивления КС. Значение C_5 представляет собой отношение величины теплоотвода от жидкости к величине теплоемкости магнитопровода. Параметр C_6 характеризует отношение теплоотдачи в воздух к теплоотводу от

жидкости. Значение $a_3 = \frac{S\eta_0}{hr}$ – отношение гидродинамической силы сопротивления к механической силе. В безразмерной системе присутствует параметр

$t_{менл} = \frac{C_k M_k + \frac{C_{жс}M_{жс}}{2}}{\frac{\Lambda S}{h}}$, который является характерной величиной, определяющей

тепловую инерционность всей теплопередающей системы «катушка – МРС – магнитопровод – окружающая среда». $t_0 = \frac{1}{\omega_0}$ характеризует период собственных колебаний

системы. Отношение $\frac{t_0}{t_{менл}}$ показывает во сколько раз характерное время колебаний

системы меньше характерного теплового времени (время тепловой релаксации термомеханической КС $t_{менл}$), за которое система выходит на стационарный тепловой обмен.

Для исследуемой системы вышеуказанные соотношения имеют следующие значения:

$$Re_\omega = 0,011; \bar{B} = 0,334; a_1 = 14; a_2 = 1,7; C_3 = 1,4 \cdot 10^{-3}; C_5 \approx 0,1; C_6 = 1; a_3 = 1,76;$$

$$t_{менл} = 0,48с; \frac{\langle W_z \rangle}{\langle W_{менл} \rangle} = 0,006.$$

В этом случае влиянием нагрева магнитопровода на характеристики течения МРС и КС можно пренебречь. Поэтому расчеты теплового режима проводились в дальней-

шем при условии постоянства температуры последнего, равного температуре окружающей среды: $T_0 = T_\infty$

Режимы течения. Следующие безразмерные параметры определяют режим течения МРС и характер колебаний катушки громкоговорителя (таблица 1):

$$\bar{G} = \frac{\left[r + \frac{\alpha^2}{R_\infty} + \eta_\vartheta(\dot{\gamma})S \right] X_0 \omega_0}{E_0}$$

– отношение сил демпфирования колебательной системы к вынуждающей силе;

$$\bar{A} = \frac{r}{\frac{\alpha^2}{R_\infty}}$$

– отношение сопротивлений механического и электромагнитного;

$$\frac{F_\gamma}{F_\tau} = \tilde{B} = \frac{\left(\frac{\alpha^2}{R} + r \right) X_0 \omega_0}{\frac{\eta(\dot{\gamma}_\vartheta) X_0 \omega_0 S}{h}}$$

– отношение сопротивлений электромеханического и гидродинамического;

$$\tilde{C} = \frac{\eta(\dot{\gamma}_\vartheta)}{\eta_\infty}$$

– параметр реологической нелинейности;

$$\bar{D} = \frac{\Delta T}{\Delta T_*}, \Delta T = \frac{E_d^2}{R_\infty \Lambda S}, \Delta T_* = \frac{I_0^2 R_\infty}{\Lambda S}$$

– разогрев КС за счет низко- и высокочастотных составляющих напряжения;

$$\tilde{E} = \frac{t_0}{t_{\text{тепл}}}$$

– отношение периода собственных колебаний системы ко времени ее тепловой релаксации.

Таблица 1 – Структура режимов течения МРС

<p>Реологическая нелинейность МРС</p> $\tilde{C} = \frac{\eta_1}{\eta_\infty}$	<p>Квазиньютоновские свойства $\eta_1 \ll \eta_\infty$</p> <p>Сопоставимые свойства $\eta_1 = \eta_\infty$</p> <p>Существенно неньютоновские свойства $\eta_1 \gg \eta_\infty$</p>
<p>Температурный режим КС \bar{D}</p>	<p>Квазиизотермический $\bar{D} \ll 1$</p> <p>Существенно неизотермический $\bar{D} \gg 1$</p>
<p>Соотношение времен период колебаний и тепловой релаксации</p> \tilde{E}	<p>Период собственных колебаний больше времени тепловой релаксации $\tilde{E} \gg 1$</p> <p>Период собственных колебаний не превышает времени тепловой релаксации $\tilde{E} \ll 1$</p>
<p>Соотношение сил демпфирования и вынуждающей силы \tilde{G}</p>	$\tilde{G} \ll 1$ $\tilde{G} \gg 1$
<p>Соотношение сил электромеханического и гидродинамического сопротивлений \tilde{B}</p>	$\tilde{B} \gg 1$ $\tilde{B} < 1$
<p>Соотношение сопротивлений механического и электромеханического \tilde{A}</p>	<p>Механическое превышает электромеханическое</p> $\tilde{A} < 1$ <p>Механическое соизмеримо с электромеханическим</p> $\tilde{A} = 1$ <p>Электромеханическое превышает механическое</p> $\tilde{A} \gg 1$

В таблице проведен анализ динамического состояния МРС, дана структура всевозможных режимов ее течения и динамики катушки громкоговорителя. Учтены реологические свойства МРС, температурный режим, соотношение характерных времен периода собственных колебаний системы и тепловой релаксации; соотношение сил демпфирования и вынуждающей; сил электромеханического и гидродинамического сопротивлений; сил механического и электромеханического сопротивлений. В процессе исследований не анализировались случаи, при которых силы демпфирования превосходят вынуждающую силу и когда период собственных колебаний системы превосходит время тепловой релаксации как не реализующиеся в изучаемой КС. Таблица дает наглядное представление о многообразии режимов течения МРС и динамических особенностях реализуемых в изучаемой КС. Все они были подвергнуты тщательному анализу и выявлено их влияние на установившиеся характеристики КС и течения МРС вблизи резонанса, как наиболее важной области исследования динамики КС.

В случае, когда разогрев КС осуществляется низкочастотной составляющей напряжения $\Delta T_* \gg \Delta T$ (квазиизотермический режим), при $\tilde{E} \leq 1$ динамика движения КС и течения МРС в основном определяется \tilde{B} , который, в свою очередь, существенно зависит от \tilde{C} и \tilde{A} , что и показывают расчеты. Аналогичные результаты имеют место при сильном разогреве КС, когда $\Delta T_* \ll \Delta T (\bar{D} \gg 1)$. Исследования проводились для случая, когда период собственных колебаний системы намного превосходит время ее тепловой релаксации ($\tilde{E} \gg 1$). При этом важно выделить два случая: первый – разогрев катушки происходит за счет низкочастотной составляющей подаваемого напряжения ($\bar{D} < 1$). В этом случае в том диапазоне напряжений, при которых работает реальная КС ($E_0 : 0,5 - 2,5B$) разогрев катушки незначительный (порядка = 0,50 C); второй – колебательный процесс и течение МРС происходят в квазиизотермическом режиме

($\bar{D} \ll 1$). В этом случае на динамику движения катушки и установившиеся характеристики течения МРС существенное влияние оказывает соотношение сил демпфирования КС (силы механического, электромагнитного и гидромеханического сопротивлений) и вынуждающей силы (\tilde{G}). На установившиеся характеристики амплитуды колебаний и течения МРС сказывается соотношение сил электромеханического и гидродинамического сопротивлений \tilde{B} .

В случае преимущественного влияния первой ($\tilde{B} \gg 1$), какие бы свойства не проявляла МРС (ньютоновские $\tilde{C} \ll 1$ или сильно неньютоновские $\tilde{C} \gg 1$), формирование численного значения смещения \bar{X}, \dot{X} определяется только силой электромеханического сопротивления и соотношением между ее составляющими ($\tilde{A} \ll 1, \tilde{A} = 1, \tilde{A} \gg 1$).

Для второго случая, когда преимущественное влияние оказывает сила гидродинамического сопротивления ($\tilde{B} \ll 1$), значение установившихся характеристик течения МРС и колебаний в квазиизотермических условиях определяются тем, какими свойствами обладает при этом МРС (ньютоновские, сильно неньютоновские). Они, в свою очередь, величиной амплитуды E_0 низкочастотной составляющей (скоростью сдвига).

Если разогрев катушки происходит за счет высокочастотной составляющей напряжения ($\bar{D} \gg 1$ – случай существенно неизотермический) могут измениться и соотношение сил демпфирования и вынуждающей силы \tilde{G} (при начальной температуре $\tilde{G} \leq 1$, при разогреве $\tilde{G} > 1$) и свойства, которые при этом проявляет МРС (\tilde{G}). Это объясняется не только термочувствительностью МРС и изменением в связи с этим ее эффективной вязкости, но и степенью изменения ее неньютоновских свойствах (с уменьшением эффективной вязкости растет скорость сдвига, что в свою очередь приводит к падению касательного напряжения и существенно меняет реодинамику МРС). Все эти особенности поведения КС и МРС при различных режимах движения катушки громкоговорителя показаны в результатах проведенных качественных расчетов.

Динамика разогрева катушки и МРС. В безразмерном виде сформулированная система (1–7) решалась методом Рунге-Кутты или как система жестких дифференциальных уравнений. В неизотермических условиях КС работает так, что колебания катушки происходят за счет синусоидальной составляющей подаваемого напряжения низкой частоты 50 Гц.

$$E(t) = \begin{cases} E_0 \sin 2\pi vt, & t \leq 1,5c, \\ E_0 \sin 2\pi vt + E_d \sin 2\pi \beta t, & t > 1,5c, \beta \gg v \end{cases}$$

Время выхода разогрева катушки и жидкости на установившийся режим определяется временем тепловой релаксации

$$t_{менл} = \frac{C_K M_K + \frac{C_{жс} M_{жс}}{2}}{\frac{\Lambda S}{h}}$$

Увеличение $t_{менл}$ затягивает выход разогрева поверхности катушки на установившийся тепловой режим (рис. 2).

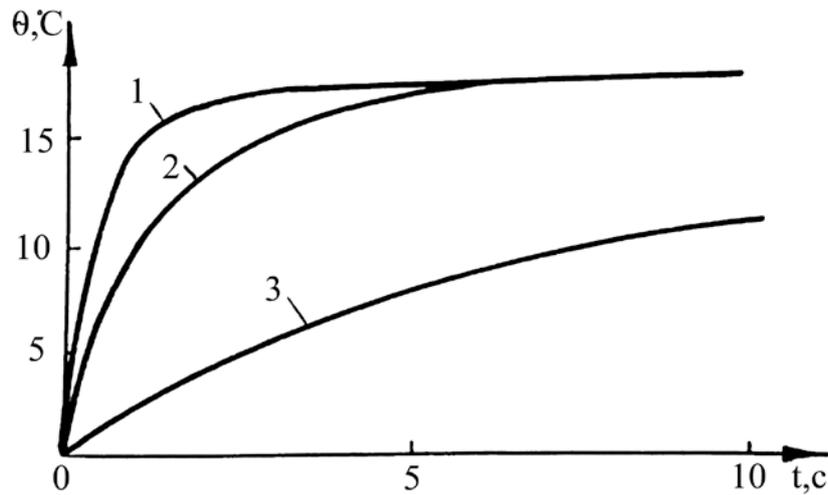


Рис. 2. Нагрев катушки при введении МРС:
 расчет (1,3) для $E_0=2,8В, E_d=2,8В, R_\infty=7,6 \text{ Ом}, t_{\text{тепл.}} \text{ с: } 1-0,43,; 3 - 8,8;$
 2 – опытные данные для условий (1)

Преимущества введения в зазор МРС по сравнению с воздухом видны на (рис. 3): за счет улучшения теплоотвода с катушки ее температура уменьшается в 4 раза.

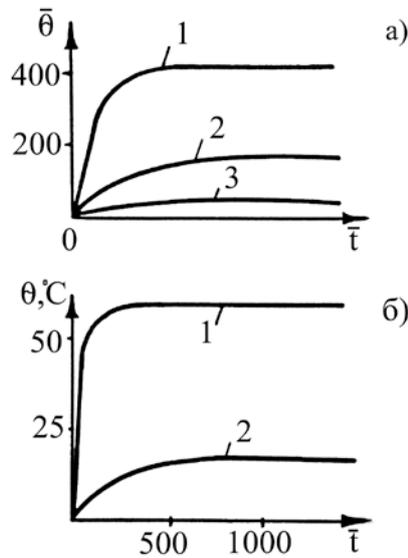


Рис. 3. Нагрев катушки
 а) в зазоре МРС $E_0=2,5В, E_d=7,5$ (1); $6,25$ (2); $2,5$ (3) В;
 б) в зазоре воздух (1) и МРС (2) при $E_0=2,5В, E_d=2,5В$

Падает и температура МРС $T_{жс} = \frac{T + T_\infty}{2}$. Характер изменения размаха колебаний катушки, когда в зазоре воздух (рис. 4), объясняется следующим образом: резкое его увеличение при подключении высокочастотой составляющей напряжения вызвано тем, что омическое сопротивление \bar{R} в силу малости безразмерного коэффициента температурного сопротивления, но достаточно большого значения второй составляющей напряжения, еще не отреагировало на разогрев. С течением времени обмотка катушки разогревается, омическое сопротивление увеличивается, электромагнитная сила, из-за

уменьшения эффективного действующего низкочастотного значения напряжения падает, что приводит к уменьшению размаха колебаний.

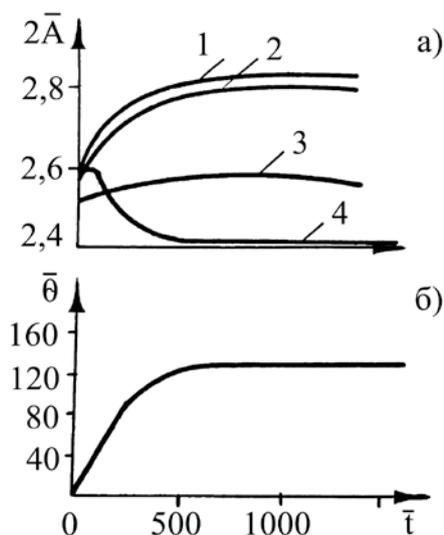


Рис. 4. Влияние E_0 и E_d на зависимость размаха колебаний $2\bar{A}$ от времени при а) $E_0=2,5В$, $E_d=12$ (1.2.4), 0 (3) В; $\alpha_b = 0,0227$ (1); 0,0205 (2, 3) K^{-1} ; 4 – воздух и температура катушки (б) при $E_d=12,5В$; $\alpha_b = 0,0205 K^{-1}$

Со стабилизацией разогрева катушки $\bar{\Theta}$ стабилизируется определяемое при этом омическое сопротивление, а, следовательно, и электромагнитная сила, что приводит к установлению постоянного значения размаха колебаний и характеристик течения МРС. Аналогичным образом ведет себя и амплитуда скорости сдвига МРС.

О влиянии термочувствительности МРС на ее вязкость. Вязкость МРС в значительной мере зависит от температуры в магнитном зазоре катушки громкоговорителя. Закономерность ее изменения с ростом температуры аналогична термочувствительности дисперсной среды ПМС-100 [2]. Анализ приведенных табличных значений вязкости позволяет представить ее в виде функции

$$\ln \eta(T_{жс}) = -\alpha_g(T_{жс} - T_{\infty}) - 2.26,$$

где α_g – коэффициент пропорциональности.

В диапазоне температуры жидкости $0 \leq T_{жс} \leq 60^\circ C$, α_g варьируется от 0,021 1 до 0,02275. Ранее α_g был предельно как коэффициент термочувствительности по вязкости. С ростом α_g амплитуда колебаний и скорость сдвига увеличиваются (рис. 4). Рост коэффициента термочувствительности вязкости α_g приводит к увеличению размаха катушки громкоговорителя при заданном законе изменения температуры МРС от времени. Так например, разогрев катушки на 500С приводит к увеличению амплитуды колебаний на 15 %...19 % для $\alpha_g = 0,0205K^{-1}$ и $\alpha_g = 0,0227K^{-1}$ соответственно. Игнорирование α_g (рис. 4) существенно искажают результаты расчета установившихся характеристик течения МРС и колебаний катушки громкоговорителя.

Показано, что прирост размаха колебаний с учетом коэффициента термочувствительности по вязкости может достигать 30 % от размаха колебаний в случае, когда по-

дается на обмотку катушки только низкочастотная составляющая напряжения E_0 (изотермический случай) (табл. 2).

Таблица 2 – Влияние коэффициента термочувствительности по вязкости на амплитуду колебаний

$E_0(B)$	$E_d(B)$	$\alpha_B\left(\frac{1}{K}\right)$	$2\bar{A}_0$	θ^0C	\bar{A}_∞	$\bar{A}_0 / \bar{A}_\infty$
2,5	7,5	0,0205	2,50	49	2,78	0,8992
2,5	7,5	0,02275	2,500	49	2,82	0,8865
2,5	0	0,0205	2,50	0,2	2,54	0,98
2,5	7,5	0	2,50	49	2,40	1,0416

Сравнение с экспериментом

Экспериментальные исследования переходных характеристик теплообмена и движения катушки громкоговорителя проводились на примере динамического громкоговорителя 4ГД-35 при ее возбуждении на резонансной частоте 40 Гц при наличии в магнитном зазоре КС воздуха, ПМС-100 и МРС. В целом экспериментальное и расчетное значение мгновенных значений амплитуды при избыточной температуре катушки динамика отличается не более, чем на 25 % от экспериментального (рис. 5) [6].

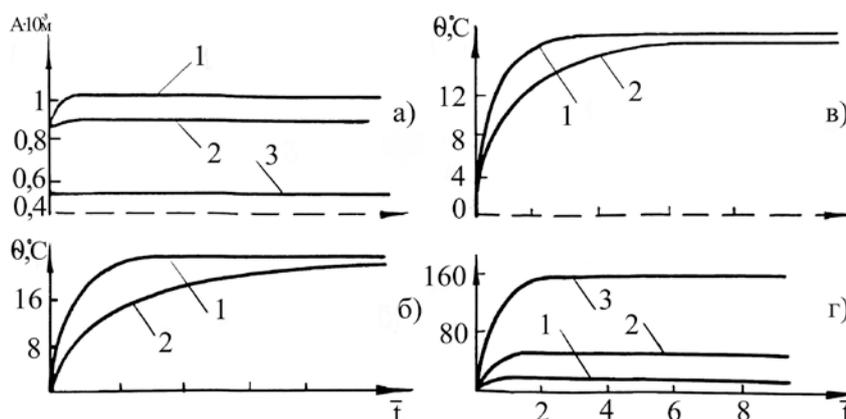


Рис. 5. Изменение характеристик колебаний и температуры катушки во времени:
 а) 1 – опытные данные; 2, 3 – расчетные кривые при $A_{r\tau}$ (2); 2,38 (3); $E_0=0,71B$, $E_d=0,55B$;
 б) 1 – расчетная кривая для $E_0=0,71B$, $E_d=0,55B$; 2 – опытные данные;
 в) 1 – расчетная кривая для $E_0=2,83B$, $E_d=2,81B$, $R_\infty=7,6 \text{ Ом}$; 2 – опытные данные;
 г) $E_0=2,5B$, $E_d=6,25B$ 14,5 (2); 25(3) В

Изменение механических параметров КС не оказывает влияния на разогрев катушки и жидкости при заданной выделяемой мощности. Это логично, так как динамика разогрева катушки громкоговорителя и МРС определяются в основном доминирующими физическими свойствами теплоносителя в магнитном поле.

Роль реологии МРС. Анализ результатов расчета АЧХ катушки нромкоговорителя и характеристик течения МРС в нестационарном неизотермичесом режиме показывает, что численное значение этих величин существенно зависит от соотношения силы механического сопротивления КС и гидродинамического

$$A_{r\tau} = \frac{F_r}{F_\tau} = \frac{rh}{S\eta(\dot{\gamma}_\tau)}$$

отношения первой и второй составляющих вязкости (табл. 3). Для ньютоновской жидкости при начальной температуре нагрева соотношение сил не зависит от величины по-

даваемого на обмотку катушки громкоговорителя. Если $A_{r\tau} \gg 1$ при начальной температуре разогрева, то преимущественное влияние на установившиеся характеристики течения МРС и КС оказывает сила механического сопротивления системы для всего диапазона температур. В этом случае амплитуда скорости сдвига и колебаний за счет термочувствительности жидкости не растет. Если при начальной температуре сила гидродинамического сопротивления превалирует, то на рассчитываемые характеристики она и оказывает решающее значение. При этом существует такое критическое значение температуры жидкости T_* , когда $F_r / F_\tau = 1$. При температурах $T_{жс} < T_*$ наблюдается рост амплитуды колебаний и скорости сдвига за счет падения эффективной вязкости жидкости. Касательное напряжение падает. Если начальная температура жидкости выше критической $T_{жс} > T_*$ и $A_{r\tau} = \frac{F_r}{F_\tau} \gg 1$, то амплитуда колебаний и скорости сдвига

не будут расти под действием нагрева из-за преимущественного влияния силы механического сопротивления системы. В отличие от ньютоновской жидкости для неньютоновской (МРС) величина соотношения сил механического и гидродинамического сопротивлений КС $A_{r\tau}$ при начальной температуре нагрева зависит от электрического напряжения низкочастотной составляющей E_0 . В частности, малые значения амплитуды низкочастотной составляющей колебаний могут быть обусловлены превалированием силы гидродинамического сопротивления системы $A_{r\tau} \ll 1$ и больших значениях E_0 в результате роста скорости сдвига, а следовательно, падения эффективной вязкости жидкости и уменьшения силы гидродинамического сопротивления при начальной температуре нагрева. Соотношение силы механического и гидродинамического сопротивлений при этом изменится $A_{r\tau} > 1$. Наблюдается превалирующее влияние силы механического сопротивления, которая и определяет при этом рассчитываемые характеристики. В случае, когда при начальной температуре в соотношении сил механического и гидродинамического сопротивлений превалирует последнее, разогрев катушки ЭДГ приведет к нагреву жидкости. Это в свою очередь приводит к падению ее эффективной вязкости и, следовательно, к изменению соотношения с $A_{r\tau} \ll 1$ на $A_{r\tau} \gg 1$.

Соотношение неньютоновской и ньютоновской составляющих вязкости. Второй важной характеристикой для неньютоновской жидкости (МРС) является соотношение между первой и второй составляющими эффективной вязкости жидкости $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty}$ (табл. 3).

Таблица 3 – Поведение МРС в зависимости от вклада каждой из составляющих вязкости

$\alpha_B \left(\frac{1}{K} \right)$	$\frac{F_r}{F_\tau}$	$\frac{\eta_1}{\eta_\infty}$	$2\bar{A}_0$	$\theta^\circ C$	$\frac{F_r}{F_\tau}$	$\frac{\eta_1}{\eta_\infty}$	$2\bar{A}_\infty$	$\bar{A}_0 / \bar{A}_\infty$
$2,41 \cdot 10^{-2}$	0,04	3,75	2,144	2,7	0,0116	7,54	2,362	0,9077
$2,41 \cdot 10^{-2}$	0,1918	0	3,695	2,7	0,1982	0	4,271	0,865
$2,41 \cdot 10^{-2}$	0,0959	1	3,308	2,7	0,07762	1,03	3,813	0,867
$2,41 \cdot 10^{-2}$	57,54	1	0,636	2,7	58,56	1,03	0,636	1

Для малых значений амплитуды низкочастотной составляющей напряжения E_0 (малых скоростей сдвига), когда $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty} \geq 1$, основной вклад в эффективную вязкость вносит первая составляющая вязкости. Течение жидкости и колебания катушки проис-

ходят в области влияния выраженных неньютоновских свойств среды. Для больших значения амплитуды низкочастотной составляющей напряжения (больших скоростей сдвига), когда $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty} \leq 1$ основной вклад в эффективную вязкость МРС вносит вторая составляющая. В этом случае эффективная вязкость жидкости $\eta(\dot{\gamma}_s)$ определяется вязкостью дисперсионной основы (полиметилсилоксановая жидкость ПМС-100). Тогда неньютоновская жидкость (МРС) будет вести себя как ньютоновская с эффективной вязкости близкой к η_∞ . Соотношение между первой и второй составляющей вязкости зависит от температуры жидкости $T_{жс}$ и скорости сдвига:

$$\frac{\eta_1}{\eta_\infty} = \frac{\tau^*}{\dot{\gamma}^n \eta_\infty [a(T)|\dot{\gamma}|]^{1-n}}, a(T) = \frac{\eta(T_{жс})}{\eta(T_\infty)} = a\Theta(e^{a\Theta} - 1)$$

Рассмотрим две важнейшие ситуации: когда во всем диапазоне температур реализуются два случая: первый – сила гидродинамического сопротивления МРС в магнитном поле превалирует $A_{r\tau} \leq 1$, и первая составляющая эффективной вязкости преобладает над второй $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty} \geq 1$; второй – соотношение сил прежнее, но вторая составляющая

эффективной вязкости преобладает над первой $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty} \leq 1$.

В первом случае характер параметров характеристик течения МРС и амплитуды колебаний катушки из-за разогрева жидкости (катушки) существенно отличается от второго. Во втором случае происходит увеличение амплитуды колебаний и скорости сдвига после выхода на стационарный режим колебаний только из-за температурного изменения вязкости, а в первом рост амплитуды колебаний и скорости сдвига обусловлен еще и значительным падением вязкости с ростом скорости сдвига. Если $A_{r\tau} \leq 1$ и $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty} \geq 1$ для всего диапазона температур, то на величину установившихся характеристик течения МРС, амплитуду колебаний решающее влияние оказывает первая составляющая эффективной вязкости. В случае, когда $A_{r\tau} \leq 1$ и $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty} \leq 1$ на исследуемые ха-

рактеристики течения МРС и колебаний катушки громкоговорителя решающее влияние оказывает вторая составляющая эффективной вязкости и жидкость ведет как ньютоновская.

Влияние разогрева МРС. В зависимости от конкретного режима работы громкоговорителя при разогреве возможно изменение значения соотношения между первой составляющей эффективной вязкости $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty}$. Оно может, в частности, стать меньше еди-

ницы и произойдет переход МРС к ньютоновскому поведению с вязкостью близкой к вязкости дисперсной среды. Возможен обратный переход. Кроме того, в силу уменьшения эффективной вязкости при нагреве может измениться и соотношение параметров F_r и F_τ : $A_{r\tau} > 1$ и решающую роль на величину амплитуды колебаний и скорости сдвига будет оказывать сила механического сопротивления системы. Если для начальной температуры $A_{r\tau} \gg 1$, то для любого соотношения первой и второй составляющих

эффективной вязкости $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty}$ в неньютоновской жидкости преимущественное влияние

на формирование характеристик течения МРС и амплитуды колебаний оказывает сила механического сопротивления системы. В этом случае амплитуда колебаний и скорости сдвига МРС не увеличиваются за счет термочувствительности МРС и изменения ее вязкости в силу ослабления роли электромеханической силы, вызванной увеличением омического сопротивления за счет разогрева. При соизмеримом соотношении сил $A_{r\tau} \approx 1$ во всем диапазоне температурного разогрева рост амплитуды колебаний катушки и скорости сдвига. Так расчеты показывают, что при $A_{r\tau} \approx 0,04; E_0 = 0,25B, Ed = 15B$ разогрев катушки до 60°C , а амплитуда колебаний уменьшается на 12 %. При $A_{r\tau} = 0,04; E_0 = 0,25B, Ed = 15B$ разогрев катушки до 60°C увеличивает амплитуду колебаний на 40 % при $\frac{\eta_1(\dot{\gamma})}{\eta_\infty} = 3,75$ и на 6 % при $A_{r\tau} = 0,2$

и $\frac{\eta_1}{\eta_\infty} \ll 1$. Значения параметров приведены при начальной температуре.

Таким образом, при нестационарном конвективном теплообмене реодинамика МРС и параметры работы катушки громкоговорителя существенно зависят и от магнито-реологических характеристик используемой МРС и от параметров теплового режима. Численный анализ показал, что:

Коэффициент механического сопротивления КС и параметры возвращающей силы могут оказывать существенное влияние на амплитудно-частотную характеристику КС и характеристики течения МРС как в изотермическом, так и в нестационарном неизотермическом режиме; коэффициент механического сопротивления – величина неоднозначная и зависит от типа конструкции громкоговорителя и его индивидуальных особенностей.

В стационарном тепловом режиме МРС снижает температуру катушки пропорционально коэффициенту теплопроводности МРС. В нестационарном режиме введение МРС уменьшает тепловую постоянную времени переходного процесса за счет увеличения коэффициента теплопроводности.

Варьирование реологических параметров МРС существенно меняет размах подвижной системы громкоговорителя и амплитуды скорости сдвига уже в изометрическом режиме его работы. В силу термочувствительности жидкости (МРС) изменение ее температуры (катушки громкоговорителя), вызванное варьированием подаваемой на обмотку катушки высокочастотной составляющей электрического напряжения, может при прочих равных условиях, увеличить размах катушки (КС) и амплитуду скорости сдвига до 30%.

Существенное влияние на реодинамику МРС и динамику катушки громкоговорителя оказывает соотношение сил механического и гидродинамического сопротивлений. При преимущественном влиянии последней на величину амплитуды колебаний и установившиеся характеристики течения МРС оказывают свойства жидкости, проявляемые в конкретном диапазоне скоростей. Они могут быть сильно неньютоновские и близки к ньютоновским. Реологические особенности в значительной мере влияют на создаваемую при течении гидродинамическую силу сопротивления сдвигу, определяющую в этом случае эффективность КС.

Сравнение расчетных параметров с результатами экспериментов позволило сделать вывод о том, что предложенная математическая модель описания реодинамики МРС и термомеханических процессов приемлемо с точностью до 40 % описывает течение жидкости и колебаний катушки громкоговорителя выбранной конструкции.

Использование МРС в качестве демпфера влечет за собой распределение энергии колебания по частотам кратным частоте собственных колебаний системы. Если воздействие нелинейности механической возвращающей силы проявляется только в областях смещений соизмеримых с Q , то воздействие нелинейности силы гидродинамического сопротивления проявляется во всем диапазоне скоростей сдвига и более существенно там, где неньютоновские свойства жидкости максимальны, т.е. при больших значениях эффективной вязкости МРС.

ЛИТЕРАТУРА

1. Reizina, C. M. Dynamics of vibrotesting system when using controlled damping fluids with hereditary factor. / C. M. Reizina, A. Bubulis, E. V. Korobko, G. K. Voronovich // JVE International Ltd. Vibroengineering PROCEDIA. October 2014. Volum 3. ISSN 2345 – 0533.
2. Шульман, З. П. Магнитореологический эффект / З. П. Шульман, В. И. Кордонский — Мн.: техника, 1982. – 85с.
3. Варгафтин, И. В. Теплофизические свойства веществ: справочник. –Госэнергоиздат, 1959. – 369 с.
4. Сапожков, Н. А. Электроакустика. – М.: Связь. 1978. – 272 с.
5. Шульман, З. П. Нестационарные процессы конвективного переноса в наследственных средах. / З. П. Шульман, Б. М. Хусид — Мн.: Наука и техника, 1983. – 256 с.
6. Кордонский, В. И. Теплообмен звуковой катушки динамического громкоговорителя с магнитным зазором заполненным МРС / В. И. Кордонский, В. И. Кузьмин, К. И. Щекинова — Магнитная гидродинамика, 1984. №2. – С.127–132.

УДК 539.2:669.(6-8)

Гольцев М.В. ¹, Белая О.Н. ¹, Неумержицкая Е.Ю. ², Шепелевич В.Г. ³

МИКРОСТРУКТУРА БЫСТРОЗАТВЕРДЕВШИХ ФОЛЬГ СПЛАВА $In_{44}Sn_{53}Zn_3$

1. Белорусский государственный медицинский университет

2. Белорусский национальный технический университет

3. Белорусский государственный университет

Минск, Беларусь

Фольги сплава $In_{44}Sn_{53}Zn_3$, полученные высокоскоростным затвердеванием, состоят из β - и γ -фаз и дисперсных частиц цинка, размер которых не превышает 1 мкм. Фольги имеют микрокристаллическую структуру и текстуру (101) β -фазы и (0001) γ -фазы. Для фольг исследуемого сплава образование текстуры особенно важно из-за того, что β -фаза имеет тетрагональную кристаллическую решетку, а кристаллическая решетка γ -фазы и цинка является простой гексагональной.

В связи с ограничением применения в электронной промышленности свинца, из-за его высокой токсичности, в настоящее время широко изучаются сплавы, в которых свинец заменяется висмутом, индием, цинком [1-3]. Однако из-за высокой стоимости указанных компонентов по сравнению со стоимостью свинца целесообразно, при изготовлении легкоплавких сплавов, применять энерго- и ресурсосберегающие технологии. К таким технологиям относится, например, высокоскоростное затвердевание [4-6], которое позволяет создать микроструктуру и обеспечить механические свойства сплава, недостижимые при использовании традиционных технологий получения и обработки сплавов [5]. В работе исследована микроструктура быстрозатвердевших фольг сплава

системы In–Sn, по составу близкому эвтектическому и содержащего дополнительно цинк, перспективного в качестве бессвинцового легкоплавкого припоя с температурой плавления, близкой к 120 °С.

Сплав In–Sn–Zn получен сплавлением компонентов, чистота которых не менее 99,99 %, в кварцевых ампулах. Затем из них изготовлены фольги путем центробежной кристаллизации капли расплава на внутренней полированной поверхности быстровращающегося медного цилиндра диаметром 20 см. Скорость охлаждения расплава, как показал расчет [5], находится в пределах $10^5 \dots 10^6$ К/с. В результате кристаллизации получались фольги длиной до 10 см, шириной до 1 см и толщиной (20...80) мкм. В слое фольги, прилегающем к поверхности *A*, контактирующей с поверхностью кристаллизатора, и в слое, прилегающем к противоположной поверхности фольги *B*, концентрации компонентов отличаются не более, чем на 1 % от средних значений: In – 43,9; Sn – 52,9 и Zn – 3,2 ат. %. В дальнейшем сплав будет обозначаться $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$. Концентрации олова и индия в исследуемом сплаве и эвтектике отличаются примерно на 6 и 9 ат. % соответственно. Исследование микроструктуры фольг проведено с помощью растрового электронного микроскопа LEO 1455VP, имеющего приставку для проведения рентгеноспектрального микроанализа. Определение объемной доли фаз и удельной поверхности межфазных границ быстрозатвердевших фольг сплава $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$ осуществлено методом секущих [7]. Погрешность измерения параметров микроструктуры равна 8%. Текстура исследована рентгеноструктурным анализом, используя дифрактометр ДРОН-3, с помощью обратных полюсных фигур. Полюсные плотности дифракционных линий рассчитаны методом Харриса [8]. Рентгеноструктурным анализом при исследовании быстрозатвердевших фольг установлено наличие дифракционных отражений β -фазы (In_3Sn) (002, 200, 202 и др.), дифракционных отражений γ -фазы (InSn_4) (0001, $10\bar{1}0$, $10\bar{1}2$ и др.) и слабых дифракционных отражений цинка (0002, $10\bar{1}2$, $10\bar{1}0$ и др.), т.е., быстрозатвердевший сплав $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$ состоит из β -фазы, γ -фазы и цинка.

Изображение микроструктуры поверхности фольги *A*, прилегающей к кристаллизатору, сплава $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$ через 5 ч после ее изготовления приведено на рисунке 1. На сером фоне наблюдаются темные дисперсные выделения, многие из которых имеют вытянутую форму.

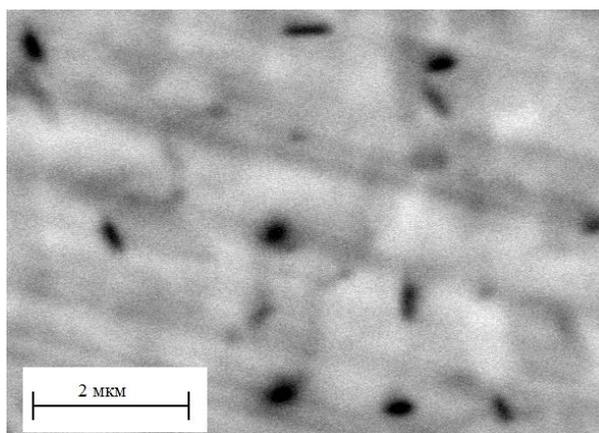


Рис.1. Изображение микроструктуры поверхности *A* фольги сплава $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$

Результаты определения фазового состава быстрозатвердевшего сплава подтверждаются рентгеноспектральным микроанализом. На рис. 2 представлено распределение интенсивности спектральных линий $L_{\alpha 1}$ компонентов при сканировании поверхности электронным пучком. Участки с максимальными концентрациями индия и олова соот-

ветствуют β -фазе и γ -фазе соответственно. Максимумы в распределении цинка соответствуют темным частицам, линейный размер которых не превышает 1 мкм.

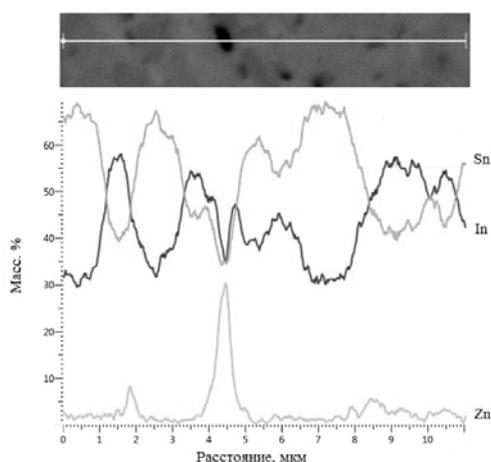


Рис. 2. Распределение интенсивности линий $L_{\alpha 1}$ компонентов при сканировании поверхности электронным пучком

Параметры микроструктуры быстрозатвердевшей фольги, определенные через 5 ч. после изготовления фольги, представлены в таблице 1. Их значения на поверхности А и В различаются в пределах погрешности. Объемная доля выделений цинка составляет 1. Часть цинка находится в β - и γ -фазах, образуя твердый раствор. С течением времени выдержки быстрозатвердевшей фольги при комнатной температуре наблюдается увеличение объемной доли выделений цинка благодаря распаду твердых растворов на основе β - и γ -фаз [9]. Средняя длина хорд dZn сечений частиц цинка увеличивается со временем выдержки фольг при комнатной температуре. Выделения цинка имеют преимущественно форму тонких пластинок. Отношение их максимальной и минимальной хорд сечения достигает пяти. Многие рядом расположенные пластины либо параллельны, либо расположены под определенным углом, что свидетельствует о их зарождении и росте после кристаллизации β - и γ -фаз. Многие частицы цинка, располагаясь на границах основных фаз, декорируют их. Удельная поверхность межфазной границы цинка с β - и γ -фазами $SZn-э \approx 0,2$ мкм⁻¹ и со временем выдержки при комнатной температуре увеличивается.

Таблица 1 – Параметры микроструктуры фольги сплава $In_{44}Sn_{53}Zn_3$

Параметры микроструктуры	Поверхность фольги	
	А	В
VZn	0,009	0,010
dZn, мкм	0,17	0,19
SZn-э, мкм-1	0,22	0,21

Быстрозатвердевшие фольги исследуемого сплава $In_{44}Sn_{53}Zn_3$ являются микрокристаллическими, при этом средний размер зерен не превышает 10 мкм. Среди факторов, определяющих свойства сплавов, большое значение имеет текстура. Для фольг исследуемого сплава образование текстуры особенно важно из-за того, что β -фаза имеет тетрагональную кристаллическую решетку, а кристаллическая решетка γ -фазы и цинка является простой гексагональной. В таблице 2 приведены полюсные плотности ди-

фракционных линий β - и γ -фаз соответственно. При этом рентгеновское излучение падало на поверхности *A* и *B* исследуемой фольги.

Таблица 2 – Значения полюсных плотностей дифракционных линий β - и γ -фазы сплава $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$

Дифракционные линии β -фазы	Поверхности фольги		Дифракционные линии γ -фазы	Поверхности фольги	
	A	B		A	B
002	0,2	0,6	1011	0,2	0,6
102	0,0	0,0	1120	0,3	0,4
200	0,7	1,7	0002	5,7	3,9
201	2,2	1,7	1121	0,2	0,4
202	2,6	1,2	2020	0,3	0,5
220	0,3	0,8	1012	0,2	0,8
-	-	-	2021	0,1	0,3

Наибольшей полюсной плотностью характеризуются дифракционные линии (202) β -фазы и (0002) γ -фазы. Таким образом, высокоскоростное затвердевание сплава $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$ вызывает формирование четкой текстуры (0001) γ -фазы и слабовыраженной текстуры (202) β -фазы. Аналогичные текстуры β - и γ -фазы наблюдались при высокоскоростном затвердевании сплавов, состоящих только из β - и γ -фаз [10, 11].

Формирование текстур в фазах исследуемого сплава можно объяснить в рамках теории необратимых процессов. Из-за значительного переохлаждения расплав находится в состоянии со значительным избытком энтальпии. Согласно принципу максимальной скорости работы сил диссипации, рассмотренным Г. Циглером [12], переход переохлажденного расплава в равновесное состояние идет таким путем, чтобы скорость понижения энтальпии сплава в процессе кристаллизации должна быть максимальной. Поэтому направление кристаллизации, совпадающее с направлением теплоотвода, должно быть перпендикулярным к наиболее плотноупакованным плоскостям, имеющим наибольшее межплоскостное расстояние. Выполнение этого принципа было подтверждено при исследовании текстуры в металлах, имеющих гранецентрированную кристаллическую решетку [13, 14].

Фольги сплава $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$, полученные высокоскоростным затвердеванием, состоят из β - и γ -фаз и дисперсных частиц цинка, размер которых не превышает 1 мкм. Фольги имеют микрокристаллическую структуру и текстуру (101) β -фазы и (0001) γ -фазы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Андрющенко, М. Бессвинцовая пайка. Альтернативные сплавы. / М. Андрющенко // Электроника: наука, техника, бизнес. – 2004. – № 5. – С. 47–49.
2. Ochoa, F. Effect of cooling rate on the microstructure and mechanical behavior of Sn-3.5 Ag Solder / F. Ochoa, J.J. Williams, N. Chawla // JOM. – 2003. – V.55, № 6. – P. 56–60.
3. Hui-Wei, Miao. Thermal cycling test in Sn-Bi and Sn-Bi-Cu solder joints / Miao Hui-Wei, Duh. Jenq-Gong // J. of materials science: materials in electronics. – 2000. – V. 11. – P. 609–618.
4. Высокоскоростное затвердевание расплавов (теория, технология и материалы) / [В. А. Васильев, Б. С. Митин, И. Н. Пашков и др.]. — М.: СП ИНТЕРМЕТ ИНЖИНИРИНГ. – 1998. – 400 с.
5. Мирошниченко, И. С. Закалка из жидкого состояния / И. С. Мирошниченко // М.: Металлургия/ — 1982. – 168 с.
6. Шепелевич, В. Г. Быстрозатвердевшие легкоплавкие сплавы / В. Г. Шепелевич // Минск: БГУ – 2015. – 192 с.

7. Салтыков, С. А. Стереометрическая металлография / С. А. Салтыков // М.: Металлургия. – 1976. – 272 с.
8. Русаков, А. А. Рентгенография металлов / А. А. Русаков // М.: Атомиздат. – 1977. – 480 с.
9. Шепелевич, В. Г. Структура и механические свойства быстрозатвердевших фольг сплава Sn-14 ат. % In-6,5 ат. % Zn / В. Г. Шепелевич, Е. С. Метто, С. В. Гусакова, О. В. Гусакова // Материалы 10-й Международной научно-техн. конф. «Приборостроение-2017» (1–3 ноября 2017 г., Минск, Республика Беларусь). — Минск: БНТУ, 2017. – С. 244–246.
10. Ван Цзинцзе. Структура быстрозатвердевшей β -фазы системы In–Sn / Ван Цзинцзе, В. Г. Шепелевич // Вестник БГУ. Сер. 1. – 2010. – (№ 3). – С. 27 – 29.
11. Ван Цзинцзе. Структура и микротвердость быстрозатвердевшей γ -фазы системы In–Sn / Ван Цзинцзе, В. Г. Шепелевич // Вестник БГУ. Сер. 1. – 2011. – (№ 1). – С. 22–24.
12. Циглер, Г. Экстремальные принципы термодинамики необратимых процессов в механике сплошной среды / Г. Циглер // М.: Мир. 1966. – 136 с.
13. Li, D. Y. A Possible Pole for Surface Packing Density in the Formation of (111) Texture in Solidified FCC Metals / D. Y. Li, J. A. Szpunar // J. Mater. Sci. Lett. 1994. — Vol. 13.- P. 1521 - 1523.
14. Shepelevich, V. G. Texture of rapidly solidified foils of aluminium and its alloys / V. G. Shepelevich, P. A. Sivtsova, E. Yu. Vasilevich, E. S. Gutko // J. of Alloys and Compounds. 2005. — Vol. 403. – P. 265–269.

УДК629.621.432.691.9.048.4

Чигринова Н.М., Мир СадриСейеда Амин

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ПОКРЫТИЙ РАЗЛИЧНОЙ
ЦВЕТОВОЙ ГАММЫ МЕТОДОМ АНОДНОГО
МИКРОДУГОВОГО ОКСИДИРОВАНИЯ**

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

В данной работе представлены результаты литературного обзора по возможности использования метода анодного микродугового оксидирования для формирования покрытий различной цветовой гаммы и приведены некоторые составы красящих пигментов, способных повлиять на цвет покрытия, не снижая химическую активность электролита.

Ключевые слова: АМДО, состав электролита, пигменты, покрытия.

Введение и постановка проблемы

Известные и широко применяемые в настоящее время технологии создания защитных покрытий – газопламенные, плазменные, ионно-плазменные методы, лазерная обработка, воздействие на поверхность сильнотоковыми электронными пучками, механическое легирование, твердое хромирование, не позволяют получать разноокрашенные поверхностные слои [1–3].

Получить цветные покрытия на поверхности металлических объектов возможно в случае применения гальванических методов. Однако, большинство из них – цинкование, кадмирование, меднение, хромирование, никелирование являются не только вредными, но и не гарантируют получения покрытий толщинами более 50–70 мкм и их адгезия к поверхности часто не удовлетворяет необходимым эксплуатационным требованиям. При создании гальванических покрытий на обрабатываемой поверхности образуются металлические пленки толщиной от долей мкм до десятых долей мм, наносимой

на поверхность путем электролитического осаждения металлов. Рабочий процесс основан на разложении электролита при прохождении через него тока в специальных ваннах – электролизерах.

Например, при осуществлении метода хромирования, еще достаточно широко применяемого в ряде промышленных производств, связанных с применением комплексных щелочных растворов металлов и цианистых соединений, в воздух рабочей зоны выделяются пары цианистого водорода и аммиака, а при травлении в кислотах — пары хромового ангидрида, окислов азота, хлористого водорода и серной кислоты. При недостаточной механизации технологического процесса, когда создаются условия непосредственного контакта с вредными веществами, могут наблюдаться поражения кожи (экземы, дерматозы, язвы) и изъязвления слизистой оболочки носа, иногда с прободением хрящевой части перегородки. Токсическое действие оказывают бензин, хлорированные углеводороды и керосин, применяемые для обезжиривания изделий. При механических способах подготовки изделий возможно вредное воздействие пыли. Кроме того, применение электролитического хромирования для восстановления изношенных деталей машин ограничивается глубиной износа. В случаях, когда величина износа достигает 0,7–1,0 мм хромирование становится нерациональным, так как при большой толщине слоя покрытия продолжительность процесса осаждения велика, а осажденный металл имеет склонность к скалыванию.

Еще одним существенным недостатком таких технологий является сложность подготовки изделий для хромирования: обязательная механическая обработка поверхности (шлифование или полирование); промывка органическими растворителями для удаления жировых загрязнений и протирка тканью; заделка отверстий и изоляция участков поверхности детали, не подлежащих хромированию; необходимость обезжиривание и промывки в воде [4].

Технологии микродугового оксидирования выгодно отличаются от вышеперечисленных методов практической безвредностью и возможностью формирования высокоадгезионных покрытий с толщинами, гарантирующими защиту обработанного данным методом объекта от эксплуатационных рисков [5].

Наиболее привлекательным с этой точки зрения является разновидность микродуговой обработки - процесс анодного микродугового оксидирования, осуществляемый в водно-щелочных электролитах.

К основным преимуществам метода АМДО по сравнению с вышеперечисленными, можно отнести: отсутствие необходимости предварительной подготовки поверхности (электрический разряд производит очистку обрабатываемой поверхности); экологичность и неагрессивность электролитов на основе водных растворов слабых щелочей; возможность получения толстых – до 400 мкм покрытий без применения сложного и экологически вредного холодильного оборудования; высокие микротвердость (до 2500 кг/мм²) и, соответственно износостойкость покрытий; прочность сцепления с основой; низкая пористость (до 2-3 %) получаемых на поверхности алюминиевых сплавов МДО-покрытий, более низкие плотности тока и меньшая продолжительность процесса нанесения покрытий.

Однако в настоящее время такие покрытия практически не используются для декорирования широкого класса изделий, предназначенных для применения, например, в медицинской практике, где часто цвет медицинского инструментария или тип медицинских имплантов позволяет значительно ускорить процесс их выбора, в оформлении интерьеров авиа- и судотехники и т.п.

Поэтому для создания АМДО-покрытий различной цветовой гаммы требуется применить специальные приемы, которые позволят изменить их цветовую гамму.

Исследовательская часть

АМДО-покрытия, обладая набором эксплуатационно привлекательных характеристик, таких как износо-, термо-, коррозионностойкость, находят все более широкое применение в различных областях промышленности как функциональные защитные барьеры для огромной номенклатуры объектов вентильных металлов.

Известно, что керамикоподобные покрытия формируются методом АМДО в электролитах, рецептура которых определяется назначением покрытия. Это могут быть водно-щелочные растворы, кислотные составы, комбинированные растворы, состоящие из химических ингредиентов, увеличивающих химическую активность электролита.

Изменение цветовой гаммы формируемых покрытий возможно добиться, добавляя в раствор различные дополнительные химические элементы или их сочетание. Поэтому разработка технологических рекомендаций по выбору красящих пигментов, их концентрации при введении в состав электролитов при АМДО для получения покрытий с прогнозируемой цветовой гаммой является задачей актуальной и имеет серьезный научный и практический интерес.

Для экспериментов были выбраны литейные алюминиевые сплавы, широко используемые в различных отраслях промышленности.

Известно, что состав, качество и свойства создаваемых покрытий определяют технологические параметры метода АМДО и в первую очередь – состав электролита [6, 7].

При этом первым требованием к выбору красящих добавок и их концентрации в электролите для осуществления процесса АМДО должно быть сохранение или возрастание химической активности электролита. Потому на первом этапе для проведения комплексного исследования был выбран стандартный водно-щелочной электролит с определенным количеством жидкого стекла (табл. 1).

Таблица 1 – Типовой состав электролита для образования АМДО покрытия, марки оксидируемых сплавов

Основа электролита	Тип оксидируемого сплава
Стандартный 2,5 г/л NaOH+ +5 г/лSiO ₂ .10H ₂ O	АЛ 9-литейный А1—Si ГОСТ 1583-93

Следует подчеркнуть, что работоспособность электролита, определяющая ход процесса МДО и получаемые результаты, является функцией от пропущенного количества электричества на единицу его объема, температуры и «приработанности» (чем «старше» электролит, тем более интенсивно протекает процесс оксидирования).

Закономерности протекания совокупности процессов, объединяемых понятием «массоперенос», в анодной (АМДО) и анодно–катодной группах (МДО) режимов существенно различны.

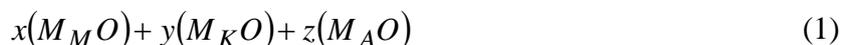
Однако более пристальный анализ позволяет утверждать, что в любой из групп од ним из определяющих факторов является состав электролитов, которые для использования в микроплазменных процессах делят на два основных типа. В одних (это, в основном, кис лоты или щелочи) покрытие образуется практически только путем поверхностной конверсии ос новы в оксиды за счет кислорода, выделяющегося в воде, в других соизмеримая или преобладающая часть покрытия формируется за счет веществ, растворенных или диспергированных в электролите. В обширной группе электролитов сочетаются оба пути.

Поэтому, анализируя общие закономерности, необходимо учитывать как специфику вольт-амперного режима, так и тип электролита. В процессах искрения для получения покрытий с нужными свойствами используют, как правило, слабокислые неагрессивные растворы и формируют оксидные слои таких толщины (несколько мик-

рон), состава и структуры, при которых достигается конечный потенциал, а микродуговые разряды не появляются [8, 9].

Поэтому для интенсификации процесса образования толстых покрытий, а также для улучшения их качества многие исследователи оптимизируют рецептуру электролита.

Самым «простым» сочетанием в зоне реакции можно считать взаимодействие трех оксидов:



где (M_MO) – оксиды обрабатываемого металла;

(M_KO) – оксиды металла, входящего в состав соли в виде катиона;

(M_AO) – оксиды элементов, входящих в анионный комплекс [9].

Покрытия, получаемые на алюминии и его сплавах в силикатно-щелочных электролитах, имеют, как правило, трехслойную структуру и неравномерное распределение компонентов (рис. 1, 2) [10].

Они состоят из тонкого переходного слоя 1, основного рабочего слоя с максимальной твердостью и минимальной пористостью 2, основной фазой которого является корунд, и наружного технологического слоя 3, обогащенного алюмосиликатами (рис. 1).

Толстые оксидные пленки состоят из двух слоев: тонкого беспористого оксидного слоя барьерного типа (толщина 0,01–0,03 мкм) и толстого пористого слоя [10].

Первый из них примыкает непосредственно к металлу. Второй слой состоит из плотноупакованных ячеек в виде гексагональных призм, направленных перпендикулярно к поверхности металла. По оси каждой ячейки расположены поры капиллярной формы (рис. 2).

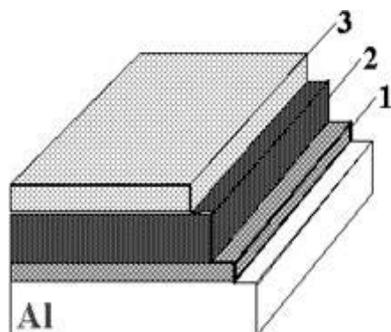


Рис. 1. Структура анодных пленок:
1 – тонкий переходной слой;
2 – основной рабочий слой с максимальной твердостью и минимальной пористостью на основе корунда;
3 – наружный технологический слой, обогащенный алюмосиликатами

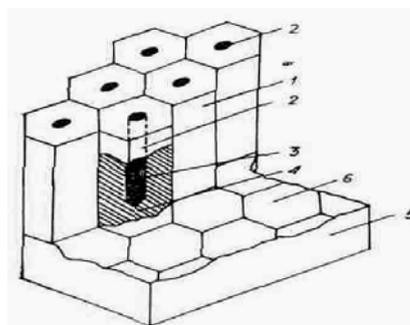
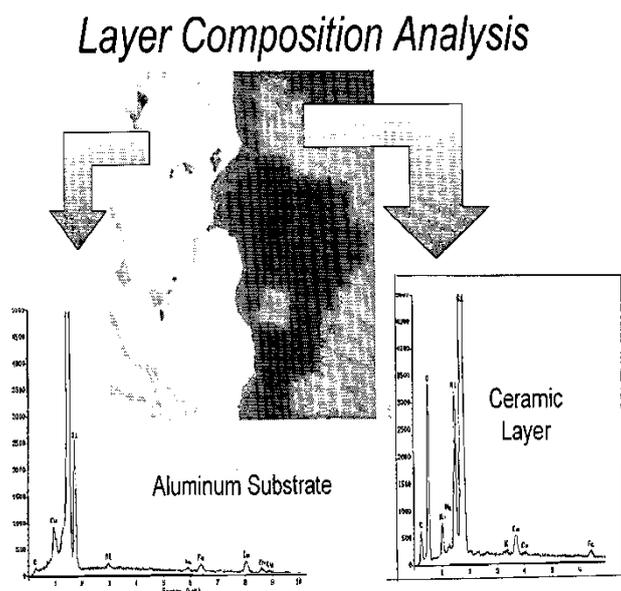


Рис. 2. Структура оксидо-керамического покрытия:
1 – оксидная ячейка; 2 – пора;
3 – стенка оксидной ячейки;
4 – беспористый оксидный слой барьерного типа;
5 – алюминий;
6 – отпечатки оснований оксидных ячеек на поверхности алюминия

Микродуговое оксидирование алюминиевых сплавов, осуществляли на серийных установках МДО-2 с трехфазным источником питания, формирующим импульсы выпрямленного напряжения частотой 150 Гц и амплитудой до 540 В, повышающий трансформатор и силовой блок. Процесс АМДО проводили в электролитической ванне из нержавеющей стали, стенки и дно которой, являются катодом (рис. 3).



- Технические характеристики серийного оборудования:
- 1 – напряжение от сети – 380 В;
 - 2 – режим работы – автоматический;
 - 3 – вентиляция – общая и бортовая;
 - 4 – производительность метода 3-5 мин. на покрытие толщиной 10 мкм;
 - 5 – производственная площадь – 3 м² на 1 установку

Рис. 3. Технические характеристики серийной АМДО- установки и некоторые сведения о формируемых покрытиях

Следующим этапом комплексного исследования был предварительный выбор красящих пигментов, способных изменить цветовую гамму покрытия, не снижая химическую активность электролита (табл. 2).

Таблица 2 – Составы красящих пигментов и ожидаемая цветовая гамма покрытий при их введении в стандартный электролит

№	Вещества, добавленные в базовый раствор	Ожидаемая цветовая гамма
1	2	3
1	CuSO ₄ + (NH ₄) ₂ SO ₄	Белый матовый
2	KMnO ₄	Красный
3	Желтая кровяная соль	Коричнево-черный
4	Кислотный хром сине-черный	Матовый
5	Аммониймолибденовокислый	Оливково-коричневый
5'	Аммониймолибденовокислый+ пятиокись ванадия	Шоколадный
6	Метилоранжевый индикатор	Равномерно оливковый
7	ПАН 1- (пиридил -2)-азо-нафтол-2	Равномерно серый
8	Эриохром черный Т	Матово-серый
9	Хромовый темносиний	Матово-серый
10	Фенолфталеин	Матово-серый
11	Диметилглиоксим	Матово-серый
12	Оксид хрома (III)	Матово-серый
13	В раствор № 3 добавили оксалат аммония	Голубой

Декоративные свойства создаваемых при этом АМДО-покрытий будут оцениваться на следующем этапе исследований согласно ГОСТ 9.302-88 "Единая система защиты от коррозии и старения (раздел 2)", путем выявления дефектов поверхности внешним осмотром.

Заключение

Проведенный экспресс-анализ существующих методов создания декоративно-износостойких покрытий на поверхности изделий из алюминиевых сплавов показал, что наиболее эффективным и экономически целесообразным решением обозначенной проблемы является применение технологии анодного микродугового оксидирования (АМДО).

Описанный в данном исследовании метод позволяет формировать на рабочих поверхностях изделий из алюминиевых сплавов покрытия с требуемыми декоративными свойствами, заменяя устаревшие, экологически опасные и энергоемкие технологии.

Отмечено, что состав, качество и свойства создаваемых покрытий определяют технологические параметры метода АМДО и в первую очередь – состав электролита. Сделан вывод, что чем сложнее первоначальный состав электролита, в котором осуществляется процесс АМДО, тем проблематичней управлять его активностью и свойствами формируемых в нем покрытий.

В качестве рабочего электролита на первоначальном этапе комплексных исследований выбран стандартный водно-щелочной раствор.

Предложен ряд красящих пигментов, которые при их введении в водно-щелочной раствор, способны изменить цвет типовых АМДО-покрытий. Выбран критерий оценки степени декоративности формируемых покрытий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Витязь, П. А. Теория и практика газотермического напыления / П. А. Витязь, В. С. Ивашко, Е. Д. Манойло. – Минск: Беларуская навука, 1993.
2. Ивашко, В. С. Электротермическая технология нанесения защитных покрытий / В. С. Ивашко, И. Л. Куприянов, А. И. Шевцов. – Минск: Навука і тэхніка, 1996. – 372 с.
3. Спиридонов, Н. В. Плазменные и лазерные методы упрочнения
4. “Гальванические покрытия в машиностроении” Справочник. Москва “Машиностроение” 1985г.
5. Чигринова, Н. М. Применение микроплазменных технологий для увеличения стабильности эксплуатационных свойств деталей ответственного назначения / Н. М. Чигринова, В. Е. Чигринов, В. В. Чигринов // Сварка и родственные технологии. – Минск, 2004. – № 6. – С. 65–69.
6. Марков, Г. А. Микродуговые и дуговые методы нанесения защитных покрытий и избирательного переноса и создания износостойких покрытий / Г. А. Марков, О. П. Терлеева, Е. К. Шулепко // Моск. Ин-т нефтехимической и газовой пром-сти им. И. М. Губкина: сб. научн. трудов. – М., 1985. – Вып. 185. – С. 54–64.
7. Электрохимические микроплазменные процессы в производстве защитных покрытий / Сб. ИНХ СО АН СССР. – Новосибирск, 1990. – изд. 2. – 32 с.
8. Богоявленский, А. Ф. О механизмах образования оксидной пленки на алюминии / А. Ф. Богоявленский [и др.]. // Изв. СО АН СССР. Сер. Хим. Наук. – 1990. – Вып. 6. – С. 128.
9. Руднев, В. С. Особенности образования и некоторые свойства покрытий, получаемых микродуговой обработкой на сплавах алюминия / В. С. Руднев [и др.] // Физика и химия обработки материалов. – 1990. – № 3. – С. 69.
10. Снежко, Л. А. Рост оксида алюминия в растворах силиката натрия в области предпробойных напряжений / Л. А. Снежко [и др.] // Защита металлов. – 1990. – Т. 26, № 6. – С. 998–1002.

REFERATS

MECHANICAL ENGINEERING TECHNOLOGY

UDC 691.9.048.4

Vorobyova E.I., Chigrinova N.M.

MECHANISMS OF ACTIVATION AND STABILIZATION OF THE PROCESS OF SPRING IN ANODE MICROARC OXIDATION

The article presents the results of experimental studies of changes in the parameters of the formed coatings during anodic microarc oxidation with quasicathodes, which allow us to establish mechanisms for activating and stabilizing the sparking process associated with the redistribution of microdischarges on the part surface caused by a change in current density, and show the dependences of the influence of the parameters of quasicathodes on the thickness non-uniformity coatings

UDC 621.793

Devojno O.G., Volodko A.S., Pilipchuk A.P., Devojno D.G., Mishyn A.A., Isak V.G.

FORMATION OF MULTI-LAYER COATINGS FROM ULTRAHIGH-MOLECULAR POLYETHYLENE ON THE SURFACE OF PARA-ARAMID FABRICS BY GAS-FLAME SPRAYING

A technology has been developed for the formation of multilayer coatings of ultra-high molecular weight polyethylene on the surface of para-aramid fabrics by flame spraying. This technology allows to obtain materials with specific strength at the level of structural steels. The results of tests of the obtained materials are presented.

UDC 621.791.72

Devojno O.G., Kardapolova M.A., Lutsko N.I., Lapkovskii A.S., Piletskaia L.I.

MECHANISM OF FORMATION AND PROPERTIES OF 2D MULTIMODAL COATING OBTAINED BY LASER CLADDING

The mechanism of the formation of 2D multimodal coatings from heterogeneous materials by laser cladding is disclosed. The periodicity of changes in microhardness in the cross section of a 2D multimodal coating of a self-fluxing nickel based alloy and bronze is established.

UDC 621.791.755

Devojno O.G., Kardapolova M.A., Romanovski A.O.

TECHNOLOGICAL METHOD OF FORMING A HARDENED LAYER ON MACHINE PARTS USING MICROPLASMA HEATING

The article shows the relevance of using the developed technology of heat-hardening of alloyed and iron-carbon steels by surface hardening from liquid and solid phases with minimal change in the initial size and surface roughness, regardless of the weight and dimensions of the hardened parts, by means of a microplasmic compressed arc.

UDC 674. 023

Dechko E.M., Hustsiakou P.V.

THE SELECTION OF THE SAWS/ CONSTRUCTION

The algorithm for optimal structure of saws/ selection was developed considering properties of the processed materials, sections size and shape.

UDC 621.002

Kane M. M., Kravchuk M.A.

IMPROVING THE EFFICIENCY OF MILLING CYLINDRICAL GEAR HOBBLING CUTTERS

The article shows the urgency of the problem of improving the process of gear cutting cylindrical gears with worm cutters in the direction of improving its performance. To solve this problem, the method of increasing the cutting conditions by improving the working conditions of the tool. To achieve this goal, the author proposes a new method of gear cutting of cylindrical gears with pulse feed. This method is described in the article, its features and advantages are listed, dependences for the calculation of its main characteristics are given.

UDC 669.716.9

Komarov A.I., Frolov I.S., Frolov Y.I., Devoino O.G.

OBTAINING OF CERAMIC COATING, BASED ON BN AND ZrO₂ BY COMBINING LASER TREATMENT AND MICRO-ARC OXIDATION

It was shown that laser alloying with zirconium oxide and boron nitride of the Al₂O₃ based ceramic coating, formed on the B95 aluminum alloy by micro-arc oxidation (MAO coating) makes it possible to obtain composite eutectic ceramics in its surface layer. It has been established that laser alloying without preliminary mechanical processing (grinding) of the coating provides a modified layer for all modes of laser processing, without leading to significant fusion and chipping of the coating. Laser alloying with zirconium oxide and boron nitride also leads to an increase in the proportion of corundum α -Al₂O₃, which positively affects the microhardness of the coating.

UDC 621.791. (035.5)

Kudina A.V. Sokorov I.O.

TECHNOLOGICAL FEATURES OF RECEPTION ALLOYED METALLIC OF SURFACES ELECTROARC WELDING ALLOYS WITH THE POWDER ADDITIVE

In article some technological features electroarc welding alloys metal-coating with alloying metal-powder an additive are stated. The equations and formulas for calculation of indicators of technology of separate technological features which are necessary for considering for reception high-quality protectively-strengthening metal-powder on details of cars and the mechanisms working in the conditions of intensive wear process are resulted.

UDC 621.794

Sinkevitch I.V.

RESEARCH OF THE PROFILE FORMATION MECHANISM SURFACES UNDER CONDITIONS OF ELECTRO PULSE POLISHING OF METALS AND ALLOYS BY PROBABILISTIC-STATISTICAL METHOD

A description is given of a probabilistic-statistical method for studying the mechanism of forming the surface profile during electro pulse polishing of metals and alloys. It is shown that the correlogram of the surface profile is a combination of correlograms of the systematic and random components of the profile and allows one to obtain characteristics of both the total surface profile and separately periodic and random components. Based on the analysis of the results of calculating the mathematical expectation of the parameter Ra and the approximation parameters of the correlograms of the surface profile a mechanism is established and a geometric model for the formation of the surface profile under the conditions of electro pulse polishing of metals and alloys is proposed.

UDC 621.793

Frolov I.S., Mrochek ZH.A., Frolov Y.I.

THERMOPHYSICAL SIMULATION OF THE INTERACTION PROCESS BETWEEN SUBSTRATE AND COATING, DURING VACUUM-PLASMA SPRAYING

Thermophysical modeling of coating formation from plasma flows in vacuum problem statement is given. The analysis of thermal models of the interaction between coating particle and substrate during plasma spraying is presented. It is noted that the application of these models to vacuum-plasma coatings requires taking into account the features of the formation of such coatings.

UDC 621.793.79

Chigrinova N.M., Lovygin S.I.

MECHANISMS OF STRUCTURAL FORMATION IN ELECTRIC SPARK COATINGS WITH VARIABLE INTENSITY AND TURNING ELECTROMECHANICAL INFLUENCE

The article presents the results of a study of the complex effect of integral processing parameters, including electrospark alloying of a material with ultrasonic action, on the structure formation of the coating formed with this, with varying intensity and order of electromechanical effects. It is shown that the ultrasonic activation of the treated surface exerts a predominant influence on the mechanisms of structure formation of the material processed by the indicated method.

UDC 621.923.4

V. K. Sheleg, A. N. Jigalov

RESEARCH OF THE INFLUENCE OF IMPACT LOAD INTENSITY WITH INTERRUPTED CUTTING ON THE STABILITY OF A CARBIDE TOOL STRENGTHENED BY AERODYNAMIC SOUND METHOD

The results of experimental researches of the influence of the intensity of the distribution of allowance within the adjusted tolerance field of workpieces on the wear of the cutting mill's tooth strengthened by the method of aerodynamic sound impact (ASI) are shown. It is shown that the method of ASI significantly expands the technological capabilities of carbide plates. It allows the processing of strengthened plates during intermittent cutting in heavier conditions, with a large number of strokes and a significant amount of changing allowance, when the manufacturer of plate doesn't recommend use them.

UDC 621.923.4

V.K. Sheleg, V.I. Zhornik, V.T. Senyut, S.A. Kovaleva, N.S. Khomich
**COMPOSITE MATERIAL BASED ON THE NANOSTRUCTURAL
IMPACT DIAMONDS FOR ABRASIVE TREATMENT**

The ultrahard polyphase (diamond–lonsdaleite) material with a multimodal nano- and microlevel structure and enhanced adhesion of diamond grains to the bond was obtained on the basis of impact diamonds and the Fe-Ti nano-mechanical composite. Due to the use of nano-mechanical composites of the Fe-Ti system as a binder the sintering of the material based on impact diamonds is carried out in the pressure range of 2–4,5 GPa that is 30–50% lower than for composites based on an synthetic diamonds. Technological tests have shown that the use of impact diamonds makes it possible to increase the abrasive capacity of a tool by 1,5–2 times and to increase by more than 2 times the duration of its operation when processing silicon wafers compared to the synthetic diamond-based tool.

SCIENCE OF MACHINES

UDC681.5.09

Gulay A. V., Zaitsev V. M.

**INTELLIGENT TECHNOLOGY OF CEPSTRAL ANALYSIS OF OSCILLATING
PROCESSES**

A structural and functional scheme of the multichannel intelligent analysis system and oscillating processes in machines has been considered. For the analysis of energy relations of the oscillating process with the use of digital computers the cepstrum calculation diagram has been proposed, which is based on the results of generation of time series of discrete measurements of the oscillatory amplitude. Cepstrum is considered as inverse Fourier transform of the natural logarithm of spectral density square of a random process. An example is shown of digital technology implementation of cepstral analysis of vibratory displacement parameters of a transport track-type machine body.

UDC 629.113.073

Hurvich Y.A.

**THE RESULTS OF THE CARDAN DRIVE OUTLET AXEL ANGULAR
ACCELERATION IN TWO ANGLES FUNCTION RESEARCH**

The given article deals with the research of one- and two-hinged cardan drive in two angles function at varying fracture angle. The occurrence of additional torsion torque on vehicles' wheels in the form of periodic and almost harmonic function is connected with angular acceleration. It is established, apparently for the first time, that this additional torsion torque gives a rotating wheel to-and-fro motion regarding its rotation axis. It will negatively influence the work of a vehicle's many parts.

UDC 004.942

Kravchuk A.S., Sokorov I.O., Smaluk A.F., Kravchuk A.I.

**INFLUENCE OF THE BALLISTIC RING ON THE SUBSONIC AERODYNAMICS
OF THE AERIAL BOMB**

It is established that the ballistic ring serves as an aerodynamic brake, reducing the ballistic trajectory of the fall of an aircraft bomb and, as a result, reducing the dispersion of ammunition. On the other hand, the use of this structural element can lead to rarefaction of air in the middle and tail parts of the bomb. Due to this phenomenon, the effectiveness of the stabilizer located in the rear of the bomb is significantly reduced. All of the above together leads not only to a decrease in the stability of the ammunition on a ballistic trajectory, but also to a possible rotation of the ammunition in the vertical plane during a fall.

MECHANICS OF DEFORMABLE SOLIDS

UDC 621.01

Abrazhevich D., Kalinovski D., Piskun G.

MODELING OF THE STRESSED-DEFORMED STATE OF THREADED THREADS IN ANSYS WORKBENCH

The paper considers the classical problem of the load distribution over the threads of a thread, formulated by N.E. Zhukovsky. The results of modeling a detailed threaded joint of a bolt and nut by the finite element method in the Ansys Workbench software package are presented. The stress-strain state of all turns in the model was obtained.

Keywords: thread coil, stressed-deformed thread condition, finite element method, model boundary conditions, contact pair, Ansys Workbench

UDC 539.2:669.(6-8)

Goltsev M., Belaya O., Neumerzhytskaya A., Shepelevich V.

MICROSTRUCTURE OF QUICKLY FROZEN FOIL ALLOYS $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$

The foils of the $\text{In}_{44}\text{Sn}_{53}\text{Zn}_3$ alloy obtained by high-speed solidification consist of β - and γ -phases and dispersed zinc particles, the size of which does not exceed 1 μm . The foils have a microcrystalline structure and a (101) texture of the β -phase and (0001) γ -phases. For foils of the alloy under study, the formation of the texture is especially important because the β phase has a tetragonal crystal lattice, and the crystal lattice of the γ phase and zinc is simple hexagonal.

UDC629.621.432.691.9.048.4

Chygrynova N. M.

Mir Sadri Seyed Amin

RESEARCH OF THE PROCESS OF COATING VARIOUS COLOR RANGE BY METHOD OF ANODIC MICRO-ARC OXIDATION

This paper presents the results of a literary review of the possibility of using the method of anodic microarc oxidation for the formation of coatings of different colors and some compositions of coloring pigments that can affect the color of the coating without reducing the chemical activity of the electrolyte.

Keywords: AMO, electrolyte composition, pigments, coatings

Научное издание

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

MASHINOSTROENIE

THE REPUBLICAN INTERDEPARTMENTAL
COLLECTION OF THE SCIENTIFIC WORKS PROCEEDINGS

Выпуск 32

Ответственный за выпуск *И.О. Соков*
Компьютерная верстка и дизайн обложки ВЦ МСФ

Подписано в печать 18.02.2020. Формат 60×84 ¹/₈. Бумага офсетная. Ризография.
Усл. печ. л. 16,86. Уч. изд. л. 6,59. Тираж 100. Заказ 63.

Издатель и полиграфическое исполнение: Белорусский национальный технический университет
Свидетельство о государственной регистрации издателя, изготовителя, распространителя
печатных изданий № 1/173 от 12.02.2014. Пр. Независимости, 65. 220013, г. Минск