

МАШИНОВЕДЕНИЕ И МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 371.261:621.9.06+372.8

ФУНКЦИОНАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ В МЕТОДИКЕ ПОЗНАНИЯ ДИСЦИПЛИНЫ «МЕТАЛЛОРЕЖУЩИЕ СТАНКИ»

канд. техн. наук, проф. А.И. ГОЛЕМБИЕВСКИЙ
(Полоцкий государственный университет)

Рассматривается использование функционального проектирования в методике познания инженерной дисциплины «металлорежущие станки», основанной на парадигме познания, базирующейся на законе разветвления механической энергии в кинематических цепях и принципе возможных перемещений. Функциональное проектирование как синтез кинематической структуры металлорежущего станка по закону его функционирования, задаваемому способом формообразующей обработки. Итерационный характер функционального проектирования, последовательно приближающий от этапа к этапу, начиная с анализа соответствующего способа формообразующей обработки, к решению поставленной задачи.

Ключевые слова: функциональное проектирование, методика познания инженерной дисциплины «металлорежущие станки», способ формообразующей обработки, кинематическая структура, этапы проектирования.

Введение. Современная университетская методика преподавания дисциплины «металлорежущие станки» основана на парадигме познания, базирующейся на фундаментальных положениях теоретической механики [1]: законе разветвления механической энергии в кинематических цепях и принципе возможных перемещений, известном в кинематике как принцип Даламбера. Эта методика включает логически связанные части: основы теории формообразования реальных поверхностей в машиностроении, понятие о способе формообразующей обработки и понятие о кинематической структуре, функции и настройке металлорежущих станков [2]. В учебной литературе, в том числе в фундаментальном учебнике для вузов по направлению подготовки «Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств» [3], рекомендуемой типовой программой дисциплины «Металлорежущие станки», основополагающие понятия парадигмы познания представляются как уже известные, технические решения. Такой обезличенный подход не стимулирует творческое мышление при изучении виртуальных технических решений (способов формообразующей обработки) и соответствующих им реальных технических объектов (кинематической структуры металлорежущих станков), являющихся объектами интеллектуальной собственности и защищаемыми патентами на изобретения. Данное явление, по существу, является противоречием между современной парадигмой познания и сложившейся методикой преподавания дисциплины «металлорежущие станки». Это противоречие можно устранить посредством включения функционального проектирования в методику преподавания дисциплины.

Основная часть. Функциональное проектирование – это синтез технического объекта (структурной схемы металлорежущего станка) по заданному функциональному назначению или по закону его функционирования, задаваемому способом формообразующей обработки. В учебном процессе предпочтительно использование закона функционирования реального технического объекта, получаемого на основе анализа виртуального технического решения – способа формообразующей обработки. В этом случае, по существу, непосредственно на лекции или практическом занятии можно проследить путь создания или «изобретения» кинематической структуры станка.

Процесс функционального проектирования носит итерационный характер, то есть от этапа к этапу, начиная с анализа соответствующего способа формообразующей обработки, последовательно приближает к решению поставленной задачи. Методику функционального проектирования рассмотрим на примере разработки структурной схемы станка для обработки шлицевых валов и вал-шестерен червячными фрезами. Характеристический образ червячной фрезы есть K -элементный класс равномоментных множеств $\{M_s\}$, где $\{M_s\}$ – множество материальных точек, образующих вершинную и боковые режущие кромки каждого зуба фрезы [4].

На первом этапе анализируют способ формообразующей обработки, подлежащий реализации в кинематической структуре разрабатываемого станка. Боковые поверхности прямобочных шлицев очерчены отрезками прямой, а боковые поверхности эвольвентных шлицев – отрезками левой и правой эвольвент. Линия прямобочных и эвольвентных шлицев по длине может быть как прямой, так и винтовой.

Червячная фреза представляет собой совокупность исходных режущих реек, расположенных на цилиндре и смещенных одна относительно другой по винтовой линии. Режущий контур зубьев, каждый из которых имеет правую и левую режущие кромки в виде материальных линий, очерчен отрезками прямых для прямобочного шлица и отрезками левой и правой эвольвент для эвольвентного шлица (зуба колеса). Размеры режущих зубьев обычно соответствуют размерам впадин между нарезаемыми шлицами (зубьями), а их геометрическое взаимное положение обусловлено необходимостью выполнения делительного процесса и определяется окружным шагом нарезаемого шлицевого вала (зубчатого колеса). Форма режущей кромки червячной фрезы и форма профиля зуба или шлица нарезаемого вала различаются между собой. Поэтому профили шлицев (зубьев) можно получить только посредством обката.

Воспроизводящая винтовая линия по длине шлица (зуба) образуется посредством касания, так как образуемая винтовая линия является касательной к ряду дополнительных окружностей, создаваемых вращающимися материальными точками воспроизводящего режущего контура (характеристического образа инструмента). Таким образом, образование боковой поверхности винтового шлица (зуба) должно осуществляться сочетанием обката (профиль шлица или зуба) и касания (линия шлица или зуба по длине).

На рисунке 1 приведена схема классического способа обработки шлицевых валов и вал-шестерен червячной фрезой.

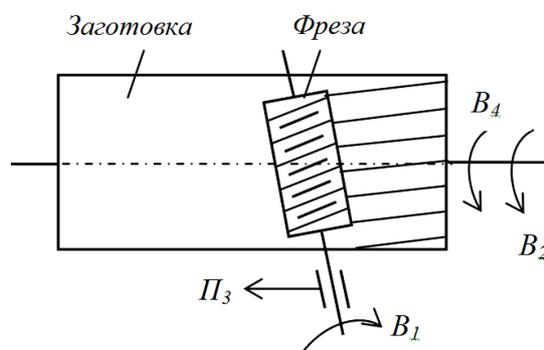


Рисунок 1. – Способ фрезерования червячной фрезой шлицевых валов и вал-шестерен

По классу образования поверхности устанавливаем количество движений формообразования. Для воспроизведения профиля шлицев (зубьев) обкатом фрезе и заготовке сообщают функционально связанные движения соответственно B_1 и B_2 , образующие сложное формообразующее движение $\Phi_s(B_1B_2)$ скорости резания. Для воспроизведения касанием винтовой линии по длине шлицев (зубьев) – функционально связанные движения соответственно P_3 и B_4 , образующие сложное формообразующее движение $\Phi_s(P_3B_4)$ подачи.

При фрезеровании прямых шлицев и прямозубых колес отпадает необходимость в движении B_4 . В этом случае сложное двухэлементарное формообразующее движение $\Phi_s(P_3B_4)$ преобразуется в простое движение $\Phi_s(P_3)$.

При фрезеровании червячными фрезами процессы деления и врезания осуществляются попутно в процессе формообразования. Следовательно, основная часть структуры станка должна состоять только из сложных формообразующих групп $\Phi_s(B_1B_2)$ и $\Phi_s(P_3B_4)$ при фрезеровании винтовых шлицев (зубьев) или из сложной и простой формообразующих групп соответственно $\Phi_s(B_1B_2)$ и $\Phi_s(P_3)$ при фрезеровании прямых шлицев (зубьев).

На втором этапе осуществляют графическое оформление (рисунок 2) подвижных исполнительных органов структурной схемы станка. Исполнительный орган, несущий фрезу, представляет собой шпиндель 1, смонтированный с возможностью вращения B_1 в корпусе инструментального суппорта. Поступательное движение P_3 суппорта по направляющим, параллельно оси центров станка, обеспечивается тяговым валом TB , выполненным в виде передачи винт – гайка. Исполнительный орган, несущий заготовку, это шпиндель, смонтированный с возможностью вращения B_2 и B_4 в стационарном блоке 2, называемом бабкой изделия.

На третьем этапе решают вопрос о количестве источников механической энергии, выполняют графическое оформление связей между источниками механической энергии и исполнительными органами, устанавливают органы настройки параметров исполнительных движений.

При фрезеровании винтовых шлицев (зубьев) на шпинделе заготовки необходимо суммировать элементарные движения B_2 и B_4 , входящие в обе формообразующие группы. Суммирование этих движений на одном исполнительном органе можно как физически, так и алгебраически. При физическом сложении в кинематической структуре станка необходимо использовать планетарный суммирующий меха-

низм (дифференциал). Алгебраическое (бездифференциальное) сложение возможно при условии, что суммируемые движения имеют одинаковую скоростную характеристику, продолжительность их одинакова и создаются они одним источником движения. Движения B_2 и B_4 названным условиям удовлетворяют. В этом случае исполнительные движения $\Phi_v(B_1B_2)$ и $\Phi_s(\Pi_3B_4)$ преобразуются к виду $\Phi_v(B_1B_2 \pm B_4)$ и $\Phi_s(\Pi_3)$. При этом между кинематическими группами обязательно должна быть кинематическая связь.

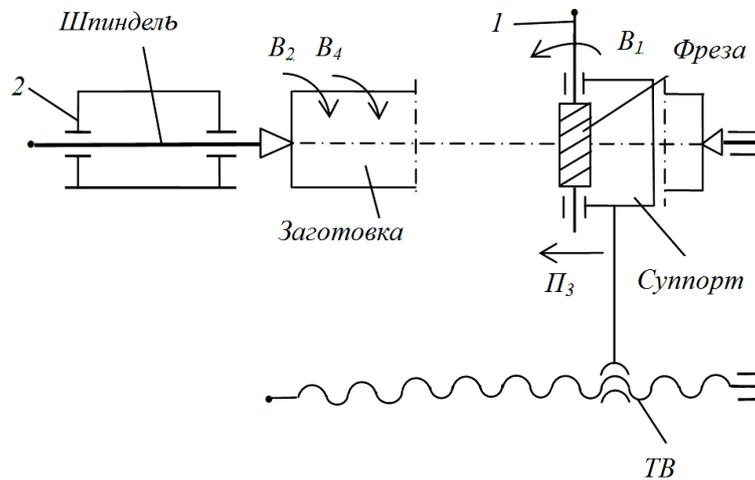


Рисунок 2. – Исполнительные органы структурной схемы станка

Разработаем бездифференциальную кинематическую структуру станка с общим электродвигателем для обеих формообразующих групп.

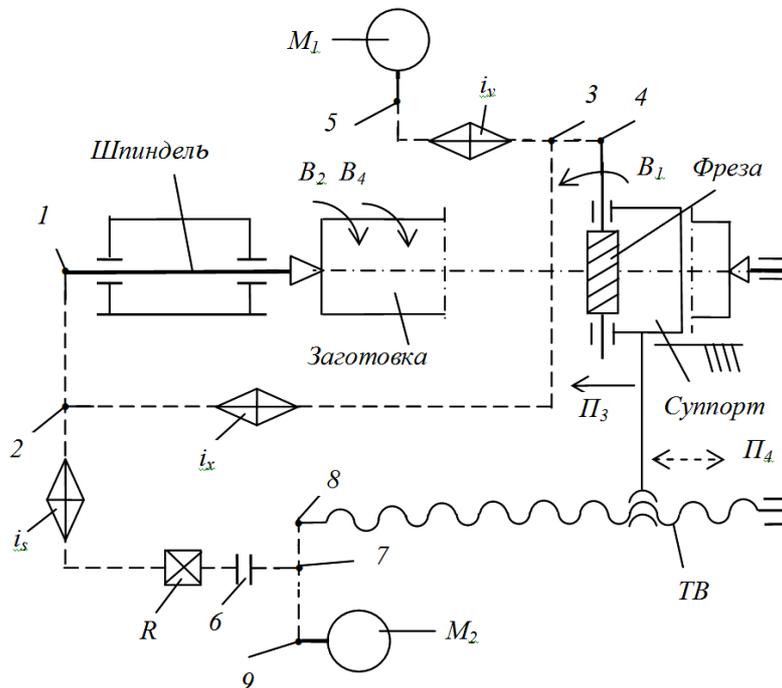


Рисунок 3. – Бездифференциальная структурная схема шлице-зубофрезерного станка

Для воспроизведения сложного формообразующего движения $\Phi_v(B_1B_2 \pm B_4)$, воспроизводящего образующую – профиль шлицев (зубьев), соединим шпиндель заготовки со шпинделем фрезы посредством кинематической цепи $1 \rightarrow 2 \rightarrow 3 \rightarrow 4$, обеспечивающей функциональное согласование движения B_1 с алгебраической суммой $B_2 \pm B_4$ движений B_2 и B_4 . Эта цепь, называемая внутренней связью, обеспечивает потенциальную возможность воспроизведения траектории сложного исполнительного движения.

Во внутренней связи размещают орган настройки i_x на траекторию этого движения. Для сообщения движения исполнительным органам соединим источник механической энергии – электродвигатель M_1 – с внутренней связью посредством внешней связи $5 \rightarrow 3$. В этой связи размещают орган настройки i_v на скорость воспроизведения траектории исполнительного движения. Кинематическое звено 3 , входящее в обе связи, принято называть звеном соединения связей. Его расположение во внутренней связи имеет принципиальное значение и зависит от расчетной цепи для органа настройки i_v . Элементарные движения B_1, B_2, B_4 , образующие сложное движение обката $\Phi_v(B_1 B_2 \pm B_4)$, всегда одновременны и одинаковы по продолжительности. Это позволяет оценивать скорость сложного исполнительного движения через скорость одного из входящих в него элементарных движений. Обычно это движение исполнительного органа, имеющего большую скорость и потребляющего большую мощность. В проектируемой схеме это шпиндель фрезы. Следовательно, звено соединения связей 3 целесообразно располагать между шпинделем фрезы и органом настройки на траекторию i_x .

Спроектированная совокупность исполнительных органов, источника энергии движения, внутренней и внешней связей именуется *кинематической группой* с названием, соответствующим названию движения, которое она воспроизводит. Причем внутренняя связь этой группы при функционировании имитирует червячную передачу. Скорость этой имитации (темп воспроизведения образующей обрабатываемой поверхности) зависит только от скорости звена соединения связей 3 , являющегося конечным звеном внешней связи. Это правило характерно для любой сложной формообразующей группы, имитирующей любую передачу, например, зубчатую или зубчато-реечную.

Поступательная пара «направляющие станины станка – суппорт» обеспечивает потенциальную возможность осуществления движения $П_3$, воспроизводящего линию шлицев (зубьев). Данная пара – это внутренняя связь простой формообразующей группы $\Phi_s(P_3)$.

Соединим суппорт – подвижное звено этой группы, называемое звеном соединения связей, – с электродвигателем M_1 посредством внешней кинематической связи

$$5 \rightarrow i_v \rightarrow 3 \rightarrow i_x \rightarrow 2 \rightarrow i_s \rightarrow R \rightarrow \text{муфта } 6 \rightarrow 7 \rightarrow 8 \rightarrow ТВ \rightarrow \text{суппорт}.$$

В этой связи размещают орган настройки i_s на скорость воспроизведения прямолинейной траектории исполнительного движения $П_3$.

При функционировании внутренняя связь простой формообразующей группы $\Phi_s(P_3)$ имитирует поступательную кинематическую пару. Скорость этой имитации (темп воспроизведения направляющей обрабатываемой поверхности) зависит только от скорости движения суппорта, являющегося звеном соединения связей.

Функциональное проектирование формообразующих групп шлице-зубофрезерного станка выполнено на вербальном языке. При анализе кинематической структуры следует отдать предпочтение языку современной парадигмы познания станочного оборудования [2], обеспечивающему большую наглядность и компактность описания. Приведем логико-математическое описание структурной схемы на логико-математическом языке этой парадигмы.

Группа формообразования, создающая сложное, двухэлементарное, замкнутое движение обката $\Phi_v(B_1 B_2 \pm B_4)$, воспроизводящая образующую – профиль шлицев (зубьев).

Внутренняя связь группы имеет вид:

$$B_1 \rightarrow \text{фреза} \rightarrow 4 \rightarrow 3 \rightarrow i_x \rightarrow 2 \rightarrow 1 \rightarrow \text{шпиндель заготовки} \rightarrow B_2.$$

Внешняя связь:

$$M_1 \rightarrow 5 \rightarrow i_v \rightarrow 3.$$

Группа настраивается по двум параметрам: на траекторию и скорость резания органами настройки соответственно i_x и i_v .

Группа формообразования, создающая простое, незамкнутое движение подачи $\Phi_s(P_3)$, воспроизводящая линию по длине шлицев (зубьев).

Внутренняя связь группы – поступательная пара:

$$\text{направляющие станины} \rightarrow \text{суппорт фрезы}.$$

Внешняя связь:

$$M_1 \rightarrow 5 \rightarrow i_v \rightarrow 3 \rightarrow i_x \rightarrow 2 \rightarrow i_s \rightarrow R \rightarrow \text{муфта } 6 \rightarrow 7 \rightarrow 8 \rightarrow ТВ \rightarrow \text{суппорт} \rightarrow П_3.$$

Группа настраивается на скорость (подачу) органом настройки i_s , на путь и исходную точку упорами системы управления, на направление реверсом R .

Формообразующие группы связаны общим электродвигателем, а часть внутренней связи группы Φ_v является также частью внешней связи группы Φ_s .

Для ускоренного перемещения (позиционирования) суппорта при наладке станка в его структурную схему целесообразно ввести ненастраиваемую вспомогательную группу $Bc(P_4)$ с отдельным элек-

тродвигателем. Внутренняя связь этой группы будет совпадать с внутренней связью формообразующей группы Φ_s , а внешняя связь иметь вид:

$$M_2 \rightarrow 9 \rightarrow 7 \rightarrow 8 \rightarrow TB \rightarrow \text{суппорт} \rightarrow П_4.$$

Причем при наладочных перемещениях суппорта внешняя связь формообразующей группы Φ_s отключается от исполнительного органа (суппорта) посредством сцепной муфты б.

Для нарезания прямых шлицев и прямозубых колес из сложного движения $\Phi_v(B_1B_2 \pm B_4)$ исключается элементарное движение B_4 шпинделя заготовки. Формально это не изменяет кинематическую структуру группы Φ_v . Однако ее настройка изменяется, так как отпадает необходимость в винторезном движении заготовки относительно инструмента.

На *четвертом этапе* выводят формулы настройки (ФН) для органов настройки i_x, i_v, i_s .

Орган настройки i_x . Внутренняя связь группы $\Phi_v(B_1B_2 \pm B_4)$ содержит один орган настройки. Поэтому расчетная цепь для этого органа настройки совпадает с внутренней связью.

При нарезании прямых шлицев (зубьев) за один оборот заготовки (движение B_2) фреза делает $\frac{z}{k}$ оборотов (движение B_1) и перемещается по образующей цилиндра на величину s мм.

Для получения винтовых шлицев (зубьев) при перемещении фрезы на величину s заготовка должна дополнительно повернуться на $\frac{s}{T}$ оборота (движение B_4), что соответствует дополнительному повороту фрезы на $\pm \left(\frac{z}{k}\right) \cdot \left(\frac{s}{T}\right)$.

Следовательно, расчетные перемещения (РП) при обработке винтовых шлицев (зубьев) имеют вид:

$$1 \text{ об. заготовки } (B_2 \pm B_4) \rightarrow \frac{z}{k} \cdot \left(1 \pm \frac{s}{T}\right) \text{ об. фрезы } (B_1),$$

где k – число заходов фрезы; z – число нарезаемых шлицев (зубьев); T – шаг винтовой линии шлицев (зубьев); s – подача, мм/об заготовки.

Тогда уравнение кинематической цепи (УКЦ):

$$\frac{z}{k} \cdot \left(1 \pm \frac{s}{T}\right) = 1 \cdot c_1 \cdot \left(\frac{1}{i_x}\right).$$

ФН:

$$i_x = \frac{k \cdot c_1}{z \cdot \left(1 \pm \frac{s}{T}\right)},$$

где c_1 – произведение передаточных отношений постоянных передач расчетной цепи.

При обработке прямых шлицев (зубьев) РП имеют вид:

$$1 \text{ об. заготовки } (B_2) \rightarrow \frac{z}{k} \text{ об. фрезы } (B_1).$$

Тогда УКЦ:

$$\frac{z}{k} = 1 \cdot c_1 \cdot \left(\frac{1}{i_x}\right).$$

ФН:

$$i_x = \frac{k \cdot c_1}{z}.$$

Орган настройки i_v .

Расчетная цепь связывает электродвигатель M_1 со шпинделем фрезы. Следовательно, РП имеют вид:

$$n_{M1} \text{ мин}^{-1} \rightarrow n_{фр} \text{ мин}^{-1} (B_1).$$

Тогда, УКЦ:

$$n_{фр} = n_{M1} \cdot c_2 \cdot i_v.$$

ФН:

$$i_v = \frac{n_{фр}}{n_{M1} \cdot c_2},$$

где c_2 – произведение передаточных отношений постоянных передач расчетной цепи.

Орган настройки i_s .

Расчетная цепь связывает шпиндель заготовки с суппортом фрезы. Следовательно, РП имеют вид:

$$1 \text{ об. заготовки} \rightarrow s \text{ мм продольного перемещения фрезы (П}_3\text{)}.$$

Тогда, УКЦ:

$$s = 1 \cdot c_3 \cdot i_s \cdot P_{TB}.$$

ФН:

$$i_s = \frac{s}{P_{TB} \cdot c_3},$$

где P_{TB} – шаг тягового вала; c_3 – произведение передаточных отношений постоянных передач расчетной цепи.

Современная тенденция в области станкостроения – использование отдельных регулируемых приводов в формообразующих группах. Это позволяет заменить механические органы настройки i_v и i_s параметрами «скорость» частотными преобразователями, устанавливаемыми в электрическую схему. Этим условиям удовлетворяет структурная схема шлице-зубофрезерного станка (рисунок 4), разработанная по методике функционального проектирования.

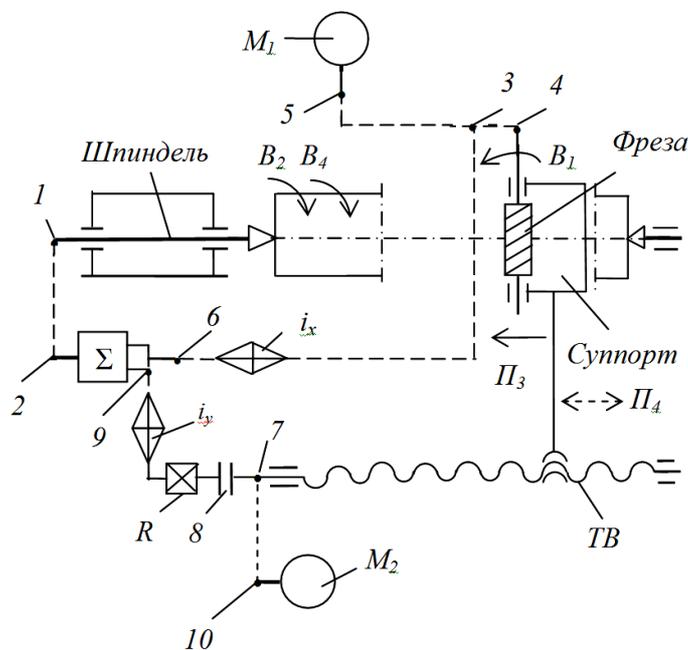


Рисунок 4. – Структурная схема шлице-зубофрезерного станка с отдельными регулируемыми приводами

Эта схема, как и представленная выше, обеспечивает возможность обработки прямых и винтовых шлицев (зубьев). При оснащении станка программируемым контролером типа NC (Numerical control) из кинематической структуры исключается отдельный электродвигатель для ускоренного перемещения суппорта. При этом выбор параметра «скорость» (рабочая подача или позиционирование) будет осуществляться алгоритмом работы программируемого контроллера. Принципиальным отличием рассматриваемой схемы является необходимость использования планетарного суммирующего механизма (дифференциала) для физического сложения двух движений на одном исполнительном органе – шпинделе заготовки. Проведем анализ названной схемы на логико-математическом языке современной парадигмы.

Группа формообразования, создающая сложное, двухэлементарное, замкнутое движение обката $\Phi_v(B_1B_2)$, воспроизводит образующую при обработке как винтовых, так и прямых шлицев (зубьев).

Внутренняя связь этой группы имеет вид:

$$B_1 \rightarrow 4 \rightarrow 3 \rightarrow i_x \rightarrow 6 \rightarrow \Sigma \rightarrow 2 \rightarrow 1 \rightarrow B_2.$$

Внешняя связь, соединяющая электродвигатель M_1 со звеном соединения связей 3, имеет вид:

$$M_1 \rightarrow 5 \rightarrow i_v \rightarrow 3.$$

Группа настраивается по двум параметрам: на траекторию – механическим органом настройки i_x ; на скорость воспроизведения образующей, или скорость резания – программно посредством задания круговой частоты электродвигателя M_1 .

Группа формообразования, создающая сложное, двухэлементарное, незамкнутое винтовое движение $\Phi_s(P_3B_4)$, воспроизводит направляющую при обработке винтовых шлицев (зубьев).

Внутренняя связь этой группы имеет вид:

$$P_3 \rightarrow \text{суппорт} \rightarrow ТВ \rightarrow 7 \rightarrow \text{муфта } 8 \rightarrow R \rightarrow i_y \rightarrow 9 \rightarrow \Sigma \rightarrow 2 \rightarrow 1 \rightarrow \text{шпиндель заготовки} \rightarrow B_4.$$

Внешняя связь, соединяющая электродвигатель M_2 со звеном соединения связей 7, имеет вид:

$$M_2 \rightarrow 10 \rightarrow 7.$$

Группа настраивается по пяти параметрам: на траекторию – механическим органом настройки i_y ; на скорость воспроизведения направляющей (подачу) – программно посредством задания круговой частоты электродвигателя M_2 , на путь и исходное положение – программно, на направление – реверсом R .

Формообразующие группы $\Phi_v(B_1B_2)$ и $\Phi_s(P_3B_4)$ соединены суммирующим механизмом Σ и имеют общий участок во внутренних связях, соединяющий суммирующий механизм Σ со шпинделем заготовки.

Простая группа формообразования, создающая элементарное, незамкнутое прямолинейное движение $\Phi_s(P_3)$, воспроизводит направляющую при обработке прямых шлицев (зубьев). Эта группа образуется посредством разрыва муфтой 8 кинематической связи между звеном соединения связей и реверсом R сложной формообразующей группы $\Phi_s(P_3B_4)$. Внутренняя связь простой группы – поступательная пара:

$$\text{направляющие станины} \rightarrow \text{суппорт фрезы}.$$

Внешняя связь, соединяющая электродвигатель M_2 с суппортом, имеет вид:

$$M_2 \rightarrow 10 \rightarrow 7 \rightarrow ТВ \rightarrow \text{суппорт} \rightarrow P_3.$$

Группа настраивается по четырем параметрам:

- на скорость воспроизведения направляющей (подачу) – программно, посредством задания круговой частоты электродвигателя M_2 ;

- на путь и исходное положение – программно;

- на направление – реверсом R .

Формообразующие группы $\Phi_v(B_1B_2)$ и $\Phi_s(P_3)$ не имеют кинематической связи и соединены между собой через общий стационарный блок – станину станка.

Вывод ФН для механических органов настройки i_x, i_y .

Орган настройки i_x .

Внутренняя связь группы $\Phi_v(B_1B_2)$ содержит один орган настройки. Поэтому расчетная цепь для этого органа настройки совпадает с внутренней связью. Следовательно, РП имеют вид:

$$\text{один об. заготовки } (B_2) \rightarrow z/k \text{ об. фрезы } (B_1),$$

где k – число заходов фрезы; z – число нарезаемых шлицев (зубьев).

Тогда, УКЦ:

$$z/k = 1 \cdot c_4 \cdot i_\Sigma \cdot (1/i_x),$$

где c_4 – произведение передаточных отношений постоянных передач расчетной цепи; i_Σ – передаточное отношение суммирующего механизма.

ФН:

$$i_x = c_4 \cdot i_\Sigma \cdot k/z.$$

Орган настройки i_y . Расчетная цепь для этого органа настройки совпадает с внутренней связью группы $\Phi_s(P_3B_4)$, воспроизводящей винтовую направляющую. Поэтому РП для расчетной цепи, обеспечивающей согласование перемещения червячной фрезы вдоль заготовки с ее дополнительным вращением, имеют вид:

$$T \text{ мм перемещения фрезы } (P_3) \rightarrow \text{один об. заготовки } (B_4),$$

где T – шаг винтовой линии нарезаемых шлицев (зубьев).

Тогда УКЦ:

$$1 = T/P_{ТВ} \cdot i_y \cdot i_\Sigma \cdot c_5.$$

ФН:

$$i_y = c_5 \cdot i_\Sigma \cdot P_{ТВ}/T,$$

где c_5 – произведение передаточных отношений постоянных передач расчетной цепи; i_Σ – передаточное отношение суммирующего механизма; $P_{ТВ}$ – шаг тягового вала.

При использовании более развитой системы ЧПУ механические органы настройки i_x, i_y можно заменить электронными связями на основе типовых интегральных схем. Такое техническое решение предложено в работе [5].

Заключение. С позиций современной научной парадигмы познания металлорежущих станков, основанной на теории воспроизведения реальных поверхностей в машиностроении, рассмотрено использование функционального проектирования в методике преподавания основополагающих понятий «кинематическая группа» и «кинематическая структура станка», что позволяет непосредственно на лекции или практическом занятии на основе анализа способов формообразующей обработки проектировать (изобретать) кинематическую структуру металлорежущего станка. Такой подход при использовании функционального проектирования в учебном процессе стимулирует творческое мышление при изучении реальных технических решений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Федотенок, А.А. Кинематическая структура металлорежущих станков / А.А. Федотенок. – Изд. второе. – М. : Машиностроение, 1970.
2. Голембиевский, А.И. Эволюция познания и методики преподавания дисциплины металлорежущие станки / А.И. Голембиевский // Вестник Полоцкого гос. ун-та. Сер. В, Промышленность. Прикладные науки. – 2016. – № 3. – С. 2–11.
3. Металлорежущие станки : учебник : в 2 т. / Т.М. Аврамова [и др.] ; под ред. В.В. Бушуева. Т. 1. – М. : Машиностроение, 2012.
4. Голембиевский, А.И. Системология способов формообразующей обработки в машиностроении / А.И. Голембиевский. – Новополоцк : Полоц. гос. ун-т, 2017.
5. Устройство для синхронизации приводов исполнительных органов шлицефрезерного станка : пат. BY 16976 / А.И. Голембиевский. – Опубл. 26.12.2012.

Поступила 25.05.2018

FUNCTIONAL DESIGN IN THE TEACHING METHOD DISCIPLINES METALWORKING MACHINES

A. GOLEMBIEVSKI

The use of functional design in the teaching of engineering discipline “metal cutting machines” is considered, based on the paradigm of cognition, based on the end-branching of mechanical energy in kinematic chains and the principle of possible displacements. Functional design as a synthesis of the kinematic structure of a metal cutting machine according to the law of its functioning, given by the method of shaping processing. The iterative nature of functional design, consistently approximating from stage to stage, starts with the analysis of the corresponding method of shaping processing, to the solution of the task.

Keywords: *functional design, methods of teaching engineering discipline “metal-cutting machines”, method of forming processing, kinematic structure, design stages.*

УДК 621.774

**ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ТРУБ
НА ИЗМЕНЕНИЕ ТОЛЩИНЫ СТЕНКИ ВДОЛЬ КОНУСА ДЕФОРМАЦИИ**

канд. техн. наук, доц. С.В. ПИЛИПЕНКО; В.А. ТЕРЕЩЕНКО
(Национальная металлургическая академия Украины, Днепр);
канд. техн. наук, доц. А.В. ДУДАН
(Полоцкий государственный университет)

Рассматривается влияние упругой деформации клетки и термических искажений ручья калибра на изменение толщины стенки по длине рабочего конуса стана холодной прокатки труб. Приведены результаты проведенных экспериментов. Сделан вывод, что на точность стенки основное влияние оказывает пружина клетки и термические искажения ручья калибра, связанные с различными технологическими факторами прокатки труб в станах холодной пильгерной прокатки. Результаты проведенных экспериментов необходимы для дальнейших исследований, которые будут проводиться в данном направлении и могут быть использованы при проектировании технологических маршрутов прокатки труб на станах холодной прокатки труб для данной марки стали и её аналогов и для подобного прокатного стана.

Ключевые слова: холодная прокатка труб, стан, технологический маршрут, калибровка инструмента, рабочий конус, деформационные характеристики.

Введение. Холодная прокатка труб является циклическим процессом. Прокатные валки в составе рабочей клетки осуществляют возвратно-поступательные движения и, перекатываясь по трубе-заготовке, обжимают ее на конической оправке в уменьшающемся просвете калибра. Маршрут прокатки и калибровка инструмента для конкретного стана холодной прокатки труб (ХПТ) непосредственно влияют как на производительность, так и на точность прокатываемых труб [1–4]. В настоящее время шлифование ручья калибров под окончательный размер выполняется на современных станках с ЧПУ, что позволяет получать инструмент с высокой точностью рабочей поверхности (то же можно сказать и об оправках стана ХПТ). Однако в ходе прокатки как неточность настройки стана, так и упругая деформация деталей клетки приводят к искажению заложенных в калибровку инструмента распределений деформационных характеристик вдоль конуса деформации. Данные искажения влияют на распределение силовых характеристик, усложняют настройку стана, приводят к изменению точности и механических характеристик готовых труб [2–6].

Постановка проблемы. Существует методика расчета калибровки ручья калибров стана ХПТ, который позволяет учитывать упругую деформацию клетки по длине рабочего конуса при прямом и обратном ходе клетки [6–9]. Однако для её применения необходимо знать распределение деформации вдоль рабочего конуса для каждого случая прокатки (марка стали, стан, калибровка, величина подачи и пр.). Эти данные можно получить, в том числе, произведя сравнительные исследования распределения толщины стенки и диаметра трубы вдоль рабочего конуса согласно расчетным и реальным данным. Поэтому дальнейшие исследования в этом направлении являются актуальными.

Основная часть. Процесс обжатия на станах ХПТ осуществляется при наличии упругого деформирования клетки при прямом обратном рабочих ходах [6–7]. Упругая деформация клетки не является постоянной величиной (рисунок 1), она изменяется по длине рабочего хода в зависимости от калибровки, состояния оборудования стана, материала трубы и других факторов.

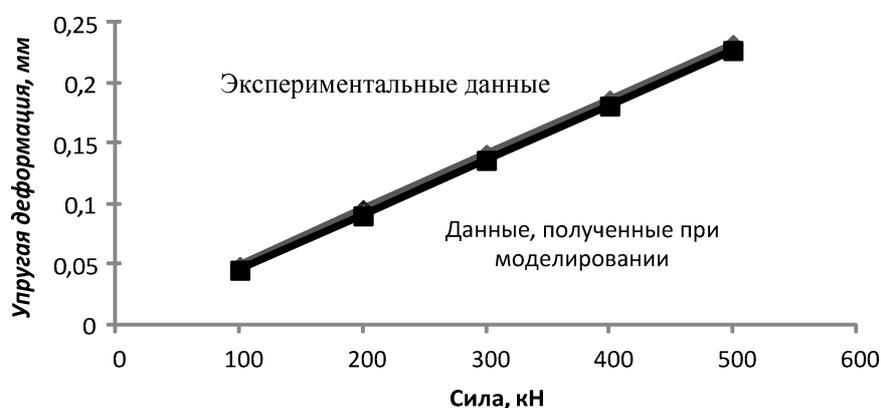


Рисунок 1. – Зависимость упругой деформации валкового узла стана ХПТ от силы прокатки согласно экспериментальным данным и расчету [8]

Из-за изменения величины упругих деформаций клетки меняется величина зазора между валками (рисунок 2), вследствие чего изменяется заранее заложенное в форму деформирующего инструмента распределение деформационных характеристик вдоль рабочего конуса [6–9].

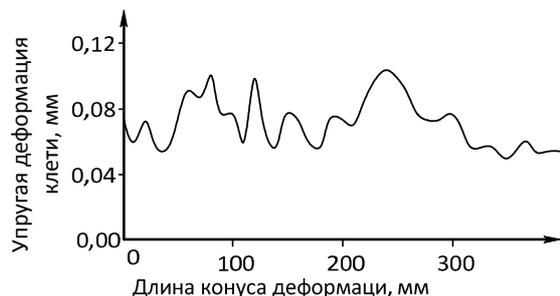


Рисунок 2. – Результаты замеров величины «пружины клетки» стана ХПТ-32 при прокатке трубы из стали 20 (маршрут 57×3,5...30×2) [6–7]

Большинство изменений условий прокатки приводит к изменению упругой деформации клетки. Так, изменение конусности оправки вызывает значительное изменение характера распределения деформационных характеристик вдоль рабочего конуса (рисунок 3) [10], что, в свою очередь, порождает изменение силовых характеристик (о чем можно судить по изменению твердости поверхности рабочего конуса (см. рисунок 3). Все эти изменения приводят к изменению распределения упругой деформации клетки вдоль рабочего конуса. При этом как маршрут, так и материал трубы остаются прежними.

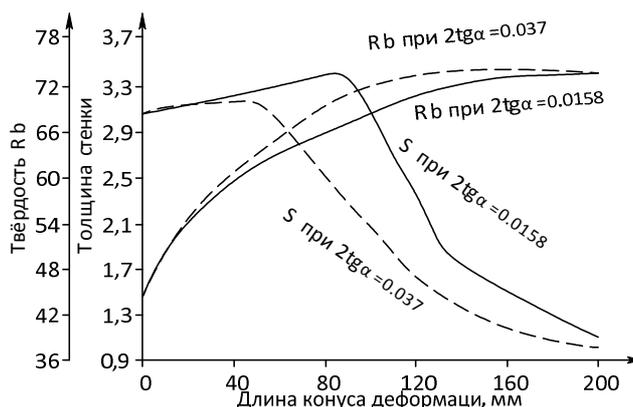


Рисунок 3. – Изменение толщины стенки и твердости вдоль рабочего конуса при прокатке трубы из сплава АМг2 по маршруту 38×3...23×1 с применением калибровок с различной конусностью оправки (последний участок зоны обжатия не показан) [10]

Процесс ХПТ характеризуется большой динамичностью, даже в станах старой конструкции имелась возможность прокатки труб со скоростью 100...120 двойных ходов клетки в минуту. В современных станах количество двойных ходов достигает 280 и более в минуту, и это может вызывать значительные тепловыделения от пластической деформации (рисунок 4). Причем данный процесс происходит в мгновенном очаге деформации за доли секунды, и тепловыделения могут значительно повлиять на силовые и деформационные параметры процесса, исказить очаг деформации за счет теплового расширения материала рабочего инструмента [11; 12].

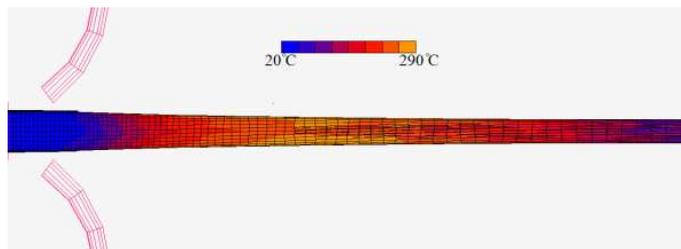


Рисунок 4. – Результаты конечно-элементного моделирования процесса ХПТ, температура рабочего конуса после 40 двойных ходов клетки [13]

На рисунке 4 показано распределение температуры на поверхности трубы после сорока двойных ходов [13]. Из модели видно, что самая высокая температура отмечается в середине рабочего конуса, где наблюдается наиболее интенсивная деформация.

В итоге на распределение деформационных характеристик вдоль рабочего конуса влияет не только пружина клетки, но и термические искажения ручья калибра. Оценить сумму данных искажений для каждого конкретного случая можно только с помощью сравнительного анализа расчетного распределения геометрических параметров (например, толщины стенки) рабочего конуса с реальным.

На современном этапе развития рыночных отношений предприятия, производящие трубокатную продукцию, ориентированы на расширение её сортамента. Осваиваются ранее не характерные для данных предприятий марки сталей и сплавов. Получение информации о реальных характеристиках процесса ХПТ позволяет принять адекватные меры по устранению отклонений от требуемых параметров процесса [6–10].

Материал исследований. Для анализа величины отклонения реальных значений толщины стенки в контрольных сечениях вдоль рабочего конуса от расчетных (согласно калибровке в тех же сечениях) выбран маршрут прокатки труб из стали TP316L на стане ХПТ-55: 57×6,0 → 25×2,5. Данный маршрут имеет следующие характеристики:

- обжатие по толщине стенки – 58%;
- обжатие по диаметру – 56%;
- Q-фактор – 0,9...1%;
- вытяжка – 5,44 ($\varepsilon_{\Sigma} = 82\%$).

Для этого маршрута с помощью расчетной программы «Вихрь» (ЗАО «Сентравис Продакшн Юкрейн») рассчитана калибровка и изготовлен рабочий инструмент для стана ХПТ-55. В ходе прокатки промышленной партии труб по этому маршруту был отобран конус деформации (рисунок 5).



Рисунок 5. – Конус деформации (рабочий конус) стана ХПТ-55 (сталь TP316L, маршрут 57×6,0 → 25×2,5)

Конус деформации был разрезан на 14 сечений, соответствующих контрольным сечениям калибровки. В каждом сечении было найдено максимальное и минимальное значение толщины стенки и в соответствии с этими данными рассчитано ее среднее значение (таблица 1, рисунок 6).

Таблица 1. – Средние значения толщины стенки в контрольных сечениях рабочего конуса и расчетная толщина стенки согласно калибровке (сталь TP316L, маршрут 57×6,0 → 25×2,5)

№ сечения	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
Координата сечения	0	40	80	120	160	200	240	280	320	360	400	440	480	520	560
$S_{расч.}$	6	5,37	4,62	4	3,51	3,13	2,85	2,66	2,56	2,51	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
$S_{факт.}$	5,21	5,07	4,96	4,56	3,94	3,54	3,03	2,7	2,57	2,56	2,49	2,49	2,56	2,53	2,5

Фактическая толщина стенки в большинстве сечений рабочего конуса имеет большие значения, чем расчетная её толщина согласно калибровке.

Учитывая полученные значения, рассчитано отклонение фактических значений от расчетных:

$$D_{мм} = S_{расч.} - S_{факт.}, \text{ мм}; \quad (1)$$

$$D_{\%} = \frac{S_{расч.} - S_{факт.}}{S_{расч.}} \cdot 100\%. \quad (2)$$

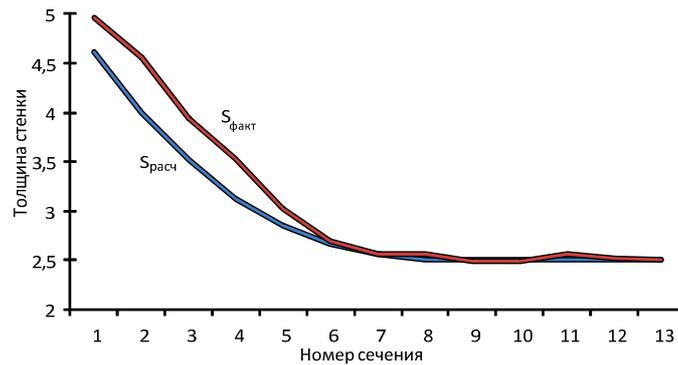


Рисунок 6. – Средние значения толщины стенки в контрольных сечениях рабочего конуса и расчетная толщина стенки согласно калибровке (сталь TP316L, маршрут 57×6,0 → 25×2,5)

Характер распределения функции $\Delta\%$ вдоль рабочего конуса практически полностью совпадает с характером распределения функции расчетных значений силы деформации (рисунки 7, 8).

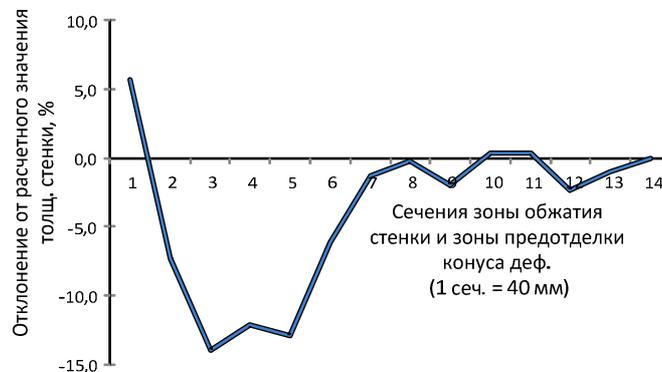


Рисунок 7. – Отклонение среднего значения толщины стенки (согласно замерам) в контрольных сечениях рабочего конуса от ее расчетного значения согласно калибровке (сталь TP316L, маршрут 57×6,0 → 25×2,5)

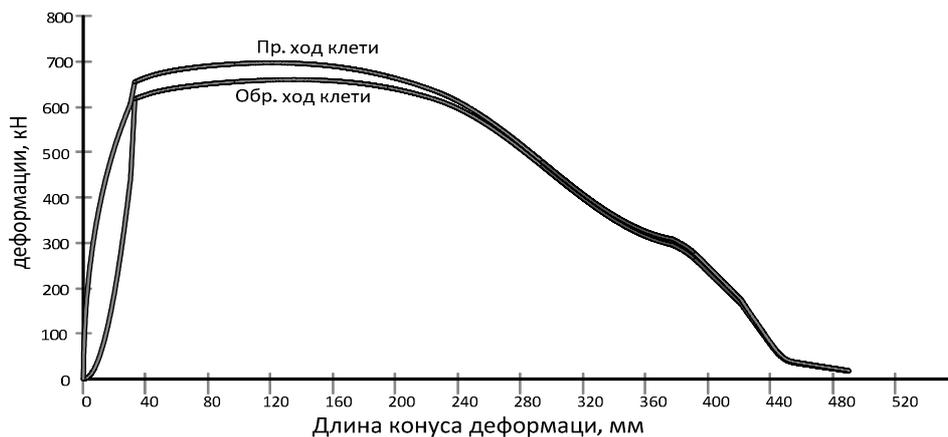


Рисунок 8. – Расчетные значения силы деформации в контрольных сечениях рабочего конуса (сталь TP316L, маршрут 57×6,0 → 25×2,5, стан ХПТ-55)

На основе полученных экспериментальных данных в дальнейшем можно вывести зависимость, которая позволит определять реальное значение толщины стенки в контрольных сечениях рабочего конуса в зависимости от расчетных значений силы деформации (для данной марки стали и для подобного прокатного стана).

Заключение. Анализ результатов, полученных в ходе экспериментального исследования изменения точности толщины стенки по длине рабочего конуса стана холодной прокатки труб, позволяет констатировать, что на точность стенки основное влияние оказывают упругая деформация и термические искаже-

ния ручья калибра, связанные с различными технологическими факторами прокатки труб в станах холодной пильгерной прокатки. Анализ литературных источников исследуемой тематики, выполненный в рамках данной работы, подтверждает результаты проведенного эксперимента. Полученные результаты можно использовать при проектировании маршрутов и анализе условий прокатки труб для марки стали TP316L и её аналогов и подобного прокатного стана.

ЛИТЕРАТУРА

1. Фролов, В.Ф. Холодная пильгерная прокатка труб / В.Ф. Фролов, В.Н. Данченко, Я.В. Фролов. – Днепропетровск : Пороги, 2005. – 255 с.
2. Шевакин, Ю.Ф. Калибровка и усилия при холодной прокатке труб / Ю.Ф. Шевакин. – М. : Metallurgia, 1963. – 212 с.
3. Геометрия прокатного инструмента и алгоритмы его расчета для станов холодной прокатки труб / В.Ф. Балакин [и др.] // Совершенствование производства стали, труб и железнодорожных колес ; под ред. А.Г. Величко, В.И. Большакова, В.Ф. Балакина. – Днепропетровск : ЧМП «Экономика», 2015. – С. 434–450.
4. Петраков, Ю.В. Формирование геометрических моделей ручья калибров станов холодной прокатки труб / Ю.В. Петраков, К.М. Паньків, С.П. Живцов // Вісник Нац. техн. ун-ту України «Київський політехнічний інститут». Серія Машинобудування : зб. наук. праць. – Вип. 57. – К. : КПІ, 2009. – С. 63–70.
5. Balakin, V.F. Influence of the parameters of the process of the cold pilger tube rolling on the Q-factor distribution along the cone of deformation / V.F. Balakin, S.V. Pilipenko // Itatube-journal. – 2016. – № 1. – С. 94–97.
6. Григоренко, В.У. Определение настроечного зазора между валками на станах холодной периодической прокатки труб / В.У. Григоренко, А.С. Нагний // Системні технології. – 2005. – № 4 (39). – С. 78–83.
7. Григоренко, В.У. Режим деформирования рабочего конуса на станах холодной периодической прокатки труб с учетом упругих деформаций деталей клетки / В.У. Григоренко, А.С. Нагний // Системні технології. – 2005. – № 5 (40). – С. 75–81.
8. Бобух, О.С. Розвиток методу розрахунку раціонального режиму деформації при холодній пильгерній прокатці котельних труб з урахуванням несиметричності формозміни металу : автореф. дис. ... канд. техн. наук / О.С. Бобух ; НМетАУ, 2016.
9. Нагний, О.С. Розвиток методу розрахунку параметрів холодної пильгерної прокатки труб при врахуванні пружної деформації кліти : автореф. дис. ... канд. техн. наук / О.С. Нагний ; НМетАУ, 2007.
10. Холодная прокатка алюминиевых труб. // Центральный металлический портал. Информационный портал. – URL: http://metallichekiy-portal.ru/articles/cvetmet/xolodnaa_prokatka_aluminievix_trub/2. – Дата обращения: 11.12.2017.
11. Влияние теплового режима прокатки труб на изменение размеров технологического инструмента / Л.В. Тимошенко [и др.] // Сталь. – 1981. – № 5. – С. 53–55.
12. Григоренко, В.У. Об изменении геометрических размеров поперечного сечения ручья калибров станов ХПТ под влиянием теплового расширения / В.У. Григоренко, С.В. Пилипенко // Научный вестник ДДМА : сб. науч. тр. № 1 (6Е). – ДГМА, Краматорск, 2010. – С. 37–42.
13. Finite element modeling of cold pilgering of tubes / Azizoğlu, Yağiz [et al.] A : COMPLAS XIII. “COMPLAS XIII : proceedings of the XIII International Conference on Computational Plasticity : fundamentals and applications”. – CIMNE ed. Barcelona : CIMNE, 2015. – P. 716–726.

Поступила 16.07.2018

INFLUENCE OF COLD PIPE ROLLING PARAMETERS TO CHANGE THE WALL THICKNESS ALONG THE CONE OF DEFORMATION

S. PILIPENKO, V. TERESHCHENKO, A. DUDAN

The influence of the elastic deformation of the cage and thermal distortions of the caliber brook on the change in wall thickness along the working cone of the cold rolling mill tube is considered. The results of the experiments. It was concluded that the accuracy of the wall is mainly influenced by the cage spring and thermal distortions of the caliber brook associated with various technological factors of tube rolling in cold pilger rolling mills. The results of the experiments carried out are necessary for further studies that will be carried out in this direction and can be used in the design of technological pipe rolling routes in cold rolling mills for this steel grade and its analogues and for a similar rolling mill.

Keywords: cold rolling of pipes, mill, technological route, tool calibration, working cone, deformation characteristics.

УДК 519.87:621.822.6

ВЕЙВЛЕТ-ФУНКЦИЯ ДЛЯ ДИАГНОСТИКИ ПОДШИПНИКОВ КАЧЕНИЯ

Ю.П. АСЛАМОВ; канд. техн. наук И.Г. ДАВЫДОВ

(Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники, Минск)

Рассматриваются автоматические системы вибрационной диагностики, позволяющие решать задачи оценки технического состояния роторного оборудования без привлечения экспертов. Для обработки нестационарных вибрационных сигналов широкое распространение получил вейвлет-анализ, однако качество вейвлет-анализа в большой степени зависит от выбранной базисной функции. Авторами предложена базисная функция, предназначенная для диагностики подшипников качения на основе вейвлет-анализа. Приведено её математическое обоснование и сравнительный анализ с другими базисными вейвлет-функциями. Представлены результаты тестирования базисной функции на модельных сигналах.

Ключевые слова: подшипники качения, вибродиагностика, цифровая обработка сигналов, вейвлет-преобразование, базисная функция.

Введение. В настоящее время для оценки технического состояния роторного оборудования используются методы обработки вибросигналов в частотной и частотно-временной областях [1–4]. Наибольшее распространение получили спектральные методы вибрационной диагностики на основе преобразования Фурье. В соответствии с указанным подходом каждому дефекту оборудования ставится в соответствие набор дефектных частот. Например, раковины и трещины на внутреннем/наружном кольце подшипника качения будут порождать ударные процессы с частотой повторения, равной частоте перекачивания тел качения по внутреннему/наружному кольцу ($BPFI / BPFO$) [4].

$$BPFI = F1 \cdot \frac{Nb}{2} \left(1 + \frac{Bd}{Pd} \cos(\theta) \right),$$

$$BPFO = F1 \cdot \frac{Nb}{2} \left(1 - \frac{Bd}{Pd} \cos(\theta) \right),$$

где $F1$ – частота вращения вала; Nb – количество тел качения; Bd – диаметр тела качения; Pd – диаметр делительной окружности; θ – угол контакта.

По совокупности дефектных частот, обнаруженных в спектре и спектре огибающей вибрации, делается заключение о типе дефекта оборудования и степени его развития. Простота, универсальность применения и большое количество справочной литературы стали причиной широкого распространения спектральных методов вибрационной диагностики. Однако существенным недостатком спектральных методов анализа является низкая эффективность их использования для обработки нестационарных сигналов [5] из-за размытия спектров. Нестационарность сигналов возникает вследствие того, что в процессе эксплуатации скорость вращения вала оборудования не является постоянной величиной. Причина заключается в изменении режима работы, нагрузки, различная степень изношенности элементов и т.д. При мером оборудования с постоянно изменяющейся скоростью вращения валов является ветрогенератор.

С одной стороны, решение указанной проблемы лежит в области алгоритмов уточнения частоты вращения вала и слежения за ней [5; 6]. С другой стороны, инструментом обработки нестационарных сигналов является вейвлет-анализ, математический аппарат которого разработан учеными Морле, Добеши, Малла и другими [7; 8]. Применительно к вибрационной диагностике данный подход еще недостаточно проработан, но, по нашему мнению, является перспективным. Следует отметить, что большое влияние на качество вейвлет-анализа оказывает выбор базисной функции. В данной работе авторами предложена базисная вейвлет-функция для диагностики подшипников качения. Также в работе приведены результаты экспериментов, проведенных на модельных вибрационных сигналах.

Основная часть. Линейное частотно-временное преобразование устанавливает связь сигнала с семейством волновых функций, хорошо сконцентрированных по времени и по частоте. Эти волновые функции называются частотно-временными атомами.

Если рассмотреть общее семейство частотно-временных атомов $\{\phi_\gamma\}_{\gamma \in \Gamma}$, где γ может быть многоиндексным параметром, и предположить $\gamma \phi_\gamma \in L^2(\mathbb{R})$, $\phi_\gamma \in L^2(\mathbb{R})$ и $\|\phi_\gamma\| = 1$, тогда соответствующее линейное частотно-временное преобразование сигнала $x \in L^2(\mathbb{R})$ определяется как

$$Tx(\gamma) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \phi_\gamma^*(t) dt = \langle x, \phi_\gamma \rangle.$$

Атом Фурье с окном строится с помощью окна g , сдвинутого на u и модулированного частотой ω :

$$\phi_\gamma(t) = g_{u,\omega}(t) = e^{i\omega t} g(t-u).$$

Вейвлет-атом – это растяжение в s раз и сдвиг на u материнского вейвлета ψ :

$$\phi_\gamma(t) = \psi_{s,u}(t) = \frac{1}{\sqrt{s}} \psi\left(\frac{t-u}{s}\right).$$

Вейвлеты и преобразование Фурье с окном имеют энергию, хорошо локализованную во времени, во время как их преобразование Фурье сконцентрировано главным образом в ограниченном диапазоне частот.

Для анализа структуры сигналов различной длительности необходимы частотно-временные атомы с различными временными носителями. Вейвлет-преобразование раскладывает сигналы по растянутым и сдвинутым вейвлетам. Функция $\psi \in L^2(\mathbb{R})$ называется вейвлетом, если выполняются следующие условия:

1) функция $\psi(t)$ имеет нулевое среднее

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \psi(t) dt = 0. \quad (1)$$

Функция $\psi(t)$ нормирована, $\|\psi\| = 1$, и имеет центр в $t = 0$. Часто для практических приложений оказывается необходимым, чтобы не только нулевой, но и первые k моментов были равны нулю:

$$\int_{-\infty}^{+\infty} t^k \psi(t) dt = 0 \text{ для } 0 \leq k < p, \quad (2)$$

тогда $\psi(t)$ ортогональна любому многочлену степени $p - 1$. Такой вейвлет называется вейвлетом k -го порядка. Вейвлеты, обладающие большим количеством нулевых моментов, позволяют анализировать мелко-масштабные флуктуации и особенности высокого порядка, игнорируют регулярные полиномиальные составляющие сигнала;

2) функция $\psi(t)$ непрерывна по всей длине, т.е. не имеет точек разрыва. В некоторых приложениях требуется непрерывная дифференцируемость [8];

3) функция $\psi(t)$ должна быть ограничена и локализована по времени и по частоте. Необходимым и достаточным условием является

$$\int_{-\infty}^{+\infty} |\psi(t)|^2 dt < \infty. \quad (3)$$

Локализация вейвлет-функций во времени подразумевает выполнение одного из законов убывания:

а) t^{-m} , где $m = const$, б) экспоненциального $e^{-k|t|}$, где $k > 0$, либо более быстрого. Хорошо локализованная функция $\psi(t)$ имеет быстрое убывание. Это означает, что для любого показателя $m \in \mathbb{N}$ существует константа C_m такая, что

$$\forall t \in \mathbb{R} \quad |\psi(t)| \leq \frac{C_m}{1+|t|^m}; \quad (4)$$

4) *автономность базиса* – все вейвлеты семейства $\psi_{u,s}(t)$ имеют одинаковую форму (число осцилляций), так как получаются посредством масштабирования и сдвига материнского вейвлета $\psi(t)$.

Вейвлет-преобразование от времени u и масштаба s есть

$$Wx(u, s) = \langle x, \psi_{u,s} \rangle = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \frac{1}{\sqrt{s}} \psi^*\left(\frac{t-u}{s}\right) dt.$$

Вейвлет-преобразование может быть переписано в виде свертки

$$Wx(u, s) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \frac{1}{\sqrt{s}} \psi^*\left(\frac{t-u}{s}\right) dt = x^* \tilde{\psi}_s(u), \quad (5)$$

где

$$f_2 \tilde{\psi}_s(t) = \frac{1}{\sqrt{s}} \psi^*\left(\frac{-t}{s}\right).$$

Преобразование Фурье $\hat{\psi}_s(u)$ есть

$$\hat{\psi}_s(\omega) = \sqrt{s} \hat{\psi}^*(s\omega).$$

Так как $\hat{\psi}(0) = \int_{-\infty}^{+\infty} \psi(t) dt = 0$, то $\hat{\psi}$ – передаточная характеристика диапазонного фильтра, т.е. вейвлет-преобразование (5) вычисляет свертку с растянутым диапазонным фильтром. Если ψ – вещественный вейвлет, тогда

$$Wx(u, s) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \frac{1}{\sqrt{s}} \psi\left(\frac{t-u}{s}\right) dt.$$

Для вейвлет-преобразования выполняется закон сохранения энергии, но вейвлет удовлетворяет условию допустимости, определяемой теоремой Кальдера, Морле и Гроссмана [7].

Пусть $\psi \in L^2(\mathbb{R})$ – вещественная функция, такая что

$$C_\psi = \int_0^{+\infty} \frac{|\hat{\psi}(\omega)|}{\omega} d\omega < +\infty, \tag{6}$$

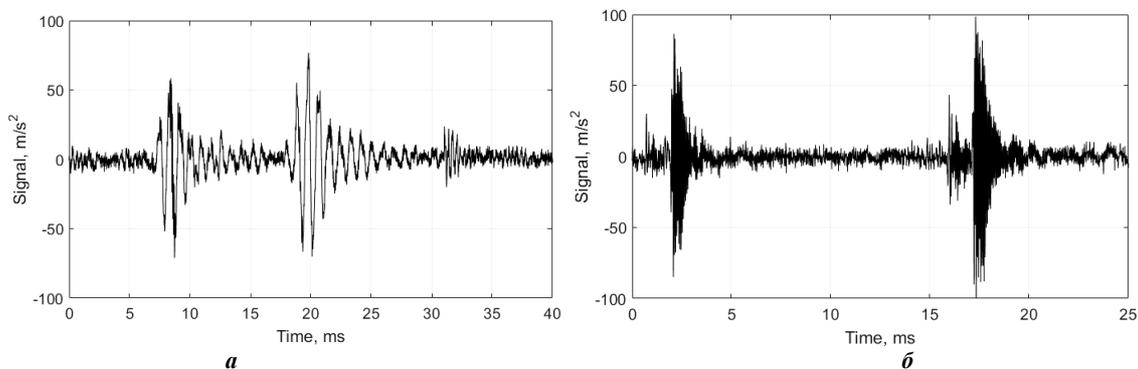
тогда любая $x \in L^2(\mathbb{R})$ удовлетворяет равенству:

$$x(t) = \frac{1}{C_\psi} \int_0^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} Wx(u, s) \frac{1}{\sqrt{s}} \psi\left(\frac{t-u}{s}\right) du \frac{ds}{s^2}. \tag{7}$$

Предположение (6) называется условием допустимости для вейвлетов. Для того чтобы интеграл был конечным, требуется $\hat{\psi}(0) = 0$. Это объясняет, почему вейвлеты должны иметь нулевое среднее значение. Если $\hat{\psi}(0) = 0$ и $\hat{\psi}(\omega)$ непрерывно дифференцируемы, условие допустимости выполняется. Выражение (7) задает обратное вейвлет-преобразование.

Следует отметить, что вейвлет может считаться базисной функцией $L^2(\mathbb{R})$ только в том случае, если построенный с помощью его базис ортонормирован и обратное преобразование существует. Однако строгие доказательства полноты и ортогональности сложны и громоздки [8]. Кроме того, для практических целей часто достаточным является устойчивость и «приблизительная» ортогональность системы функций разложения. Как правило, для анализа сигналов используются такие «почти базисные» вейвлеты.

Вейвлет-функция для диагностики подшипников качения. Во многих работах по вибрационной диагностике разрабатываются и анализируются модели ударных процессов в подшипниках качения при наличии дефектов. В частности, в [9–11] ударный процесс рассматривается как гармоническое колебание, затухающее по экспоненциальному закону. На рисунке 1 представлены примеры ударных импульсов в подшипниках качения при наличии дефектов.



a – дефект тела качения; б – дефект наружного кольца

Рисунок 1. – Дефект подшипника качения

Функция для диагностики подшипников качения должна максимально соответствовать форме ударных импульсов и иметь хорошую локализацию во временной и частотной областях. В качестве

вейвлет-функции для анализа подшипников качения выбран вейвлет ψ [12; 13], состоящий из двух частей (8). Первая часть вейвлета ψ описывается выражением для вейвлета *МЕХН* (*Mexican Hat*), а вторая часть имеет экспоненциальный закон затухания:

$$\psi(t, \omega, k) = \begin{cases} \left(\frac{4}{\pi^2}\right)\left(\frac{\pi^2}{4} - (\omega t)^2\right) \exp\left(\frac{-2(\omega t)^2}{\pi^2}\right) & \text{при } -\infty < t \leq 0; \\ \cos(\omega t) \exp(-kt) & \text{при } 0 < t < \infty, \end{cases} \quad (8)$$

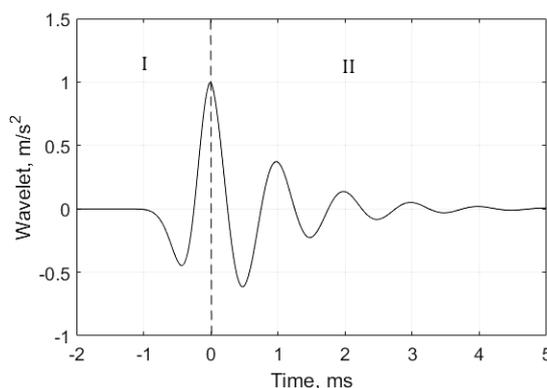
где $\omega = 2\pi f_0$ – циклическая частота (рад/с); f_0 – несущая (резонансная) частота (Гц); k – коэффициент затухания.

В ходе анализа выявлено, что рассматриваемая вейвлет-функция ψ (8) обладает следующими недостатками:

- 1) функция ψ не является непрерывно дифференцируемой в точке $t = 0$;
- 2) функции ψ имеет нулевой момент (1), отличный от нуля, т.е. не выполняется условие допустимости, в частности

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \psi(t) dt = \frac{k}{k^2 + \omega^2} > 0.$$

Временная реализация рассматриваемой вейвлет-функции с несущей частотой $f_0 = 1000$ Гц представлена на рисунке 2. Римскими цифрами I и II обозначены первая и вторая части выражения (8) соответственно.



I – часть *МЕХН*; II – экспоненциальная часть

Рисунок 2. – Базисная функция для диагностики подшипников качения $\psi(t, \omega, k)$

Для устранения указанных выше недостатков проводится модификация вейвлета. Введем понятие коэффициента формы *FF* (*Form Factor*), тогда коэффициент затухания k из выражения (8) примет вид

$$k = \frac{f_0}{FF} = \frac{\omega}{2\pi FF}. \quad (9)$$

Введем следующие обозначения:

$$f_{mexh}(t, \omega, a) = \left(1 - \left(\frac{2\omega t}{\pi}\right)^2\right) \exp\left(-\frac{\left(\frac{2\omega t}{\pi}\right)^2}{a}\right),$$

$$f_{exp}(t, \omega, FF) = \cos(\omega t) \exp\left(-\frac{\omega t}{2\pi FF}\right).$$

В рамках представляемой работы опустим промежуточные расчеты и приведем итоговое выражение (10) модифицированной базисной функции для диагностики подшипников качения ψ^{MEXP} :

$$\psi^{MEXP}(t, \omega, FF) = \begin{cases} f_{mexh}(t, \omega, a_2), & -\infty < t \leq 0; \\ f_{mexh}(t, \omega, a_1), & 0 < t \leq \frac{\pi}{2\omega}; \\ f_{exp}(t, \omega, FF), & \frac{\pi}{2\omega} < t < \infty, \end{cases} \quad (10)$$

где a_1 и a_2 – поправочные коэффициенты, рассчитываемые следующим образом:

$$a_1 = \frac{1}{\ln\left(\frac{4}{\pi}\right) + \frac{1}{4FF}}, \quad (11)$$

$$a_2 = (\alpha + \beta)^2. \quad (12)$$

Для расчета коэффициента a_2 используются вспомогательные коэффициенты:

$$\alpha = \sqrt[3]{-\frac{q}{2} + \sqrt{Q}}, \quad \beta = \sqrt[3]{-\frac{q}{2} - \sqrt{Q}}, \quad Q = \left(\frac{p}{3}\right)^3 + \left(\frac{q}{2}\right)^2,$$

$$p = -2, \quad q = -\frac{8\omega}{\pi\sqrt{\pi}}(S_{mexh}^R(\omega, a_1) + S_{exp}(\omega, FF)),$$

$$S_{mexh}^R(\omega, a_1) = \frac{\pi\sqrt{\pi a_1}}{4\omega} \cdot \frac{2 - a_1}{2} \cdot erf\left(\frac{1}{\sqrt{a_1}}\right) + \frac{\pi a_1}{4\omega} \exp\left(-\frac{1}{a_1}\right),$$

$$S_{exp}(\omega, FF) = -\frac{4\pi^2 FF^2}{\omega} \cdot \frac{\exp\left(-\frac{1}{4FF}\right)}{(1 + 4\pi^2 FF^2)}.$$

Здесь $erf(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-t^2} dt$ – функция ошибок (функция Лапласа).

Вейвлет-функцию (10) обозначим как $MEXP$ или ψ^{MEXP} ввиду наличия в ее основе двух основных законов f_{mexh} и f_{exp} ($MEXH + EXP$). Для коэффициента формы $FF = 1$, соответствующего оригинальной записи вейвлет-функции (8), значения параметров a_1 и a_2 соответственно равны $a_1 = 2,0343$, $a_2 = 2,1890$.

Вейвлет-функция $MEXP$ удовлетворяет требованиям (1)–(4) и условию допустимости (6). Функция имеет только нулевой момент, равный нулю:

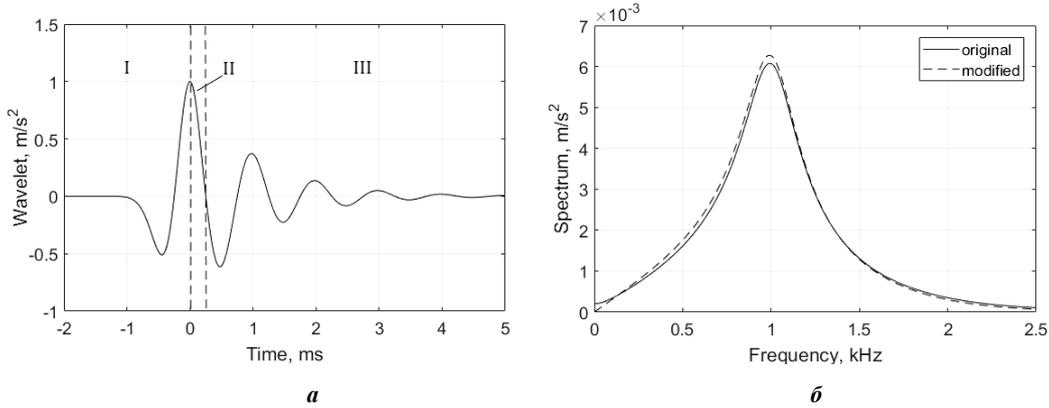
$$\int_{-\infty}^{+\infty} t^0 \psi(t) dt = 0.$$

Вейвлет $MEXP$ является один раз непрерывно дифференцируемой функцией, в то время как для производной второго порядка точки $t_0 = 0$ и $t_1 = \frac{\omega}{2\pi}$ являются точками разрыва I рода.

Временная реализация $MEXP$ и его спектр для несущей частоты $f_0 = 1000$ Гц и коэффициента формы $FF = 1$ представлены на рисунке 3. Римскими цифрами I, II и III обозначены три части выражения (10) соответственно.

Изменение коэффициента формы FF оказывает наибольшее влияние на экспоненциальную часть вейвлета $MEXP$. По этой причине в представленной модификации первая часть вейвлета $MEXP$ (I – рисунок 3, а) используется в качестве противовеса для достижения нулевого среднего (1), а вторая – для связи

двух законов *МЕХН* и *ЕХР*. Вторая часть вейвлета изменяется по закону *МЕХН* для достижения дифференцируемости вейвлета в точке $t_0 = 0$ и для связи двух законов вейвлета в точке $t_1 = \frac{\omega}{2\pi}$.



а – временная реализация вейвлета после модификации;
б – Фурье-образ оригинального и модифицированного вейвлета;
I, II – часть *МЕХН*; **III** – экспоненциальная часть

Рисунок 3. – Вейвлет-функция *МЕХР*

Как представлено на рисунке 3, б, Фурье-образ вейвлета *МЕХР* смещен в область низких частот, что объясняется влиянием $f_{mexh}(t, \omega, a)$ (I, II, рисунок 3, а), однако значение Фурье-образа вейвлета на нулевой частоте строго равно нулю $\hat{\psi}^{MEXP}(0) = 0$.

Следует отметить, что введение коэффициента формы *FF* в выражение для вейвлета *МЕХР* (10) делает возможным построение целого семейства базисных функций с различным частотно-временным разрешением в пределах одного выбранного масштабного коэффициента *s*. При этом форма вейвлета будет сохранять схожесть. Данный факт может быть использован для построения базисов разреженной вейвлетной декомпозиции [14].

Результаты и их обсуждение. Для оценки эффективности выделения ударных процессов в вибрационном сигнале дефектного подшипника качения при помощи вейвлета *МЕХР* проводится его сравнительный анализ с вейвлетами *МЕХН* и *MORL*, нашедшими широкое применение:

$$\psi^{MEXH}(t, \omega) = \left(1 - \frac{4\omega^2 t^2}{\pi^2}\right) \exp\left(-\frac{2\omega^2 t^2}{\pi^2}\right),$$

$$\psi^{MORL}(t, \omega) = \cos(5\omega t) \exp(-\omega^2 t^2).$$

Большая часть энергии вейвлета *МЕХН* сосредоточена в главном лепестке, вследствие чего *МЕХН* обладает высоким коэффициентом корреляции с сигналами различной формы, но при этом имеет низкую избирательность в частотной области. Вейвлет *MORL* имеет широкое применение во многих задачах вейвлет-анализа вследствие низкого значения частотно-временного разрешения [7].

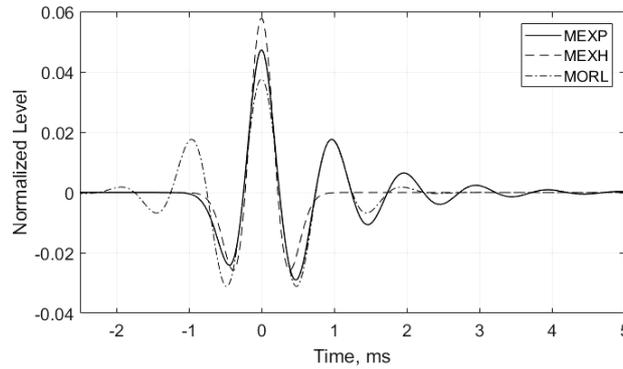
Для корректного сравнения каждая вейвлет-функция подвергается предварительной нормировке:

$$\bar{\psi}(t) = \frac{\psi(t)}{\|\psi\|}, \quad (13)$$

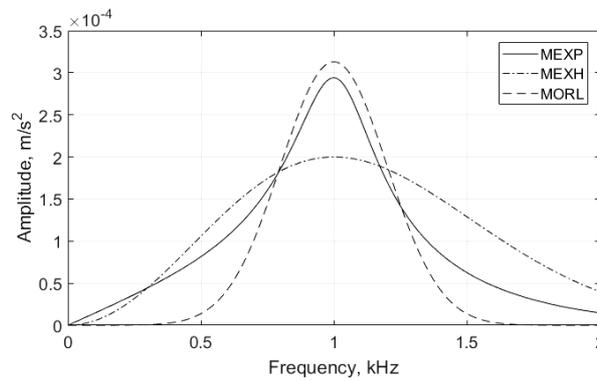
где $\|\psi\| = \left(\int_{-\infty}^{+\infty} |\psi(t)|^2 dt\right)^{1/2}$ – норма функции $\psi(t)$.

Резонансные частоты f_0 используемых вейвлетов скорректированы таким образом, чтобы их действительные значения составляли $\tilde{f}_0 = 1$ кГц. Для вейвлета *МЕХР* при коэффициенте формы *FF* = 1 коэффициент коррекции резонансной частоты составляет $k_f^{MEXP} = 1,0083$; для вейвлета *МЕХН* коэффициент равен $k_f^{MEXH} = 1.1111$; для *MORL* коэффициент $k_f^{MORL} = 1$.

Нормированные вейвлет-функции и их Фурье-образы представлены на рисунке 4.



a



б

a – временная реализация; **б** – Фурье-образы вейвлетов

Рисунок 4. – Нормированный базис при $f_0 = 1$ кГц

В качестве тестового сигнала использована последовательность экспоненциальных импульсов с различными коэффициентами формы FF (коэффициентами затухания):

$$s^{EXP}(t, \omega_0) = \sum_{i=1}^N \overline{s_0^{EXP}}((t - \Delta t_i), \omega_0, FF_i), \quad (14)$$

$$s_0^{EXP}(t, \omega, FF) = \begin{cases} \sin(\omega t) \cdot \exp\left(-\frac{2\pi FF}{\omega} t\right), & 0 \leq t < \infty \\ 0, & -\infty < t < 0. \end{cases} \quad (15)$$

Здесь $\overline{s_0^{EXP}}(t, \omega, FF)$ – функция экспоненциального импульса, нормированная по (13); $FF_i = FF_0 \cdot 2^{(i-1)/2}$ – решетка значений коэффициентов формы тестовых импульсов.

Пример тестового сигнала $s^{EXP}(t, \omega_0)$ (14) с частотой заполнения $f_0 = 1$ кГц и решеткой коэффициентов формы $\{FF\} = \{1, 2, 4, 8, 16\}$ представлен на рисунке 5, *a*.

Сравнение приведенных вейвлетов проводится в терминах отклика $resp(\psi, FF)$. Под откликом $resp(\psi, FF_i)$ вейвлета ψ на импульсный сигнал s_0 будем понимать

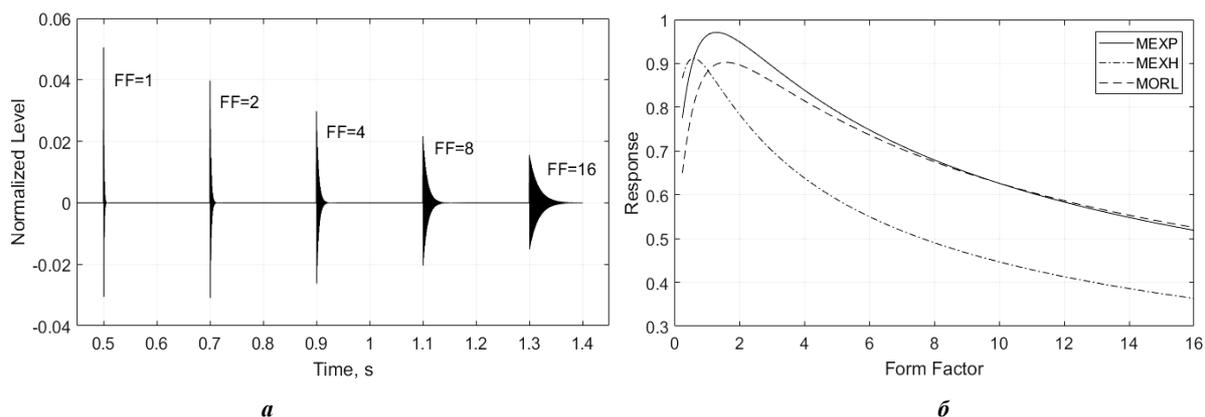
$$resp(\psi, FF_i) = \max \left[\text{env} \left(\text{corr} \left(\overline{\psi}(t), \overline{s_0}(t, FF_i) \right) \right) \right], \quad (16)$$

где $\text{env}(x(t))$ – огибающая сигнала $x(t)$, полученная при помощи преобразования Гильберта;

$\text{corr}(x(t), y(t)) = \int_{-\infty}^{\infty} x(t)y(t-\tau)d\tau$ – корреляционная функция сигналов $x(t)$ и $y(t)$; $\bar{\Psi}(t, \omega_0)$ – нормированная по (13) вейвлет-функция $\Psi(t, \omega_0)$; $\bar{s}_0(t, FF_i)$ – нормированный по (13) тестовый импульсный сигнал с коэффициентом формы FF_i .

Фактически под откликом $\text{resp}(\Psi, FF)$ понимается коэффициент корреляции Пирсона, так как и тестовые экспоненциальные импульсы, и вейвлет-функции имеют единичную норму.

Кривые отклика $\text{resp}(\Psi, FF)$ трех исследуемых вейвлетов Ψ на тестовый сигнал $s^{EXP}(t, \omega_0)$ представлены на рисунке 5, б.



а – тестовый сигнал $s^{EXP}(t, \omega_0)$; **б** – кривые отклика вейвлетов на тестовый сигнал $s^{EXP}(t, \omega_0)$

Рисунок 5. – Отклик вейвлетов на тестовый сигнал

Как видно на рисунке 5, а, при низких значениях коэффициента формы тестовых импульсов $FF \leq 0,59$ наибольшим откликом обладает вейвлет *MEXH*. Причина в том, что при таких значениях коэффициента формы FF тестовые импульсы вырождаются в единичный всплеск и становятся близкими по форме к *MEXH*. Преимущество в отклике *MEXH* тем больше, чем меньше коэффициент формы тестовых импульсов. Так, например, при $FF = 0,25$ отклик *MEXH* на 11,67% больше, чем у *MEXP*, и на 33,37% больше, чем у *MORL*.

При коэффициенте формы $0,59 < FF \leq 9,935$, когда тестовые сигналы приобретают форму экспоненциальных импульсов, наибольшим откликом среди анализируемых базисных функций обладает вейвлет *MEXP*. Максимальный отклик соответствует коэффициенту формы тестовых сигналов $FF = 1,297$, на котором отклик *MEXP* на 8,09% больше, чем у *MORL*, и на 13,36% больше, чем у *MEXH*.

Максимум отклика *MORL* соответствует коэффициенту тестовых импульсов $FF = 1,542$. При этом его отклик на 7,17% ниже, чем у *MEXP*, но на 8,72% выше, чем у *MEXH*.

Вейвлет *MORL* обладает большим откликом, чем *MEXP*, только начиная с коэффициента формы тестовых импульсов $FF > 9,935$. При этом преимущество *MORL* в отклике не превышает 1,2% ($FF = 16$).

Алгоритм использования полученной базисной функции *MEXP* в задачах вибродиагностики роторного оборудования аналогичен алгоритму, описанному в [12].

Заключение

В ходе исследования рассмотрена базисная функции для вибрационной диагностики подшипников качения. Осуществлена ее модификация для устранения выявленных недостатков.

Проведен сравнительный анализ полученного вейвлета с широко применяемыми вейвлетами *MEXH* и *MORL*. В результате экспериментов установлено, что полученная вейвлетная функция обладает на 8,09% лучшим откликом на экспоненциальные импульсные воздействия, чем *MORL*, и на 13,36% лучшим откликом, чем *MEXH*.

ЛИТЕРАТУРА

1. Абрамов, И.Л. Вибродиагностика энергетического оборудования : учеб. пособие по дисциплине «Диагностика в теплоэнергетике» / И.Л. Абрамов. – Кемерово, 2011. – 80 с.

2. Барков, А.В. Вибрационная диагностика машин и оборудования. Анализ вибрации : учеб. пособие / А.В. Барков, Н.А. Баркова. – СПб. : СПбГМТУ, 2004. – 156 с.
3. Баркова, Н.А. Вибрационная диагностика машин и оборудования. Расчет основных частей вибрации узлов машин, параметров измерительной аппаратуры и практическая экспертиза : учеб. пособие / Н.А. Баркова, А.А. Борисов. – СПб. : СПбГМТУ, 2004. – 156 с.
4. Костюков, В.Н. Основы виброакустической диагностики и мониторинга машин : учеб. пособие / В.Н. Костюков, А.П. Науменко. – Омск : Изд-во ОмГТУ, 2011. – 360 с.
5. Eltabach, M. Rotating machine speed estimation using vibration statistical approach / M. Eltabach, G. Govaert // World Congress on Condition Monitoring – WCCM 2017. – Venue : ILEC Conference Centre, London, 2017. – P. 5.
6. Алгоритмы уточнения частоты вращения вала в задачах вибродиагностики роторного оборудования / Ю.П. Асламов [и др.] // Вестник Полоцкого государственного университета. Сер. В, Промышленность. Прикладные науки. – 2017. – № 11. – С. 51–58.
7. Mallat, S. A wavelet tour of signal processing. The sparse way / S. Mallat. – Oxford : Academic Press, 2009.
8. Астафьева, Н.М. Вейвлет-анализ : основы теории и примеры применения / Н.М. Астафьева // Успехи физических наук. – 1996. – Т. 166, № 11.
9. Howard, I. A review of Rolling Element Bearing Vibration / I. Howard // Detection, Diagnosis and Prognosis Aeronautical and Maritime Research Laboratory, Department of Defence, 1994.
10. Madar, E. An analytical model of rolling-element-spall interaction in bearing inner race / E. Madar, G. Kogan, J. Bortman // World Congress on Condition Monitoring – WCCM 2017. – Venue : ILEC Conference Centre. – London, 2017.
11. Kogan, G. A new model for spall-rolling-element interaction / G. Kogan, J. Bortman, R. Klein // Nonlinear Dyn, Nonlinear Dynamics-2016 = Нелинейная динамика-2016 : 5th International conference, Kharkov, 27–30 september / National Technical University «Kharkov Polytechnic Institute», 2016.
12. Давыдов, И.Г. Диагностика качества подшипников качения с применением вейвлет-анализа / И.Г. Давыдов [и др.] // Доклады БГУИР. – 2005. – № 3 (11). – С. 48–52.
13. Васюкевич, С.Ю. Исследование смещения максимума спектра мощности базисной / С.Ю. Васюкевич, И.Г. Давыдов, С.А. Мигалевич // Технические средства защиты информации : тез. докл. VIII Белорус.-рос. науч.-техн. конф., Браслав, 24–28 мая 2010 г. – С. 106.
14. Разреженная вейвлетная декомпозиция в задачах вибродиагностики роторного оборудования / Ю.П. Асламов [и др.] // Доклады БГУИР. – 2017. – № 8. – С. 91–98.

Поступила 12.02.2018

WAVELET FUNCTION FOR ROLLING BEARING DIAGNOSIS

Y. ASLAMOV, I. DAVYDOV

Automatic systems of vibration-based diagnostics allow to solve problems of estimation of a technical condition of rotary equipment without involvement of experts. Wavelet analysis became widely used to process non-stationary signals. However, the quality of the wavelet analysis strongly depends on the chosen wavelet function. The authors of the article proposed a basis function intended for the diagnosis of rolling bearings. Wavelet mathematical justification and comparative analysis with other wavelets are provided. The article contains the results of testing the proposed wavelet on model signals.

Keywords: vibration-based diagnostics, digital signal processing, wavelet transform, basis function.

УДК 644.37:68

ОБЕСПЕЧЕНИЕ БЕЗОПАСНОСТИ ПРОИЗВОДСТВЕННОЙ СРЕДЫ В КАБИНЕ МОБИЛЬНОЙ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННОЙ ТЕХНИКИ

*А.Л. МИСУН; канд. физ.-мат. наук, доц. И.М. МОРОЗОВА;
д-р техн. наук, проф. Л.В. МИСУН; А.А. ПИНЧУК; Н.В. САМКЕВИЧ
(Белорусский государственный аграрный технический университет, Минск)*

Рассматривается проблема обеспечения безопасности производственной среды в кабине мобильной сельскохозяйственной техники. Разработан методический подход для обоснования микроклиматических условий производственной среды и теплозащитных свойств одежды оператора данного вида техники. Представлен расчет термического сопротивления теплозащитной одежды оператора, предложено техническое устройство для поддержания требуемой влажности воздуха в кабине мобильной сельскохозяйственной техники.

Ключевые слова: микроклимат, безопасность, производственная среда, кабина сельскохозяйственной техники, теплообмен человека, теплозащитная одежда.

Введение. Физиологическая норма реакции тела человека позволяет организму адаптироваться к охлаждающей или нагревающей температуре воздуха, микроклимату. В случае же возникающего перегрева или переохлаждения тела, даже если это и не опасно для жизни человека, снижается трудоспособность. При расчетах теплоощущения состояния человека широко используется понятие «тепловой баланс», при котором отмечается равенство между теплообразованием и теплоотдачей в организме. Если изменяются теплофизические условия производственной среды, например, в кабине мобильной сельскохозяйственной техники (МСХТ), то при различной деятельности оператора МСХТ система терморегуляции организма приводит в соответствие процессы теплообразования и теплоотдачи, сохраняя при этом температуру тела на одном постоянном уровне ($36,6 \pm 0,5$) °С. Но возможности системы терморегулирования организма ограничены: при длительном и постоянном снижении температуры окружающей среды система терморегуляции не в состоянии обеспечить человеку комфортное самочувствие и наступает дискомфорт.

Основная часть. Для создания комфортных микроклиматических условий производственной среды должны учитываться особенности теплообмена человека, выполняющего физическую работу. Температура кожи в любой точки тела является результатом действия ряда факторов, которые определяют передачу тепла от внутренних частей организма и легкость его отдачи в окружающую среду. Эти факторы в значительной мере отличаются в разных частях тела. Во время выполнения физической нагрузки наблюдается интенсивное теплообразование, происходящее при сокращении работающих мышц. Так, умеренная двигательная активность увеличивает теплообразование в 2 раза, а тяжелая работа – в 4...5 раз, и более существенно возрастает роль физической терморегуляции, увеличивается и изменяется соотношение способов теплоотдачи [1].

Для расчета теплового баланса тела человека наиболее часто используется выражение, включающее такие показатели, как средневзвешенная температура тела человека (t_k), теплоотдача тела испарением ($Q_{и}$) и показатель теплоощущения (τ). Средневзвешенная температура тела в имеющем практическое значение диапазоне физических нагрузок работника – от состояния покоя (теплопродукция $Q_{ч0} = 100$ Вт) до тяжелой работы (энергозатраты $Q_{ч} = 300$ Вт) – рассчитывается по следующей формуле [2]:

$$t_k = 30 + 3,6 \cdot e^{-0,003(Q_{ч} - Q_{ч0})} \cdot 51g(\tau + 1). \quad (1)$$

Для определения средневзвешенной температуры (t_k) на коже испытуемого отмечаются точки, в которых электрическим термометром замеряется этот показатель. При этом температура окружающей среды ($t_{окр}$) находится в пределах 19...23 °С. Поочередно измеряется температура тела на семи стандартных участках – стопе, ноге (голень или бедро), груди, спине, кисти, плече, голове. Каждая из измеренных величин умножается на число, соответствующее доле площади данной части от общей поверхности тела [3]:

$$t_k = 0,07t_{стопы} + 0,32t_{ноги} + 0,18t_{груди} + 0,17t_{спины} + 0,14t_{плеча} + 0,05t_{кисти} + 0,007t_{головы}. \quad (2)$$

Затем испытуемый выполняет интенсивную физическую работу, по завершении которой в тех же точках и той же последовательности измеряется температура тела. Сравниваются результаты замеров средневзвешенной температуры до и после выполнения физической нагрузки, проводятся прогнозные

расчеты (формула (1)). Для условий охлаждающего микроклимата ($\tau < 0$) средневзвешенная температура тела человека должна быть в пределах 28...30 °С.

Испарение влаги ($PВ$) с поверхности тела (формула (3)) – один из главных способов теплоотдачи:

$$PВ = PВ_{и} - PВ_{к.п} + PВ_{л}, \quad (3)$$

где $PВ_{и} = 1,48Q_{и}$ – потери влаги организмом из-за теплоотдачи вследствие ее испарения, г/ч; $PВ_{к.п}$ – потери влаги организмом из-за теплоотдачи неощутимой кожной перспирацией в результате диффузии водяных паров, г/ч; $PВ_{л}$ – потери влаги организмом вследствие теплоотдачи испарением влаги в легких, г/ч.

В условиях теплового комфорта с поверхности кожи в течение одного часа испаряется 40...50 г влаги [3]. Выделение пота в количестве, превышающем 150 г/ч, сопряжено с тепловым дискомфортом [3], который возникает и при давлении пара в пододежном пространстве, превышающем 20 ГПа.

В условиях нагревающего микроклимата производственной среды ($\tau \geq 0$) для расчета потерь влаги организмом используется следующая зависимость [2]:

$$PВ = [PВ_0 - 0,65 \cdot (Q_{ч} - Q_{ч0})] \cdot 1,75^{\tau}, \quad (4)$$

где $PВ_0$ – значение потерь влаги организмом человека (принимается равным 39 г/ч при $Q_{ч} - Q_{ч0}$) и $\tau = 0$).

Поддержание требуемого уровня микроклимата производственной среды зависит от оптимального сочетания параметров её тепловой защиты и системы кондиционирования воздуха (вентиляции, отопления), а также изменяющихся условий эксплуатации МСХТ (ориентации и скорости движения МСХТ по полю), потока солнечной радиации, поглощаемой телом человека. Кроме этого, оператор МСХТ во время рабочей смены периодически покидает кабину и занимается технологическими регулировками, устранением эксплуатационных отказов и т.п., то есть энергозатраты его не постоянны. Поэтому с учетом климатических условий выполнения работы правильно подобранная теплозащитная одежда должна способствовать сохранению здоровья оператора МСХТ и повышению его работоспособности, а также соответствовать следующим *основным гигиеническим требованиям*:

- обеспечивать оптимальный пододежный микроклимат, способствуя тем самым тепловому комфорту оператора МСХТ;
- не затруднять его дыхание, кровообращение и движение;
- не смещать и не сдавливать внутренние органы, опорно-двигательный аппарат;
- быть достаточно прочной, легко очищаться от внешних и внутренних загрязнений;
- не содержать выделяющихся в производственную среду токсичных химических примесей – отсутствие физических и химических свойств, неблагоприятно влияющих на кожу и организм в целом;
- иметь сравнительно небольшую массу (до 8...10% массы тела человека).

При расчете теплозащитных свойств специальной одежды учитывают особенности теплообмена работника, выполняющего физическую работу, поэтому значения энергозатрат, дефицита теплоты, средневзвешенной температуры тела принимаются с учетом тяжести выполняемой работы. Теплопроводность ткани одежды, характеризующая её тепловое сопротивление ($Q_{м.р.}$), рассчитывается с учетом энергии, затрачиваемой оператором МСХТ на механическую работу:

$$Q_{м.р.} = (Q_{эт} - Q_0) \cdot \eta, \quad (5)$$

где $Q_{эт}$ – общие энергозатраты, Вт; Q_0 – энергозатраты на основной обмен в организме человека, Вт; η – термический коэффициент полезного действия одежды.

В качестве единицы теплозащитной способности ткани (снижения плотности теплового потока) принята величина «кло» – единица теплоизоляционной характеристики одежды, соответствующая 0,18 °С·м²/Вт. Одна единица «кло» обеспечивает состояние теплового комфорта, если теплообразование спокойно сидящего человека составляет примерно 58 Вт/м², а окружающий микроклимат характеризуется температурой воздуха, равной 21 °С, относительной влажностью 50% и скоростью движения воздуха 0,1 м/с [3].

Для обоснования теплозащитных свойств одежды оператора МСХТ необходимо определить потери теплоты на испарение влаги ($Q_{исп.}$) с поверхности тела и верхних дыхательных путей:

$$Q_{исп.} = 0,2[(Q_{эт} + D/\tau_{н.пр.} - Q_{м.р.})] = 0,2[(Q_{эт} + D/\tau_{н.пр.}) - (Q_{эт} - Q_0) \cdot \eta], \quad (6)$$

радиационно-конвективные потери ($Q_{р.к.}$):

$$Q_{р.к.} = (Q_{эт} + D/\tau_{н.пр.}) - Q_{исп.} - Q_{дых.} - Q_{м.р.} \quad (7)$$

Здесь D – дефицит теплоты в организме, Дж; $\tau_{н.пр.}$ – время непрерывного пребывания оператора МСХТ в заданных условиях, ч; $Q_{дых.}$ – потери теплоты на нагрев вдыхаемого воздуха ($Q_{дых.}$) в зависимости от тем-

пературы производственной среды (рисунок 1), а также плотность теплового потока на единицу поверхности тела человека (q);

$$q = Q_{p.k.}/S. \quad (8)$$

Средневзвешенная температура тела человека для теплоощущения «комфортно» находится по формуле [3]:

$$t_{к.т.} = 36,07 - 0,035Q_{эТ}/S. \quad (9)$$

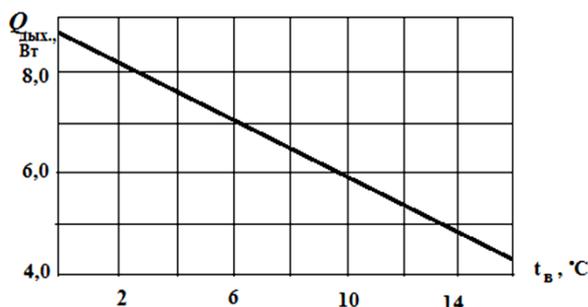


Рисунок 1. – Зависимость потерь теплоты на нагрев вдыхаемого воздуха ($Q_{дых.}$) от температуры производственной среды ($t_в$)

Зная плотность теплового потока, а также значения температур соответственно для ощущения «комфортно» и производственной среды, определяется суммарное термическое сопротивление одежды (R_{Σ})

$$R_{\Sigma} = (t_{к.т.} - t_в)/q \quad (10)$$

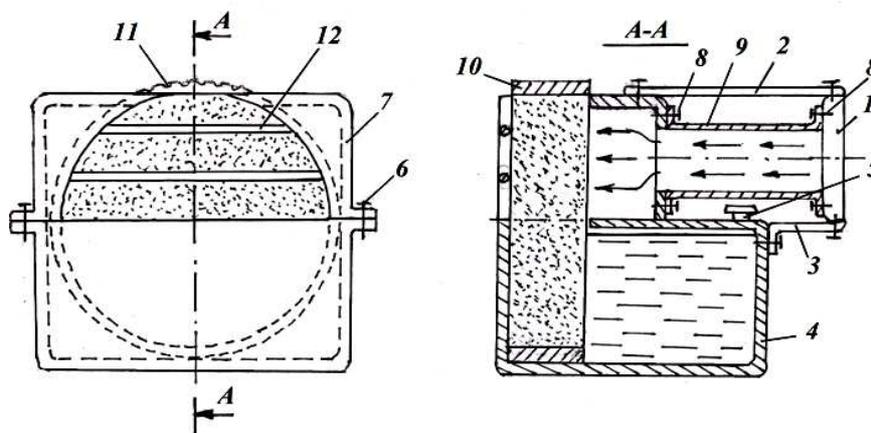
и снижение её теплового сопротивления (C) в соответствии со скоростью потока воздуха (V) и воздухопроницаемостью ($ВП$) материалов верха одежды [3]:

$$C = (0,07 \cdot ВП + 2)V. \quad (11)$$

Уточнение термического сопротивления одежды (R_y) проводится по следующей зависимости:

$$R_y = R_{\Sigma}/C. \quad (12)$$

Как один из вариантов технического решения для обеспечения требуемого микроклимата производственной среды (в кабине МСХТ), в частности влажности воздуха, предлагается устройство (рисунок 2).



1 – дефлектор; 2, 3 – крепления; 4, 7 – нижняя и верхняя стенки корпуса; 5 – крышка горловины; 6, 8 – винты; 9 – патрубок; 10 – полый цилиндр; 11 – рифление

Рисунок 2. – Устройство для увлажнения воздуха производственной среды

Принцип работы рассматриваемого устройства заключается в том, что из дефлектора в патрубок с помощью штатной системы вентиляции в кабину МСХТ подается теплый воздух. Он проходит через

увлажненную раствором душицы или эфирных масел хвой пористую верхнюю половину внутренней полости прямого полого цилиндра. Поворачивая цилиндр вокруг оси симметрии, можно оперативно поддерживать требуемую степень увлажнения воздуха производственной среды. При этом эфирные масла хвой или душицы, которые наполняют воздух внутри кабины мельчайшими частицами (аэрозолями), оказывают благотворное влияние на организм оператора МСХТ [4], позволяя тем самым снять усталость и повысить работоспособность.

Заключение. На основании результатов проведенного исследования разработан методический подход для обоснования микроклиматических условий производственной среды с учетом потери влаги организмом человека из-за теплоотдачи вследствие ее испарения, диффузии водяных паров, а также потери влаги организмом вследствие теплоотдачи испарением влаги в легких человека.

Приведен расчет термического сопротивления теплозащитной одежды оператора МСХТ, предложено техническое устройство для поддержания требуемой влажности воздуха в кабине МСХТ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Физиологические и медико-биологические основы безопасности жизнедеятельности : практикум : в двух частях / Л.В. Мисун [и др.]. – Минск : БГАТУ, 2009. – Ч. 1 : Физиология человека. – 128 с.
2. Михайлов, М.В. Методика расчета теплового баланса человека в помещении типа кабин / М.В. Михайлов // Гигиена и санитария. – 1986. – № 2. – С. 49–50.
3. Мисун, Л.В. Физиологические и медико-биологические основы безопасности жизнедеятельности : практикум : в двух частях / Л.В. Мисун [и др.]. – Минск : БГАТУ, 2010. – Ч. 2 : Медико-биологические основы безопасности жизнедеятельности. – 132 с.
4. Кабина транспортного средства : пат. ВУ 20533 / Л.В. Мисун, А.Л. Мисун, Ю.В. Агейчик, В.А. Агейчик, А.Н. Гурина. – Опубл. 30.10.2016.

Поступила 17.05.2018

SECURITY OF THE PRODUCTION ENVIRONMENT IN THE COCKPIT OF THE MOBILE AGRICULTURAL MACHINERY

A. MISUN, I. MOROZOVA, L. MISUN, A. PINCHUK, N. SAMKEVICH

The problem of ensuring the safety of the production environment in the cabin of mobile agricultural machinery is considered. The methodical approach for substantiation of microclimatic conditions of the production environment and heat-protective properties of clothes of the operator of this type of equipment is developed. The calculation of thermal resistance of thermal protective clothing of the operator and the technical device to maintain the required humidity in the cabin of mobile agricultural machinery.

Keywords: *microclimate, safety, production environment, cabin of agricultural machinery, human heat exchange, heat-shielding clothing.*

УДК 669.7:624.01

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

*чл.-кор. НАН Беларуси, д-р техн. наук, проф. Ф.И. ПАНТЕЛЕЕНКО;
канд. техн. наук, доц. О.В. ШУМОВ
(Белорусский национальный технический университет, Минск)*

Предложены некоторые подходы к повышению качества изготовления сварных конструкций из тонколистовых заготовок. Повышение качества стремились обеспечить за счет уменьшения остаточных напряжений и деформаций сварных соединений. Проведено моделирование процесса изготовления дуговой сваркой стыковых соединений деталей из аустенитной стали. Процесс представлен в виде комбинации методов сварки с принудительным охлаждением и сварки с термическим растяжением. Значения температур в свариваемых деталях получены в результате решения дифференциального уравнения теплопроводности с движущимся источником тепла. Величины напряжений и деформаций соединяемых деталей определены в результате решения уравнений термоупругости. В ходе исследования модели получены зависимости между расположением зоны охлаждения и остаточными напряжениями, что позволило определить оптимальные режимы дуговой сварки для уменьшения остаточных напряжений и деформаций в соединяемых деталях.

Ключевые слова: дуговая сварка, сварное соединение, остаточные напряжения, остаточные деформации, улучшение качества.

Введение. Аустенитные нержавеющие хромоникелевые стали – широко распространенные группы сталей благодаря их высоким эксплуатационным свойствам (высокой пластичности, высокой вязкости и т.п.), а также способности работать в агрессивных условиях в широком диапазоне температур (от криогенных до 750 °С и более). Одним из наиболее технологичных способов изготовления конструкций из аустенитных сталей служит дуговая сварка, которой присуще неравномерное распределение температур при нагреве и охлаждении, изменение фазового состава металла деталей и др., что обуславливает возникновение значительных напряжений и деформации в деталях. Эти напряжения и деформации могут повлиять на качество собираемой конструкции, в частности, привести к изменениям её размеров и формы, вызвать снижение эксплуатационных свойств и т.д. [1; 2].

Одним из возможных путей повышения качества изготавливаемых изделий за счет повышения точности при сварке тонколистовых (толщиной до 4 мм) заготовок является использование различных методов бездеформационной сварки. К таким методам, в частности, относятся метод предварительной деформации, метод термического растяжения, метод оптимальной последовательности выполнения сварных швов [3; 4].

Метод термического растяжения реализуется при локальном нагреве заготовки подвижным или статичным источником тепла, расположенным параллельно сварному шву. При этом технологическими параметрами сварки являются температура, ширина и продолжительность нагрева, а также его локализация, то есть удаление от сварочной дуги. Если одновременно с дуговой сваркой осуществлять нагрев заготовок на некотором удалении от сварочной дуги, то возникают растягивающие напряжения в области сварного шва, которые способствуют расширению заготовок, и сжимающие напряжения в зоне нагрева. При этом образующиеся в прилегающих областях растягивающие напряжения будут способствовать нейтрализации сжимающих напряжений в области сварного шва до допустимых значений, не превышающих предел текучести, что, в свою очередь, позволит предупреждать возникновение пластических деформаций в области сварного шва. Поскольку уменьшение ширины области нагрева и увеличение его температуры ведет к увеличению сжимающих напряжений в области нагрева, то возможен подбор значений данных параметров, при которых эти напряжения не превышали бы допустимых значений.

Используемые для моделирования сварочных процессов двумерные модели – модель поперечного сечения и модель в плоскости – обладают рядом преимуществ, к которым следует отнести относительную простоту их формулирования, сокращение времени вычислений в 30...100 раз по сравнению со временем, затрачиваемым на вычисления при анализе трехмерных моделей сварки.

Так как модель поперечного сечения предполагает, что поток тепла в направлении сварки равен нулю, то в случае сварочного процесса, когда тепловой поток перед источником тепла и позади него незначителен, при двумерном моделировании можно обеспечить достаточно высокую точность вычислений [5]. Точность вычислений в рамках данной модели также возрастает при моделировании тепловых процессов при сварке металлов с низкой теплопроводностью, например, сталей различных марок, особенно аустенитных, теплопроводность которых в среднем в 4 раза меньше, чем у углеродистых сталей.

Модель в плоскости основывается на предположении, что поток тепла в направлении нормали к плоскости сварки равен нулю. В отличие от модели поперечного сечения данная модель позволяет производить вычисления начального и конечного переходного процесса, но требует большего количест-

ва вычислений за счет большего количества временных шагов. Так как в данной модели тепловой поток ограничивается плоскостью свариваемых пластин, то достаточно высокая точность вычислений достигается при моделировании сварки листовых заготовок, а также при сварке деталей высококонцентрированными источниками тепла, например, плазмой, лазером или электронным лучом [6].

Основная часть. Применение метода термического растяжения не позволяет полностью предупредить возникновение пластической деформации при сварке листовых заготовок толщиной до 4 мм и избежать недопустимого нарушения формы конструкции. По этой причине для выполнения дуговой сварки с минимальными напряжениями и без деформаций необходимо использовать комбинацию нескольких методов бездеформационной сварки, например, комбинацию метода термического растяжения и метода сварки с принудительным охлаждением высокотемпературной области сварного шва [7; 8]. Так как при дуговой сварке возникают растягивающие напряжения в области сварного шва, охлаждение заготовок между сварочной дугой и областью дополнительного нагрева обеспечивает эффект термического растяжения вследствие температурного градиента. Также принудительное охлаждение ограничивает площадь перегрева металла в области сварного шва и уменьшает средние значения сжимающих напряжений в данной области.

Проведенное в работе моделирование термомеханических процессов, протекающих при дуговой сварке тонколистовых заготовок, включало термический и термомеханический анализ. Термический анализ состоял из операций определения теплофизических свойств материалов свариваемых деталей, моделирования процессов передачи тепла от движущейся сварочной дуги, разработки конечно-элементной модели, вычисления значений температуры нагрева металла в зависимости от координат и времени сварки [9]. При выполнении термического анализа процесса сварки были заданы теплофизические свойства материалов деталей, проведено моделирование тепловых процессов сварки от движущегося источника тепла, определены значения температур нагрева металла соединяемых деталей для различных моментов сварки.

Значение температур нагрева металла определяли в ходе решения дифференциального уравнения теплопроводности:

$$\rho \cdot C_p \cdot \partial T / \partial t = \partial(\lambda \cdot \partial T / \partial x) / \partial x + \partial(\lambda \cdot \partial T / \partial y) / \partial y + \partial(\lambda \cdot \partial T / \partial z) / \partial z + Q,$$

где ρ – плотность материала, кг/м³; C_p – удельная теплоемкость, Дж/кг·°C; T – температура, °C; λ – теплопроводность, Вт/м·°C; Q – входящий тепловой поток, Вт/м³.

Так как для учета радиационных и конвективных потерь тепла поверхности свариваемых деталей рассматривались как поглощающие тепло границы, то выражение для определения входящего теплового потока Q записывалось в виде:

$$Q = q_{arc} + q_{кон} (\int dV)^{-1} - q_{изл} (\int dV)^{-1},$$

$$q_{кон} = \int \kappa_{кон} (T - T_{oc}) dA,$$

$$q_{изл} = \int \kappa \cdot \kappa_p (T^4 - T_{oc}^4) dA,$$

где q_{arc} – тепловой поток от плазменной дуги, Вт/м³; $q_{кон}$ – потери тепла с поверхности за счет конвекции, Вт; $q_{изл}$ – потери тепла с поверхности за счет излучения, Вт; $\kappa_{кон}$ – коэффициент теплообмена с внешней средой, Вт/м²·C; κ_p – коэффициент теплообмена излучением ($\kappa_p = 0,8$); κ – постоянная Стефана – Больцмана ($\kappa = 5,67 \cdot 10^4$ Вт/м²·°C⁴); T_{oc} – температура окружающей среды ($T_{oc} = 20$ °C).

Определенное в ходе термического анализа распределение температур поверхности свариваемых деталей при дуговой сварке с принудительным охлаждением высокотемпературных областей сварного соединения приведено на рисунке 1.

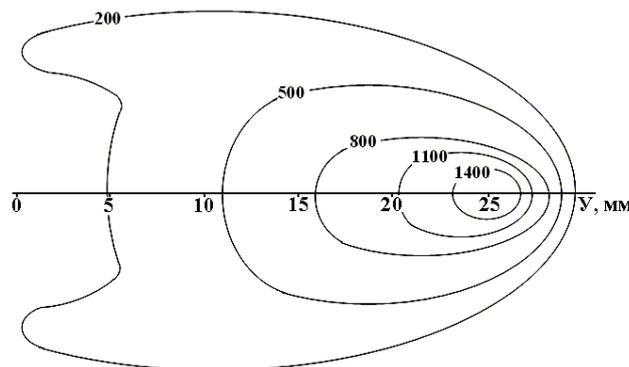


Рисунок 1. – Распределение температур поверхности свариваемых деталей (изотермы)

Полученные данные свидетельствуют об образовании при выполнении стыкового соединения при помощи дуговой сварки с принудительным охлаждением симметричных относительно сварного шва чередующихся областей повышенных и пониженных температур, перемещающихся вслед за сварочной дугой и создающих условия для реализации метода термического растяжения для свариваемых деталей.

Термомеханический анализ включал решение уравнений термоупругости на основе данных о распределении температур в свариваемых деталях в различные моменты времени [10]. В процессе решения задачи термоупругости были определены линейные деформации ϵ_x , ϵ_y , угловые деформации γ_{xy} , нормальные и касательные напряжения σ_x , σ_y и τ_{xy} .

Линейные и угловые деформации деталей определены по формулам:

$$\epsilon_x = \partial U / \partial x, \epsilon_y = \partial V / \partial y \text{ (линейные); } \gamma_{xy} = \partial U / \partial y + \partial V / \partial x \text{ (угловые),}$$

где U, V – перемещения точек детали в направлении координатных осей x, y соответственно, м.

Нормальные напряжения в деталях были определены по следующим формулам:

$$\sigma_x = C11 \cdot \epsilon_x + C12 \cdot \epsilon_y - b \cdot T_p; \sigma_y = C12 \cdot \epsilon_x + C22 \cdot \epsilon_y - b \cdot T_p,$$

где T_p – температура деталей, °С.

Касательные напряжения в деталях были определены как $\tau_{xy} = C33 \cdot \gamma_{xy}$. При этом были использованы следующие зависимости между величинами:

$$G = E \cdot ((1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu))^{-1}; C11 = C22 = G \cdot (1 - \nu); C12 = G \cdot \nu; C33 = G \cdot (1 - \nu) \cdot 0,5; b = G \cdot \alpha \cdot (1 + \nu).$$

Здесь E – модуль Юнга, МПа; ν – коэффициент Пуассона; α – коэффициент термического расширения материала деталей; °С⁻¹.

В работе в результате проведенного термомеханического анализа найдены величины напряжений и деформаций, возникающих в процессе стыковой дуговой сварки тонколистовых деталей из аустенитной стали. Сварка выполнена с охлаждением высокотемпературной области сварного шва.

Распределение величины остаточных напряжений в сечении сварного шва в зависимости от удаления зоны охлаждения от сварочной дуги, а также при различных значениях ширины данной зоны приведены на рисунке 2. Данное распределение представлено в виде линий уровня, которые были построены без использования двумерной интерполяции.

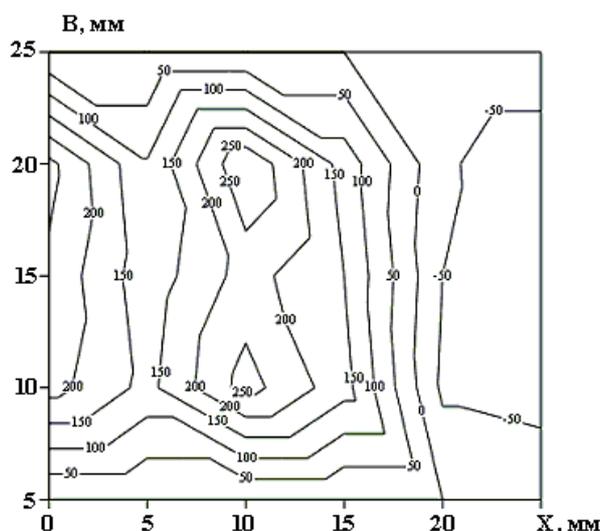


Рисунок 2. – Распределение остаточных напряжений (МПа) на поверхности исследуемых образцов в зависимости от удаления зоны охлаждения (X) от сварочной дуги и ширины зоны (B)

В ходе расчетов установлено, что при уменьшении ширины области охлаждения происходит образование растягивающих напряжений в центральной области соединения. Очевидно, это является следствием увеличения температуры металла в прилегающих к сварному шву областях при уменьшении ширины области охлаждения. Таким образом, результаты вычислений показывают, что использование охлаждения при выполнении стыкового соединения тонколистовых деталей из аустенитной стали позволяет

значительно снизить величину остаточных напряжений. В частности, при оптимальных значениях ширины области охлаждения после дуговой сварки в среде аргона с использованием твердого диоксида углерода значения остаточных напряжений были снижены в 1,3 раза по сравнению со сваркой без охлаждения.

Заключение. Для определения мероприятий по повышению качества собираемой конструкции проведено моделирование процесса дуговой сварки стыковых соединений тонколистовых заготовок из аустенитной стали. В моделировании была использована комбинация метода сварки с принудительным охлаждением и метода термического растяжения. Исследование проводилось при помощи численного моделирования, которое включало создание сетки конечных элементов, определение теплофизических свойств свариваемых материалов, задание начальных и граничных условий расчетной модели. При этом в модели процесса дуговой сварки учитывалось явление высокотемпературной релаксации напряжений в соединяемых деталях.

Проведен термомеханический анализ, в ходе которого получено решение дифференциального уравнения теплопроводности и для различных моментов времени определены значения температур, которым были поставлены в соответствие значения напряжений и деформаций в свариваемых деталях.

Выполненные в рамках анализируемой модели расчеты позволили установить взаимосвязь между режимами дуговой сварки и остаточными напряжениями и деформациями в свариваемых деталях, что позволяет осуществить оптимизацию режимов сварки с целью минимизации остаточных напряжений и деформаций.

ЛИТЕРАТУРА

1. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением ; под ред. Б.Е. Патона. – М. : Машиностроение, 1974. – 768 с.
2. Винокуров, В.А. Теория сварочных напряжений и деформаций / В.А. Винокуров. – М. : Машиностроение, 1984. – 280 с.
3. Сагалевиц, В.М. Методы устранения сварочных деформаций и напряжений / В.М. Сагалевиц. – М. : Машиностроение, 1974. – 248 с.
4. Винокуров, В.А. Сварные конструкции. Механика разрушения и критерии работоспособности / В.А. Винокуров, С.А. Куркин, Г.А. Николаев. – М. : Машиностроение, 1996. – 576 с.
5. Parmar, K.S. Welding engineering and Technology / K.S. Parmar. – Khanna Publishers, 2005. – 270 p.
6. Feng, Z. Processes and Mechanisms of Welding Residual Stress and Distortion / Z. Feng. – Woodhead Publishers, 2005. – 343 p.
7. Цяо, Г. Бездеформационная сварка с использованием эффектов термического растяжения для соединения материалов малой толщины // Автоматическая сварка. – 2006. – № 12. – С. 3–13.
8. Пантелеенко, Ф.И. Снижение поверхностных деформаций путем термической обработки в процессе стыковой сварки / Ф.И. Пантелеенко, А. Хейдари Монфаред // Вестник Полоцкого государственного университета. Сер. В, Промышленность. Прикладные науки. – 2011. – № 3. – С. 19–26.
9. Шабров, Н.Н. Метод конечных элементов в расчетах деталей тепловых двигателей / Н.Н. Шабров. – Л. : Машиностроение, 1979. – 212 с.
10. Тимошенко, С.П. Теория упругости / С.П. Тимошенко, Д. Гудьер. – М. : Наука, 1979. – 560 с.

Поступила 22.06.2018

INCREASING QUALITY OF WELDING JOINTS

F. PANTELEENKO, A. SHUMAU

Some ways to increase the quality of welding constructions of the sheet pieces had been proposed in this work. It has been tended to increase the quality of welding constructions at the cost of reduction of residual stresses and deformation of welding joints. It was performed the arc welding simulation of butt joints of austenitic steel. The process has been presented as a combination of force-cooling and thermal extended welding. The values of temperature of welded pieces had been evaluated by solution of partial differential equation of heat transfer with the moving heat source. The values of stresses and deformation of welded pieces had been evaluated by solution of the thermal elasticity equations. It was evaluated the functional connections between the cooling zone location and residual stresses, which allowed to calculated the optimal welding conditions to supply the minimal residual stresses and deformation of welded pieces.

Keywords: arc welding, welding joint, residual stresses, residual deformation, increasing quality.

УДК 621.91.01/02

ВЛИЯНИЕ УГЛОВ В ПЛАНЕ РЕЖУЩЕГО ЛЕЗВИЯ ИНСТРУМЕНТА НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ СФЕРЫ

*д-р техн. наук, проф. Н.Н. ПОПОК; И.П. КУНЦЕВИЧ;
канд. техн. наук Р.С. ХМЕЛЬНИЦКИЙ; В.С. АНИСИМОВ; Г.И. ГВОЗДЬ
(Полоцкий государственный университет)*

Анализируется изменение величин углов в плане лезвия режущего инструмента при обработке сферических поверхностей деталей на токарном станке с числовым программным управлением и при комбинированной обработке. Приведены формулы для определения параметра шероховатости и угла касания режущего инструмента, перемещающегося по сферической поверхности. Рассмотрено изменение значений углов в плане на переходах врезания и выхаживания при обработке сферической поверхности вращающимся режущим инструментом с поступательным движением подачи.

Ключевые слова: шероховатость, сферическая поверхность, углы в плане лезвия, точение, комбинированная обработка.

Введение. Как известно [1], значения углов лезвия режущего инструмента в процессе резания изменяются из-за кривизны обрабатываемой поверхности детали, направления вектора результирующей скорости резания и т.д. Эти изменения оказывают существенное влияние на физические и технологические характеристики обработки, в частности на шероховатость обработанной поверхности детали. Известно также, что на параметр шероховатости обработанной поверхности наибольшее влияние оказывают углы в плане лезвия и величина подачи. Для острозаточенного лезвия углы в плане имеют следующую функциональную связь с параметром шероховатости поверхности R_z :

$$R_z(\varphi) = S_o \cdot \frac{\operatorname{tg} \varphi_1 \cdot \operatorname{tg} \varphi}{\operatorname{tg} \varphi_1 + \operatorname{tg} \varphi}, \quad (1)$$

где S_o – подача на оборот ($S_o = \text{const}$), мм/об; φ – главный угол в плане, рад; φ_1 – вспомогательный угол в плане, град.

Проанализируем данную зависимость применительно к контурной обработке сферической поверхности детали токарным резцом и вращающимся многолезвийным режущим инструментом.

1. Влияние углов в плане лезвия на шероховатость сферической поверхности при контурной обработке на токарном станке с ЧПУ

Преобразуем функцию $R_z = R_z(\varphi)$ к функции, зависящей от φ . Пусть ε – угол при вершине режущего лезвия инструмента, обтачивающего по контуру сферическую поверхность детали (рисунок 1), причём $\varepsilon = \text{const}$.

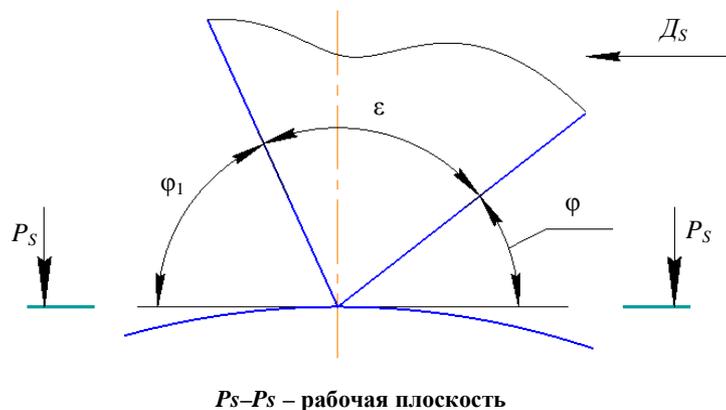


Рисунок 1. – Расположение углов лезвия режущего инструмента φ , ε , φ_1 на сферической поверхности

Получаем $\varphi + \varepsilon + \varphi_1 = \pi$, $\varphi_1 = \pi - (\varphi + \varepsilon)$.

Подставим данное равенство в формулу $Rz = Rz(\varphi)$:

$$Rz(\varphi) = S_o \cdot \frac{\operatorname{tg}(\pi - (\varphi + \varepsilon)) \cdot \operatorname{tg} \varphi}{\operatorname{tg}(\pi - (\varphi + \varepsilon)) + \operatorname{tg} \varphi};$$

$$Rz(\varphi) = S_o \cdot \frac{-\operatorname{tg}(\varphi + \varepsilon) \cdot \operatorname{tg} \varphi}{-\operatorname{tg}(\varphi + \varepsilon) + \operatorname{tg} \varphi};$$

$$Rz(\varphi) = S_o \cdot \frac{\operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{tg}(\varphi + \varepsilon)}{\operatorname{tg}(\varphi + \varepsilon) - \operatorname{tg} \varphi}.$$

От функции тангенс перейдём к функциям синус и косинус:

$$\begin{aligned} Rz(\varphi) &= S_o \cdot \frac{\frac{\sin \varphi}{\cos \varphi} \cdot \frac{\sin(\varphi + \varepsilon)}{\cos(\varphi + \varepsilon)}}{\frac{\sin(\varphi + \varepsilon)}{\cos(\varphi + \varepsilon)} - \frac{\sin \varphi}{\cos \varphi}} = S_o \cdot \frac{\frac{\sin \varphi}{\cos \varphi} \cdot \frac{\sin(\varphi + \varepsilon)}{\cos(\varphi + \varepsilon)}}{\frac{\sin(\varphi + \varepsilon) \cdot \cos \varphi - \cos(\varphi + \varepsilon) \cdot \sin \varphi}{\cos(\varphi + \varepsilon) \cdot \cos \varphi}} = \\ &= S_o \cdot \frac{\sin \varphi \cdot \sin(\varphi + \varepsilon)}{\sin(\varphi + \varepsilon - \varphi)} = S_o \cdot \frac{\sin \varphi \cdot \sin(\varphi + \varepsilon)}{\sin \varepsilon} = \\ &= S_o \cdot \frac{1}{\sin \varepsilon} \cdot \frac{1}{2} \cdot (\cos(\varphi - \varphi - \varepsilon) - \cos(\varphi + \varphi + \varepsilon)) = \frac{S_o}{2 \sin \varepsilon} \cdot (\cos \varepsilon - \cos(2\varphi + \varepsilon)). \end{aligned}$$

Итак,

$$Rz(\varphi) = \frac{S_o}{2 \sin \varepsilon} \cdot (\cos \varepsilon - \cos(2\varphi + \varepsilon)), \quad (2)$$

где $\cos \varepsilon = \text{const}$, $\sin \varepsilon = \text{const}$.

Проведём исследование функции $Rz = Rz(\varphi)$:

$$Rz(\varphi) = \frac{S_o}{2 \sin \varepsilon} \cdot (\cos \varepsilon - \cos(2\varphi + \varepsilon));$$

1. $D(Rz) = (-\infty; +\infty)$

Ограничиваемся $\varphi \in (0; \pi)$:

а) если $\varphi = 0$, то $Rz(0) = \frac{S_o}{2 \sin \varepsilon} \cdot (\cos \varepsilon - \cos \varepsilon) = 0$;

б) если $\varphi = \pi$, то $Rz(\pi) = \frac{S_o}{2 \sin \varepsilon} \cdot (\cos \varepsilon - \cos(2\pi + \varepsilon)) = 0$.

2. Найдём точки экстремума:

$$Rz'(\varphi) = \frac{S_o}{2 \sin \varepsilon} \cdot (0 - 2(-\sin(2\varphi + \varepsilon))) = \frac{S_o}{2 \sin \varepsilon} \cdot 2 \sin(2\varphi + \varepsilon) = \frac{S_o \cdot \sin(2\varphi + \varepsilon)}{\sin \varepsilon}.$$

Решаем уравнение: $Rz'(\varphi) = 0$.

$$\frac{S_o \cdot \sin(2\varphi + \varepsilon)}{\sin \varepsilon} = 0;$$

$$\sin(2\varphi + \varepsilon) = 0;$$

$$2\varphi + \varepsilon = \pi k, \quad k \in Z;$$

$$\varphi = \frac{\pi k}{2} - \frac{\varepsilon}{2}, \quad k \in Z.$$

Ограничиваемся только значениями $k = 0, k = 1, k = 2$, то есть

$$k = 0, \quad \varphi = -\frac{\varepsilon}{2};$$

$$k = 1, \quad \varphi = \frac{\pi - \varepsilon}{2};$$

$$k = 2, \quad \varphi = \frac{2\pi - \varepsilon}{2} = \pi - \frac{\varepsilon}{2}.$$

Функция достигает максимума при $\varphi = \frac{\pi - \varepsilon}{2}$ (рисунок 2):

$$Rz \max = Rz\left(\frac{\pi - \varepsilon}{2}\right) = \frac{S_o}{2 \sin \varepsilon} \cdot \left(\cos \varepsilon - \cos\left(2 \cdot \frac{\pi - \varepsilon}{2} + \varepsilon\right) \right) = \frac{S_o(\cos \varepsilon + 1)}{2 \sin \varepsilon};$$

ε увеличивается $\Rightarrow \varphi$ уменьшается;

$\left. \begin{array}{l} \cos \varepsilon \text{ уменьшается} \\ \sin \varepsilon \text{ увеличивается} \end{array} \right\} \Rightarrow Rz \max \text{ уменьшается.}$

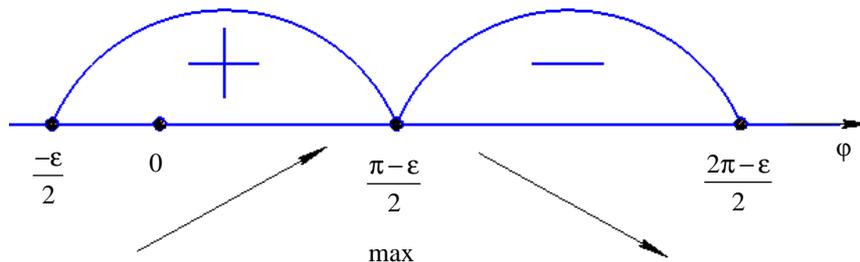


Рисунок 2. – Схема изменения угла φ в связи с углом ε

Как следует из проведенного исследования функции $Rz = Rz(\varphi)$, параметр Rz шероховатости сферической поверхности, образованной лезвием режущего инструмента, перемещающимся по контуру (рисунок 3), достигает максимального значения на участке поверхности от начальной точки обработки H до точки A , то есть при угле $\varphi_A = \frac{\pi - \varepsilon}{2} = 72,5^\circ$ ($\varepsilon \approx 35^\circ$, $\varphi_H \approx 3^\circ$).

Необходимо определить значение угла контакта μ , которому будет соответствовать наименьшая шероховатость поверхности.

Пусть $\angle AOB = \mu$.

$$1. \triangle AOB - \text{равнобедренный} \Rightarrow \angle OAB = \angle OBA = \frac{\pi - \mu}{2} = \frac{\pi}{2} - \frac{\mu}{2}.$$

2. $\triangle OAC$ – прямоугольный, так как $OA \perp AC$ (OA – радиус окружности, AC – касательная).

$$\text{Значит, } \angle BAC = \frac{\pi}{2} - \angle OAB = \frac{\pi}{2} - \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\mu}{2}\right) = \frac{\mu}{2}.$$

$$\text{По аналогии } \angle ABC = \frac{\mu}{2}.$$

3. Рассмотрим $\triangle ABK$:

$\angle AKB = \angle KBK_1 = \varepsilon$ (как внутренние накрест лежащие);

$\angle KAB = \varphi_A + \angle CAB = \varphi_A + \frac{\mu}{2}$;

$\angle ABK = \angle ABC + \angle CBK = \frac{\mu}{2} + \pi - \varepsilon - \frac{\pi}{2} - \varphi_H = \frac{\mu}{2} + \frac{\pi}{2} - \varepsilon - \varphi_H$.

По теореме о сумме углов треугольника $\angle KAB + \angle ABK + \angle AKB = \pi$.

Тогда $\varphi_A + \frac{\mu}{2} + \frac{\mu}{2} + \frac{\pi}{2} - \varepsilon - \varphi_H + \varepsilon = \pi$;

$\mu = \frac{\pi}{2} - \varphi_A + \varphi_H$.

Но $\varphi_A = \frac{\pi}{2} - \frac{\varepsilon}{2}$. Значит, $\mu = \frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{2} + \frac{\varepsilon}{2} + \varphi_H = \frac{\varepsilon}{2} + \varphi_H$.

Итак,

$$\mu = \frac{\varepsilon}{2} + \varphi_H. \quad (3)$$

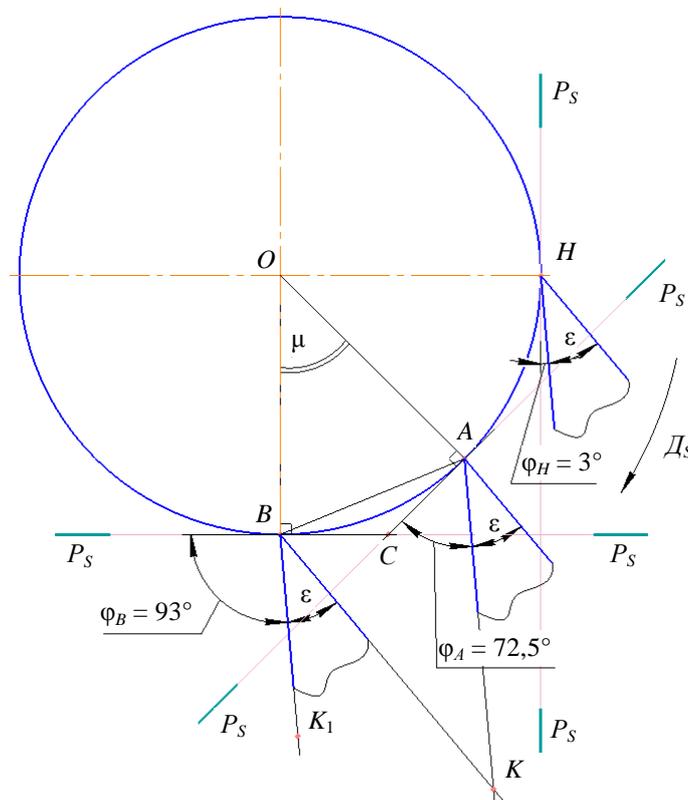


Рисунок 3. – Схема для определения угла контакта μ

Результаты расчетов по формулам (2) и (3) при $\varepsilon \approx 35^\circ$, $\varphi_H \approx 3^\circ$ и подаче 0,2 мм/об свидетельствуют о максимальном значении шероховатости Rz , составляющем 11 мкм, что соответствует достижению угла контакта $\mu \approx 20,5^\circ$. То есть при заданных значениях параметров ε , φ_H и S_o максимальное значение параметра Rz наблюдается на участке сферической поверхности от начальной точки H до точки A на угле контакта $\mu \approx 69,5^\circ$, а минимальное – на участке от точки A до точки B при $\mu \approx 20,5^\circ$.

Для проверки полученных расчетных данных была произведена обработка резцом Rafana SVJCR 2020 сферической поверхности детали диаметром 38 мм на токарном станке модели 16K20Ф3, оснащенный УЧПУ Sinumerik 802D фирмы Siemens. Режимы обработки: $t = 1$ мм; $S_o = 0,2$ мм/об; $n = 1200$ мин⁻¹.

Измерение шероховатости обработанной поверхности производилось на профилографе-профилометре модели «Taylor Hobson precision Form Taly surf 120» и показало, что значения параметра Rz находятся в пределах 6,3...8,0 мкм практически на всей поверхности сферы, за исключением участка поверхности вблизи осевой линии детали, где она достигает значения Rz 20 мкм в связи со снижением скорости резания до нулевых значений и образованием на лезвии нароста, ухудшающего качество обработки.

2. Влияние углов в плане лезвия инструмента на шероховатость сферической поверхности при комбинированной обработке

Определим изменение углов в плане φ и φ_1 лезвия при комбинированной обработке сферической поверхности вращающимся инструментом (рисунок 4) [2].

Ось вращения детали располагается под углом η к горизонтальной оси.

Режущему инструменту сообщается главное вращательное движение D_r , а детали – вращательное движение D_{sv} и поступательное движение D_{sn} .

Углы в плане определяются в основной плоскости между положениями плоскости резания $P_n - P_n$, касательной к режущей кромке, и рабочей плоскости $P_s - P_s$, проходящей через векторы скорости главного движения и движения подачи [1].

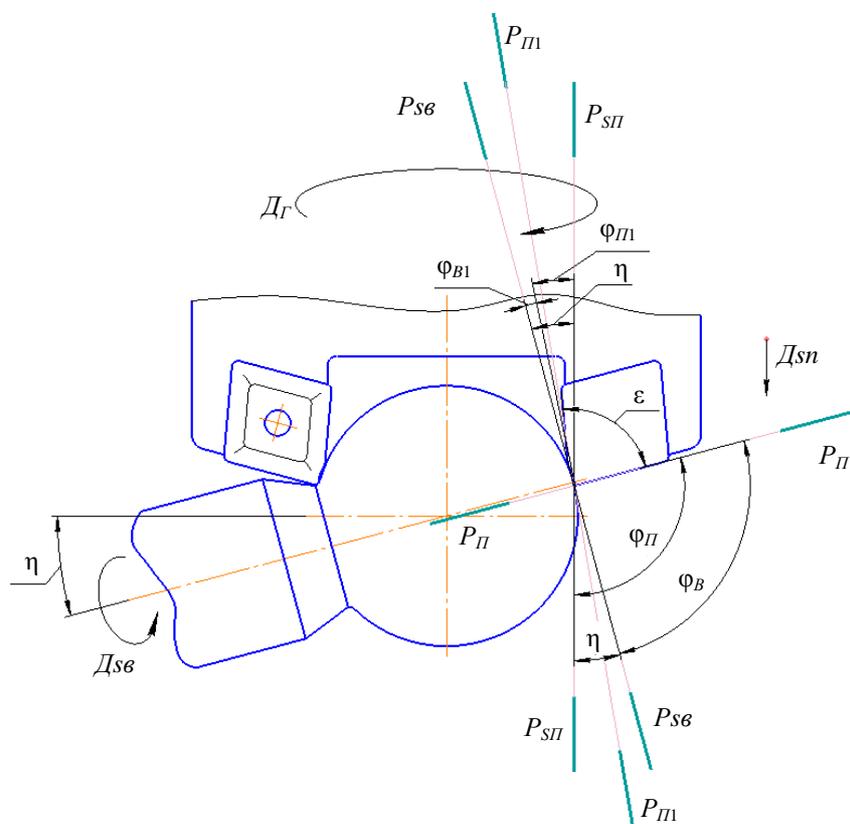


Рисунок 4. – Изменение кинематических главного φ и вспомогательного φ_1 углов в плане лезвия режущего инструмента

Рассмотрим два перехода комбинированной обработки: врезание и выхаживание [3].

При врезании положение отсчётной для определения углов в плане рабочей плоскости $P_{sn}-P_{sn}$ определяется продольной подачей S_n .

При выхаживании положение рабочей плоскости $P_{sv}-P_{sv}$ изменяется и определяется круговой подачей S_v . Изменение положений рабочей плоскости приводит к изменению значений углов в плане.

При врезании инструмента в заготовку за счёт поступательного движения D_{sn} режущая кромка, связанная с углом в плане φ_n , участвует в срезании наибольшей стороны сечения срезаемого слоя, то есть является участком главной режущей кромки. На переходе выхаживания, когда поступательное движение D_{sn} отсутствует и совершается вращательное движение D_{sv} , положение рабочей плоскости ($P_{sv}-P_{sv}$) изменяется и углы в плане φ_v и φ_{v1} принимают меньшее значение по сравне-

нию с φ_{II} и φ_{III} . Известно [1], что такие значения углов φ_B и φ_{B1} приводят к снижению формируемых неровностей на поверхности сферы.

Изменение значений углов в плане лезвия определяется углом наклона оси вращения детали η относительно горизонтальной оси, то есть $\varphi_B = \varphi_{II} - \eta$; $\varphi_{B1} = \eta - \varphi_{III}$. Угол η задается исходя из конфигурации обрабатываемой поверхности детали и может изменяться от 0 до 90°.

Как показывают расчеты, изменения значений передних и задних углов лезвия при изменении частоты вращения инструмента незначительны (в пределах 0,25 град) [4]. Данные расчеты будут справедливы на этапе выхаживания и для углов в плане. Изменения этих углов определяются в основном углом установки η . Для исключения влияния угла установки оси детали η , определяющего схему комбинированной обработки сферической поверхности вращающимся инструментом, на значения углов в плане лезвия φ_B и φ_{B1} предложено подтачивать режущую кромку лезвия с образованием участка длиной 2...4 мм и углом в плане, равным 1...5° [5].

Была произведена обработка партии заготовок вращающимся инструментом и измерена шероховатость полученных сферических поверхностей.

Фрагмент результатов измерений представлен на рисунке 5 в виде профилограммы.

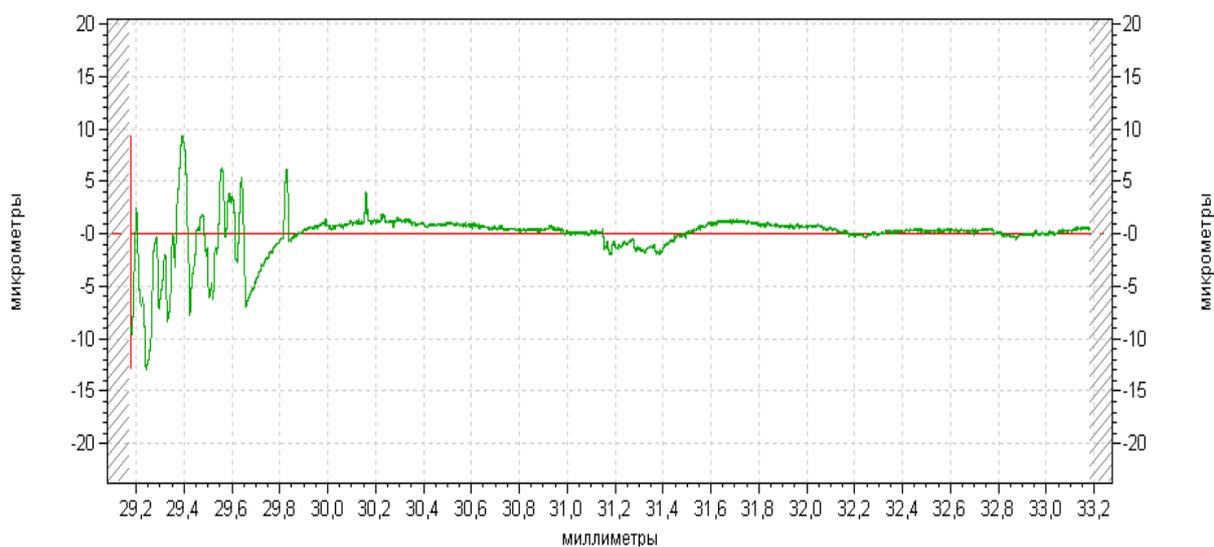


Рисунок 5. – Фрагмент профилограммы сферической поверхности детали, обработанной вращающимся инструментом

Как видно из профилограммы, обработка сферических поверхностей инструментом с углом подточки φ , равным 5°, обеспечивает высоту неровностей в пределах Ra 0,4...1,2 мкм, что соответствует чистовой обработке.

Заключение

1. При контурной обработке сферической поверхности детали на токарных станках с ЧПУ необходимо учитывать изменение углов в плане φ и φ_1 лезвия за счет угла контакта μ , существенно влияющих на шероховатость обработанной поверхности. Для уменьшения высоты неровностей и получения равномерной шероховатости по всей поверхности сферы рекомендуется управлять изменением подачи инструмента.

2. При обработке сферической поверхности детали вращающимся лезвийным инструментом изменение углов в плане лезвия за счет движений инструмента и детали незначительны, что исключает их влияние на шероховатость обработанной поверхности. Влияние угла установки оси детали η на значения углов в плане и шероховатость поверхности рекомендуется компенсировать подточкой участка режущей кромки длиной 2...4 мм и углом $\varphi = 1...5^\circ$, что обеспечивает получение шероховатости поверхности с параметром $Ra = 0,4...1,2$ мкм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Попок, Н.Н. Теория резания : учеб. пособие для студентов машиностроительных специальностей / Н.Н. Попок. – Новополюк : ПГУ, 2006. – 228 с.

2. Влияние круговой подачи на шероховатость сферической поверхности детали / Н.Н. Попок [и др.] // Материалы 15-й Междунар. науч.-техн. конф. «Наука – образованию, производству, экономике» (70-й науч.-техн. конф. профессорско-преподавательского состава, научных работников, докторантов и аспирантов БНТУ) : в 4 т. – Минск : БНТУ, 2017. – Т. 3. – С. 445.
3. Попок, Н.Н. Технологическое обеспечение обработки неполных сферических поверхностей деталей машин / Н.Н. Попок, Р.С. Хмельницкий, В.С. Анисимов // Вестник Полоцкого государственного университета. Сер. В, Промышленность. Прикладные науки. – 2018. – № 3. – С. 54–60.
4. Изменение передних и задних углов лезвия фрезы при обработке сферических поверхностей детали / Н.Н. Попок [и др.] // Вестник Барановичского государственного университета. Серия «Технические науки». – 2017. – № 5. – С. 71–77.
5. Хмельницкий, Р.С. Технология скоростной обработки неполных сферических поверхностей деталей машин вращающимся лезвийным инструментом : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.07 / Р.С. Хмельницкий ; Полоц. гос. ун-т. – Новополоцк, 2017. – 199 л.

Поступила 22.08.2018

INFLUENCE OF TOOL CUTTING EDGE ANGLES AT ROUGHNESS OF THE PROCESSED SURFACE OF THE SPHERE

N. POPOK, I. KUNTSEVICH, R. HMELNICKY, V. ANISIMOV, G. GVOZDZ

The change of tool cutting edge angle when machining spherical surfaces of parts on a CNC lathe and in combination machining is analyzed. Formulas for determining the roughness parameter and the angle of contact of the cutting tool moving along a spherical surface are given. The change of tool cutting edge angles on transitions of piercing and nursing when machining a spherical surface with a rotating cutting tool with a translational feed motion is considered.

Keywords: roughness, spherical surface, tool cutting edge angle, turning, combined processing.

УДК 621.926

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСЕВОГО УСИЛИЯ В ФРИКЦИОННОМ ПРИВОДЕ ПЛАНЕТАРНОЙ МЕЛЬНИЦЫ

*д-р техн. наук, доц. П.Е. ВАЙТЕХОВИЧ; канд. техн. наук, доц. Г.М. ХВЕСЬКО;
канд. техн. наук Д.Н. БОРОВСКИЙ
(Белорусский государственный технологический университет, Минск)*

Рассматриваются вопросы, связанные с определением осевого контактного усилия для устойчивой работы элементов фрикционной передачи планетарной мельницы без проскальзывания. Выполнен анализ влияния конструктивных и технологических параметров на его величину. Для проведения исследования выбрана горизонтальная планетарная мельница с внешней обкаткой помольных барабанов. На характер движения загрузки в помольных барабанах планетарной мельницы существенное влияние оказывают геометрические параметры отдельных узлов агрегата, поэтому введены геометрические критерии, отражающие соотношение между этими параметрами и получены зависимости изменения осевого усилия от их значений.

Ключевые слова: планетарная мельница, фрикционный привод, осевое усилие, сила трения, момент инерции.

Введение. Планетарные мельницы представляются наиболее перспективным агрегатом для тонкого и сверхтонкого помола. Об этом свидетельствуют многочисленные публикации в отечественных и зарубежных научных изданиях [1–4]. Значительные инерционные силы, создаваемые в этих агрегатах, способствуют повышению эффективности измельчения, но одновременно являются причиной возникновения больших динамических нагрузок в элементах конструкции планетарных мельниц и их приводе.

Ранее авторами данной работы было изучено изменение динамических нагрузок в планетарной мельнице с ремённым и зубчатым приводом [5; 6], разработана методика их расчета. Каждый из указанных приводов имеет свои преимущества и недостатки. Зубчатый привод сложен в изготовлении и эксплуатации, ремённый в этом плане сравнительно проще, но имеет более низкий коэффициент полезного действия.

На наш взгляд, для небольших измельчителей планетарного типа, применяемых в малотоннажных производствах, при проведении экспериментальных исследований, возможно использование фрикционного привода. Однако этот привод имеет один существенный недостаток – существует вероятность относительного проскальзывания колес фрикционной пары. Но легкая регулировка передаточного числа механизма, а соответственно и соотношения частот вращения размольных барабанов и водила, нивелирует указанный выше недостаток, что особенно важно в случае экспериментальных исследований. Более того, свести к минимуму проскальзывание можно при создании соответствующего контактного давления в элементах фрикционной передачи. Поэтому суть расчета фрикционной передачи сводится к определению силы контактного давления между колесами фрикционной пары, обеспечивающей работу без проскальзывания.

Основная часть. Как известно, максимальные нагрузки на привод любой машины возникают в момент ее запуска. Планетарная мельница не является исключением. Поэтому для стабильного пуска и работы агрегата крайне важно ликвидировать взаимное проскальзывание фрикционных элементов на этой стадии рабочего цикла.

В качестве объекта исследования была принята изображенная на рисунке 1 планетарная мельница с фрикционным приводом [7]. Фрикционная передача представляет собой неподвижный центральный конус, по которому обкатываются сменные конические колёса, насаженные на валы помольных барабанов. Путем установки на валах колёс разного диаметра можно менять соотношение частот вращения барабанов и водила. Необходимое давление в фрикционной паре создаётся за счет осевого перемещения и прижатия неподвижного конуса к поверхности колёс одним из известных способов: пружиной, винтовым механизмом или их комбинацией. В связи с этим задача определения контактного давления трансформируется в методику расчета осевой сжимающей силы.

Вначале необходимо рассчитать момент инерции барабана относительно центральной оси симметрии:

$$I_B = 2 \cdot I_K + I_C, \quad (1)$$

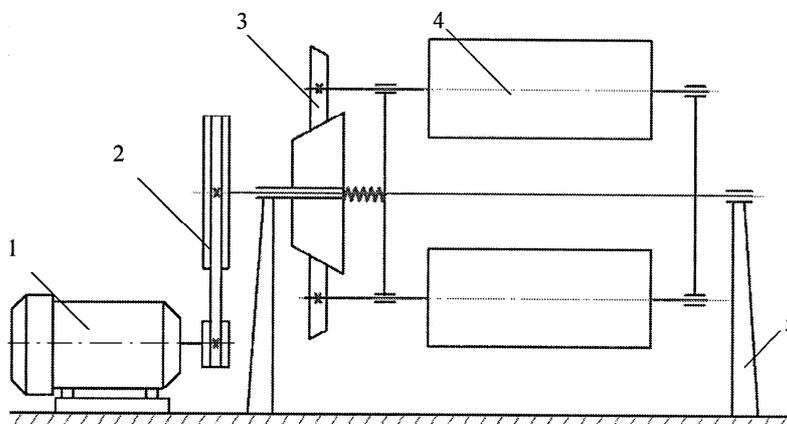
где I_K – момент инерции торцевой крышки помольного барабана; I_C – момент инерции боковой стенки.

Эти параметры рассчитываются по формулам (2), (3):

$$I_K = \frac{\pi \cdot d^4}{32} \cdot \delta \cdot \rho, \quad (2)$$

$$I_c = \frac{\pi \cdot d^4}{4} \cdot \delta \cdot L \cdot \rho, \quad (3)$$

где d – внешний диаметр барабана; δ – толщина торцевой стенки или стенки барабана; ρ – плотность материала стенки и цилиндра; L – длина барабана.



1 – двигатель; 2 – приводной механизм; 3 – фрикционная передача;
4 – помольный барабан; 5 – опорные стойки

Рисунок 1. – Планетарная мельница с фрикционным приводом

Получив моменты инерции, можно приступить к расчету момента относительно центральной оси симметрии по формуле (1).

Объем загрузки, ее масса и положение в помольном барабане оказывают значительное влияние на распределение динамических нагрузок в агрегате. Учесть это влияние можно, включив в расчет момент инерции загрузки относительно центральной оси симметрии.

Момент инерции тела в общем виде рассчитывается по формуле $I = m \cdot r^2$. Здесь r^2 – радиус инерции, а m – его масса. Масса загрузки с поперечным сечением в виде сегмента

$$m = \rho_3 \cdot L \cdot S_c, \quad (4)$$

где ρ_3 – плотность загрузки; S_c – площадь сегмента.

В свою очередь, площадь сегмента [8]

$$S_c = 0,5 \cdot r_B^2 \cdot (2 \cdot \gamma - \sin \gamma), \quad (5)$$

Здесь r_B – внутренний радиус барабана; γ – половина угла сектора, рад.

Радиус инерции – это расстояние l_{oc} (рисунок 2), определяемое по формуле:

$$l_{oc} = \frac{4 \cdot r_B \cdot \sin^3 \gamma}{3 \cdot (2 \cdot \gamma - \sin \gamma)}. \quad (6)$$

С учетом выражений (4)–(6) после подстановки и преобразований получили формулу для расчета момента инерции загрузки относительно оси, совпадающей с осью барабана (точка O):

$$I_3 = \frac{d_B^4}{192} \cdot L \cdot \rho_3 \cdot (6 \cdot \gamma - \sin 2\gamma - 2 \cdot \sin 2\gamma \cdot \cos^2 \gamma), \quad (7)$$

где $d_B = 2 \cdot r_B$.

При фиксированной плотности загрузки и геометрических параметрах барабанов этот момент инерции зависит только от угла γ .

Имея все параметры, рассчитанные выше, можно определить суммарный момент инерции барабана с загрузкой относительно оси O :

$$I_O = I_B + I_3, \quad (8)$$

Главный момент внешних сил, приложенный к барабану, напрямую зависит от углового ускорения в период его разгона до выхода на стабильный режим, а также от положения загрузки.

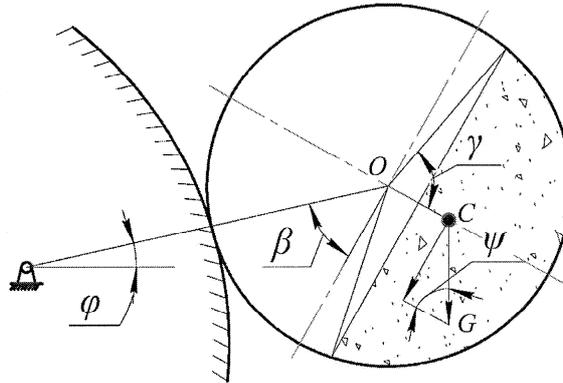
Составим дифференциальное уравнение вращения барабана вокруг собственной центральной оси:

$$I_O \cdot \frac{d\omega}{dt} = M_O^e, \quad (9)$$

или

$$M_O^e = I_O \cdot \varepsilon, \quad (10)$$

где ε – угловое ускорение; M_O^e – вращающий момент.



φ – угол поворота водила; β – угол запаздывания; C – центр масс загрузки

Рисунок 2. – Схема расположения сил в поперечном сечении помольного барабана

Согласно экспериментальным исследованиям [9], проведенным ранее, загрузка в барабане планетарной мельницы располагается в виде сегмента, перемещающегося вместе с водилом и отстающего от него на угол $\beta = 40 \dots 60^\circ$.

Из схемы, приведенной на рисунке 2, и формулы (10) запишем выражение, отражающее главный момент внешних сил:

$$M_O^e - G \cdot l_{OC} \cdot \sin \psi = I_O \cdot \varepsilon. \quad (11)$$

Выразим момент через силу трения и с учетом уравнения (10) запишем развернутое выражение для главного момента внешних сил:

$$M = F_{тр} \cdot \frac{d_{cp}}{2}, \quad (12)$$

$$f \cdot N \cdot \frac{d_{cp}}{2} - G \cdot l_{OC} \cdot \sin \psi = I_O \cdot \varepsilon, \quad (13)$$

где d_{cp} – средний диаметр обкатки; N – нормальная реакция; f – коэффициент трения в месте контакта фрикционных колес.

Поскольку фрикционные колеса имеют коническую форму, усилие сжатия между ними можно изменять через осевое усилие F , параллельное оси вращения (рисунок 3).

Это усилие связано с нормальной реакцией соотношением

$$N = F \cdot \sin \alpha. \quad (14)$$

С учетом (14) уравнение (13) примет вид:

$$f \cdot F \cdot \sin \alpha \cdot \frac{d_{cp}}{2} - G \cdot l_{OC} \cdot \sin \psi = I_O \cdot \varepsilon. \quad (15)$$

$$F = \frac{I_O \cdot \varepsilon + G \cdot l_{OC} \cdot \sin \psi}{f \cdot \sin \alpha \cdot r_{cp}}. \quad (16)$$

Уравнение (16) является расчётным и позволяет определить основной параметр, от которого зависит устойчивый без проскальзывания режим работы фрикционной передачи. Причем с использованием этого уравнения можно проанализировать зависимости осевого усилия от углового ускорения, степени загрузки барабанов, геометрических соотношении мельницы и фрикционной передачи.

Степень (коэффициент) загрузки барабанов рассчитывалась как отношение площадей сегмента S_C и поперечного сечения барабана S_B :

$$k_3 = \frac{S_C}{S_B} = \frac{0,5 \cdot (2 \cdot \gamma - \sin 2\gamma)}{\pi}. \quad (17)$$

Из уравнения (17) видно, что коэффициент загрузки определяется только углом γ . Геометрические соотношения фрикционной передачи по аналогии с работой [10] оценивались через геометрический критерий k :

$$k = \frac{r_{cp}}{R_{cp}}, \quad (18)$$

где R_{cp} – радиус неподвижного конуса в точке касания с подвижным фрикционом (рисунок 3).

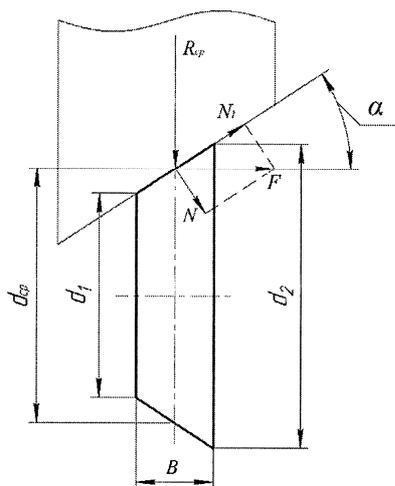


Рисунок 3. – Силовая схема фрикционной передачи

Сила тяжести загрузки в уравнении (16) рассчитывается через массу, определяемую по формуле (4). Средний радиус фрикционных колес можно выразить через геометрический критерий из формулы (18). Угол ψ в уравнении (16) изменяется в зависимости от угла поворота водила φ . После арифметических преобразований их связь с учетом угла отклонения сегмента загрузки β устанавливается в виде

$$\psi = \left[\varphi - \left(\frac{\pi}{2} - \beta \right) \right]. \quad (19)$$

Если ввести обозначение $\theta = \left(\frac{\pi}{2} - \beta \right)$, то синус угла ψ будет определяться по формуле

$$\sin \psi = \sin \varphi \cdot \cos \theta - \cos \varphi \cdot \sin \theta, \quad (20)$$

при этом $\varphi = \Omega \cdot t$.

Следует отметить, что угловое ускорение в уравнении (16) во время разгона не остается постоянным. Как видно из формул (9) и (10), $\varepsilon = d\omega / dt$. При достижении стабильного режима, когда $\omega = const$, угловое ускорение $\varepsilon = 0$.

Поскольку сегмент загрузки непосредственно связан с водилом и углом его поворота, что очевидно из выражения (20), угловое ускорение лучше выразить через угловую скорость водила Ω . Она связана с угловой скоростью барабана при внешней обкатке через геометрический критерий k соотношением

$$\omega = \Omega \cdot \frac{1+k}{k}. \quad (21)$$

С учетом вышеизложенного, в расчетное уравнение (16) можно внести коррективы. В результате получили дифференциальное уравнение, при использовании которого можно учесть влияние на осевое усилие, изменение угловой скорости и ускорения при разгоне, а также геометрических соотношений элементов привода (критерий k) и степени загрузки через ее силу тяжести G , радиус l_{OC} и момент инерции I_3 .

Формула (16) примет вид

$$F = \frac{I_3 \cdot \frac{1+k}{k} \cdot \frac{d\Omega}{dt} + G \cdot l_{OC} \cdot (\sin \Omega t \cdot \cos \theta - \cos \Omega t \cdot \sin \theta)}{f \cdot \sin \alpha \cdot k \cdot R_{cp}}. \quad (22)$$

Расчёты проводились для планетарной мельницы с диаметром барабанов 100 мм, длиной 200 мм и толщиной стенки 5 мм. Средний радиус R_{cp} неподвижного колеса принимался равным 100 мм. Геометрический критерий изменялся в диапазоне $k = 0,2 \dots 0,8$, а коэффициент загрузки $k_3 = 0,1 \dots 0,9$.

В качестве начальных условий при расчете по уравнению (22) принимались: $t = 0$, $\Omega = 0$ и $\varepsilon = 30 \text{ рад/с}^2$. Граничные условия определялись при расчетах $\varepsilon = 0 \text{ рад/с}^2$ и $\Omega = 30 \text{ рад/с}$.

В планетарной мельнице, как и в любом механизме, максимальные нагрузки на элементы привода приходятся на момент пуска агрегата ввиду преодоления им моментов инерции покоя всех элементов.

Имея выражение для осевого усилия, определим зависимость этого параметра от угла поворота водила в момент пуска агрегата от времени при степени загрузки барабанов 0,5 и передаточном числе фрикционного редуктора 0,5 и для наглядности представим на рисунке 4, из которого видно, что измене-

ние осевого усилия происходит нелинейно. В момент пуска оно достигает максимальных значений 850 Н, после чего снижается все время выхода агрегата на номинальный (рабочий) режим. После этого усилие устанавливается на уровне 50 Н и периодически изменяется с минимальной, незначительной амплитудой.

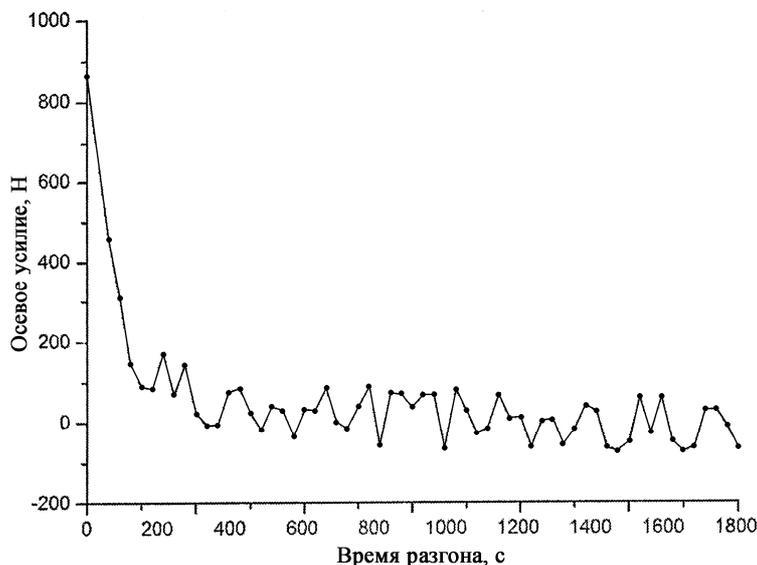


Рисунок 4. – Зависимость осевого усилия от времени разгона при угловой скорости водила 30 рад/с

Как видно из формулы (16), на силовую схему агрегата значительное влияние оказывает общий момент инерции, который, в свою очередь, зависит от момента инерции загрузки (степени заполнения барабана). Этот параметр описывается углом γ . Соответственно, было принято решение изучить степень этого влияния. При передаточном числе фрикционного редуктора 0,5 и тех же угловых ускорениях барабанов были получены зависимости максимального осевого усилия от коэффициента загрузки k_3 (рисунок 5).

По представленной зависимости можно сказать, что при увеличении степени загрузки барабана, а соответственно и его массы, осевое усилие увеличивается за счет большего отрыва фрикционных роликов от обкатываемой поверхности инерционными силами. Кроме того, за счет нелинейного увеличения площади поперечного сечения сегмента (5) можно наблюдать такое же нелинейное увеличение осевого усилия. Также на осевое усилие значительное влияние будут оказывать и геометрические параметры фрикционной передачи (рисунок 6), а именно соотношение диаметров подвижных фрикционных и неподвижного конуса. Это соотношение описывается геометрическим критерием k .

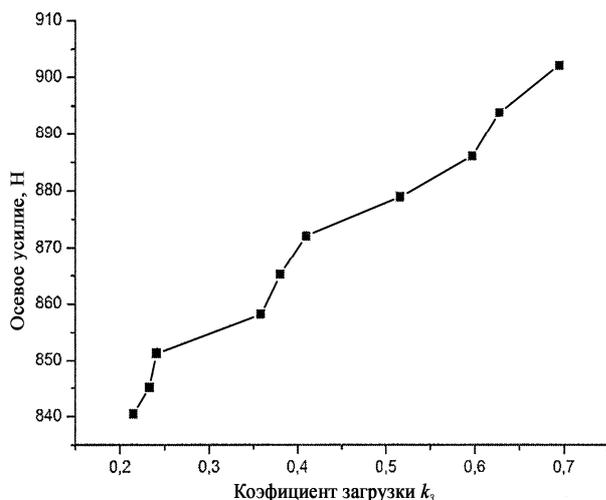


Рисунок 5. – Зависимость осевого усилия от коэффициента загрузки помольных барабанов

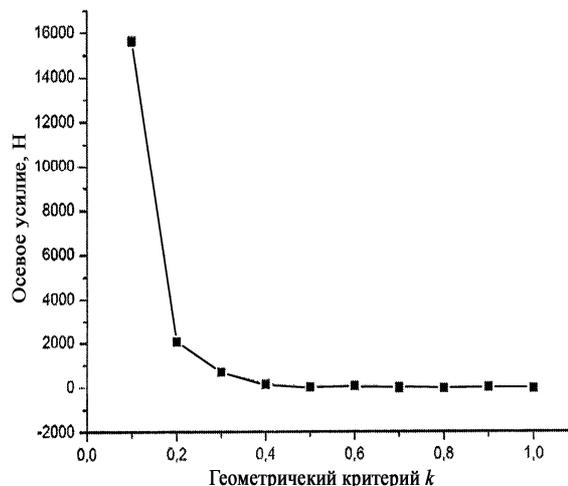


Рисунок 6. – Зависимость осевого усилия от геометрического критерия k

По зависимости, представленной на рисунке 6, можно судить о том, что фрикционная передача устойчива без изменения осевого усилия работы при геометрическом критерии более 0,5.

Заключение. Проведенное исследование по определению осевого усилия в фрикционном приводе планетарной мельницы позволило получить результаты, имеющие значение для решения рассматриваемого вопроса:

- предложена методика расчета фрикционного привода планетарной мельницы через определение осевого усилия, необходимого для работы фрикционной пары без проскальзывания;
- найдены осевые моменты инерции барабана и загрузки;
- составлено дифференциальное уравнение движения барабана;
- проведен анализ изменения осевого усилия от степени загрузки и геометрического соотношения колес фрикционной передачи;
- установлены значения параметров, обеспечивающих устойчивую работу фрикционного редуктора.

Предлагаемую авторами данной работы методику расчета можно рекомендовать для использования при проектировании и эксплуатации агрегатов планетарного типа с фрикционным приводом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Аввакумов, Е.Г. Механические методы активации химических процессов / Е.Г. Аввакумов. – М. : Наука, 1986. – 306 с.
2. Механическая обработка $\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$ / Р.В. Лукашев [и др.] // Неорганические материалы. – 2015. – № 2. – С. 176–179.
3. Ney, C. Metal hydride synthesis through reactive milling of metals with solid acids in a planetary ball mill / C. Ney, H. Kohlmann, G. Kickelbick // Int. J. Hydrogen Energy. – 2011. – № 3. – С. 9086–9090.
4. Li, C. Preparation of synthetic rutile by hydrochloric acid leaching of mechanically activated Panzhihua ilmenite / C. Li, B. Liang, H. Wang // Hydrometallurgy. – 2008. – № 1–4. – С. 121–129.
5. Вайтехович, П.Е. Определение динамических нагрузок на опорные узлы при ременном приводе планетарной мельницы / П.Е. Вайтехович, Г.М. Хвесько, Д.Н. Боровский // Труды БГТУ. Серия III. Химия и технология неорганических веществ. – 2016. – № 3 (185). – С. 122–126.
6. Метод расчета радиальных и окружных нагрузок при зубчатом приводе планетарной мельницы / П.Е. Вайтехович [и др.] // Труды БГТУ. Серия 2. Химические технологии, биотехнология и геоэкология. – 2017. – № 1 (193). – С. 81–85.
7. Планетарная мельница : пат. ВУ 9757 / П.Е. Вайтехович, Д.В. Семененко. – Опубл. 28.02.07.
8. Звавич, Л.И. Геометрия : справ. пособие / Л.И. Звавич, А.Р. Рязановский. – Минск : Дрофа, 2002. – 128 с.
9. Ким, Б.Г. Определение положения помольной среды в планетарной мельнице при каскадном режиме / Б.Г. Ким // Изв. вузов. Горный журнал. – 1976. – № 1. – С. 149–153.
10. Вайтехович, П.Е. Интенсификация и моделирование процессов диспергирования в поле инерционных сил / П.Е. Вайтехович. – Минск : БГТУ, 2008. – 220 с.

Поступила 14.06.2018

DETERMINATION OF AXIAL EFFORTS IN FRICTIONAL DRIVE OF A PLANETARY MILL

P. VAITEKHOVICH, G. KHVES'KO, D. BOROVSKIY

The issues related to the determination of the axial contact force for the stable operation of the elements of a frictional transmission of a planetary mill without slippage are considered. The analysis of the influence of structural and technological parameters on its value. For the study, a horizontal planetary mill was chosen with an external run-in of the grinding drums. Since the nature of the load movement in the grinding drums of a planetary mill is greatly influenced by the geometric parameters of individual units of the unit, geometric criteria were introduced reflecting the relationship between these parameters and the dependences of the axial force change on their values were obtained.

Keywords: *planetary mill, friction drive, axial force, friction force, moment of inertia.*

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

УДК 621.923

**КОРРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ
ПОСЛЕ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ**

*д-р техн. наук, проф. Л.М. АКУЛОВИЧ; канд. техн. наук, доц. Л.Е. СЕРГЕЕВ;
В.В. ШАБУНЯ; С.К. ДУБНОВИЦКИЙ*
(Белорусский государственный аграрный технический университет, Минск)

Рассмотрен метод повышения коррозионной стойкости деталей из легированных сталей путем формирования микропрофиля их поверхностей финишной магнитно-абразивной обработкой. Представлены результаты экспериментальных исследований коррозионной стойкости обработанных поверхностей внутреннего кольца подшипника и закаточного ролика. Показано влияние шероховатости поверхности на коррозионные свойства указанных колец, полученных разными способами.

Ключевые слова: кольца подшипников, закаточный ролик, магнитно-абразивная обработка, коррозионная стойкость, шероховатость.

Введение. В результате коррозии металл теряет свои физико-механические свойства (прочность, пластичность), вследствие чего выходят из строя оборудование, машины, механизмы, разрушаются металлические конструкции. Полностью предотвратить коррозию металлов невозможно, поэтому единственным путем борьбы с ней является поиск способов ее замедления [1]. В настоящее время борьбу с коррозией ведут сразу в нескольких направлениях: пытаются изменить среду, в которой работает металлическое изделие; повлиять на коррозионную устойчивость самого материала; предотвратить контакт между металлом и агрессивными веществами внешней среды. Коррозионную стойкость сталей можно повысить введением в их состав специальных легирующих элементов, нанесением защитных покрытий, пассивацией и т.п. [1]. Коррозионная стойкость деталей машин определяется показателями качества их поверхностей, которые формируются в основном на финишных операциях обработки. Показатели качества поверхности могут также зависеть и от предшествующих операций, так как при механической обработке имеет место технологическая наследственность [2; 3]. Одним из основных показателей качества поверхностей, влияющих на коррозионную стойкость, является шероховатость поверхности.

Основная часть. Известно [4], что рабочие поверхности деталей машин в зависимости от способа обработки имеют разную шероховатость. Финишные способы обработки обеспечивают наименьшую шероховатость поверхностей, что повышает их коррозионную стойкость. В связи с этим представляет интерес определить влияние шероховатости поверхностей, полученных разными способами обработки, на коррозионные свойства. Рассмотрим это влияние на примере внутреннего кольца подшипника и закаточного ролика.

Классические способы финишной обработки поверхностей колец подшипников и закаточных роликов – шлифование, суперфинишование [5; 6]. Однако эти виды обработки сопровождаются рядом факторов (тепловые, износ абразивного инструмента и др.), которые приводят к снижению точности обработки, а также вызывают изменение физико-механических свойств поверхностного слоя, в частности за счет появления неоднородности структуры и твердости [7]. Указанные дефекты существенно снижают качество поверхностей деталей и, как следствие, коррозионную стойкость.

Одним из перспективных способов финишной обработки поверхностей деталей являются способы, основанные на использовании эластичной связки или незакрепленного абразива, к которой и относится магнитно-абразивная обработка (МАО) [8]. Этот способ прост в реализации, экологически безопасен, обеспечивает высокое качество обработанных поверхностей деталей и существенное повышение их сопротивляемости износу, коррозии и механическим нагрузкам, обладает высокой производительностью, успешно конкурирует с процессами химической и электрохимической обработки [8; 9].

Экспериментальные исследования проводились на образцах колец подшипников (материал ШХ15 ГОСТ801-78) и закаточных роликов (материал Х12М ГОСТ 5950-73) после токарной обработки, шлифования и МАО. Магнитно-абразивная обработка проводилась на станке модели СФТ 2.150.00.00.000.

Параметры и режимы МАО: магнитная индукция $B = 1$ Тл; скорость резания $V_p = 2,5$ м/с; скорость осцилляции $V_0 = 0,2$ м/с; амплитуда осцилляции $A = 1$ мм; коэффициент заполнения зазора $k_z = 1$; величина рабочего зазора $\delta = 1$ мм; время обработки $t = 120$ с. Для МАО поверхности внутреннего кольца подшипника использовали ферроабразивный порошок (ФАП) на основе боридов железа, зернистостью $\Delta = 100/160$ мкм; для обработки поверхности закаточного ролика – Ж15КТ на основе карбида титана ТУ 6-09-03-483-81, зернистостью $\Delta = 100/160$ мкм. В качестве смазочно-охлаждающего технологического средства использовали СинМА-1 ТУ 38.5901176-91, 5%-ный водный раствор. Исходная шерохова-

тость поверхности кольца подшипника и закаточного ролика $Ra_1 = 0,8...1$ мкм. Морфология и форма частиц ФАП на основе боридов железа близка к ромбической форме (рисунок 1, а). Морфология и форма частиц ФАП на основе карбида титана близка к сферической форме (рисунок 1, б). Полученные данные по показателям коррозионной стойкости сравнивались с аналогичными параметрами при шлифовании [7].

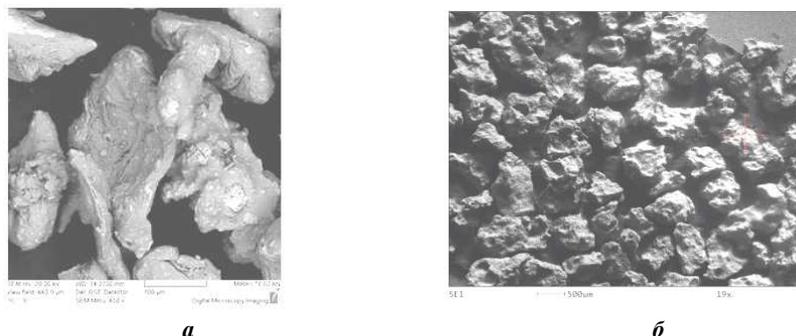


Рисунок 1. – Морфология ферроабразивного порошка на основе боридов железа (а) увеличение $\times 100$ и Ж15КТ (б) увеличение $\times 500$

Методика проведения эксперимента по определению коррозионной стойкости обработанных поверхностей *внутреннего кольца подшипника* включала ускоренные испытания при периодическом или полном погружении в 20%-ный водный раствор NaCl при температуре 20 °С на 288 часов; *закаточного ролика* – в 10%-ный водный растворе NaCl при температуре 20 °С на 336 часов. При оценке коррозионной стойкости использовали качественные показатели – изменение внешнего вида поверхности металла [10]. При этом визуально оценивали цвет, потускнение поверхности; наличие и распределение видимых коррозионных дефектов и др. Для определения количества и местоположения дефектов применяли сетку-шаблон с квадратами 5×5 мм, изготовленную из пластика, которую накладывали на испытуемый образец.

На рисунках 2, 3 представлены фотоснимки колец подшипников и закаточного ролика после испытаний на коррозионную стойкость.



а – до начала эксперимента; б – через 120 ч; в – через 192 ч; г – через 288 ч

Рисунок 2. – Фотоснимки образцов внутреннего кольца подшипника, обработанного методом МАО и подвергнутого испытанию через определенное время



а – до начала эксперимента; б – через 48 ч; в – через 336 ч; 1; 2 – очаги коррозии

Рисунок 3. – Фотоснимки образца закаточного ролика, обработанного методом МАО и подвергнутого испытанию через определенное время

На снимках прослеживается кинетика развития коррозии на испытуемых образцах, обработанных методом MAO (см. рисунки 2, б-з; 3, б-в).

В исследованиях учитывалась и интенсивность коррозии после токарной обработки, так как на развитие коррозии может оказывать влияние технологическая наследственность.

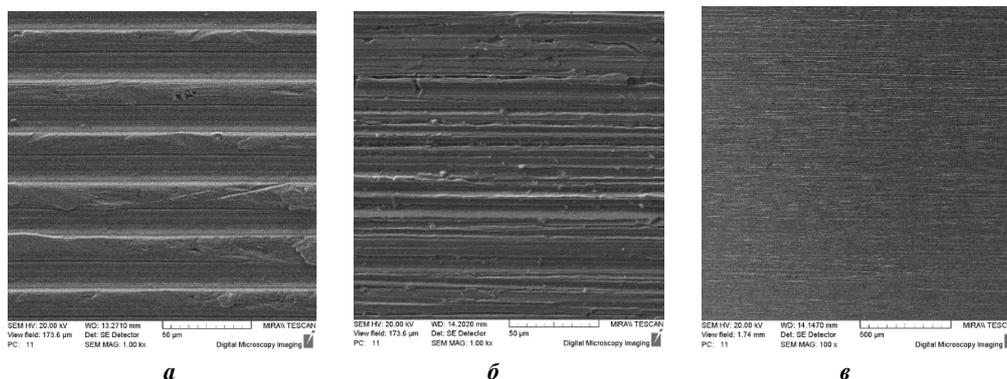
Интенсивность развития коррозии отражена в таблице 1 при различных методах обработки.

Таблица 1. – Интенсивность развития коррозии образцов (кольцо подшипника и закаточный ролик) в зависимости от времени погружения их в раствор

время проведения эксперимента, ч	Кольцо подшипника			время проведения эксперимента, ч	Закаточный ролик		
	площадь, занимаемой поверхности коррозией, %				площадь, занимаемой поверхности коррозией, %		
	после токарной обработки	после суперфиниширования	после MAO		после токарной обработки	после суперфиниширования	после MAO
20	14	6	3	48	7	6	3
60	29	16	8	96	14	8	5
120	51	24	13	168	18	12	8
192	60	28	16	240	25	16	10
288	71	33	18	336	32	18	12

В процессе обработки деталей на их поверхности формируются неровности – отклонения от геометрической формы (волнистость, шероховатость и др.), которые и определяют топографию поверхности. Топография обработанных поверхностей зависит от способа механической обработки, геометрии инструмента, режимов резания.

На рисунке 4 представлена топография поверхностей после токарной обработки (а), после шлифования (б) и MAO (в).



а – после токарной обработки; б – после шлифования; в – после MAO

Рисунок 4. – Топографии поверхностей исследуемых образцов (увеличение ×50)

На рисунке 5 показаны профилограммы поверхностного слоя после шлифования и MAO. На поверхности после токарной обработки (см. рисунок 4, а) остались неровности в виде впадин и гребешков.

Таким образом, шероховатость поверхности зависит от режимов обработки, геометрии режущей кромки инструмента и т.д.

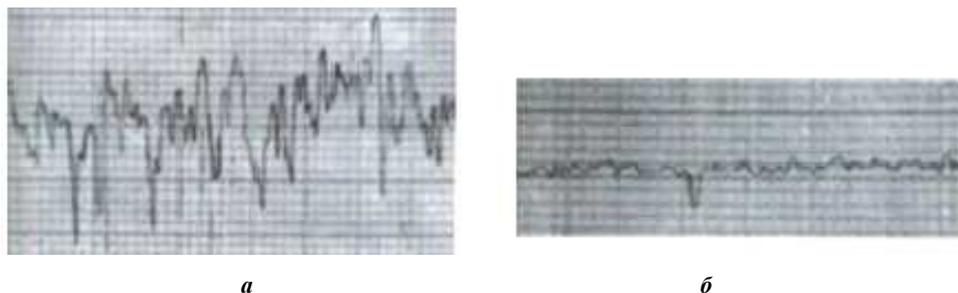
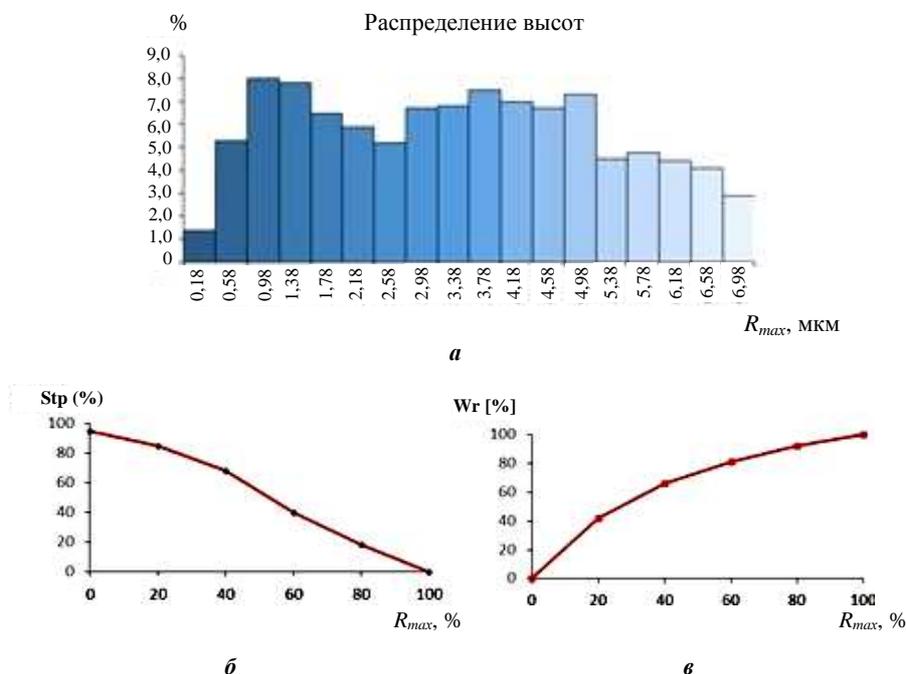


Рисунок 5. – Профилограммы поверхностного слоя кольца подшипника после шлифования (а), после MAO (б)

Гистограмма (рисунок 6, а) иллюстрирует распределение высот неровностей, близкое к гауссовскому, что подтверждается также значениями асимметрии. Значение параметра Ra при точении может варьироваться весьма существенно, так как зависит от формы режущей кромки резца, глубины резания и отношения подачи к частоте вращения заготовки [11].



а – гистограмма распределения высот;
б – опорная кривая поверхности; в – маслоемкость

Рисунок 6. – Топографические характеристики поверхности после токарной обработки

Как видно из графиков маслоемкости (рисунок 6, в), при трении такой поверхности происходит достаточно быстрое удаление гребешков неровностей (до 50% от общей высоты), после чего наступает некоторая стабилизация. Впадины, возникающие в образце, достаточно узкие и строго ориентированы поперек направлению движения инструмента [11].

Характер неровностей и профилограмма поверхности после шлифования (см. рисунки 4, б; 5, а) представляет собой множество параллельно расположенных царапин, произведенных абразивными зернами, находящимися на периферии шлифовального круга. Зерна, участвующие в процессе шлифования, имеют разную степень износа, что приводит к неоднородности получаемой шероховатости поверхности. Новые зерна, которые не подверглись износу, производят резание поверхности.

Поскольку инструмент для правки шлифовальных кругов придает поверхности шлифовального круга ярко выраженную направленную структуру, то совместно с траекторией движения шлифовального круга это определяет анизотропность получаемой поверхности (рисунок 7).

Особенностью шлифования является наличие на поверхности четко выраженных впадин. Данные впадины создаются острыми зернами, копирующими свой профиль на поверхность. График опорной кривой обработанной поверхности приведен на рисунке 7, б.

Поскольку шлифовальный круг вращается с высокой скоростью, индивидуальные контактные взаимодействия накладываются друг на друга и совмещаются, включая резание, адгезионный и абразивный износ, пластическую деформацию и трещинообразование, одновременно происходящие на всей обрабатываемой поверхности. Следствием такого комплексного взаимодействия является близкая к гауссовской структура поверхности с редкими впадинами, оставляемыми единичными абразивными зернами [11].

В процессе МАО поверхность формируется частицами ФАП приблизительно равного размера, контактирующими с поверхностью в различных местах и под произвольным углом. Количество единичных взаимодействий, приходящихся на участок поверхности, определяет глубину образующейся на нем впадины. В результате характер неровностей и профилограмма поверхности после МАО (см. рисунки 4, в; 5, б) имеет случайный характер не только по площади, но и по амплитуде.

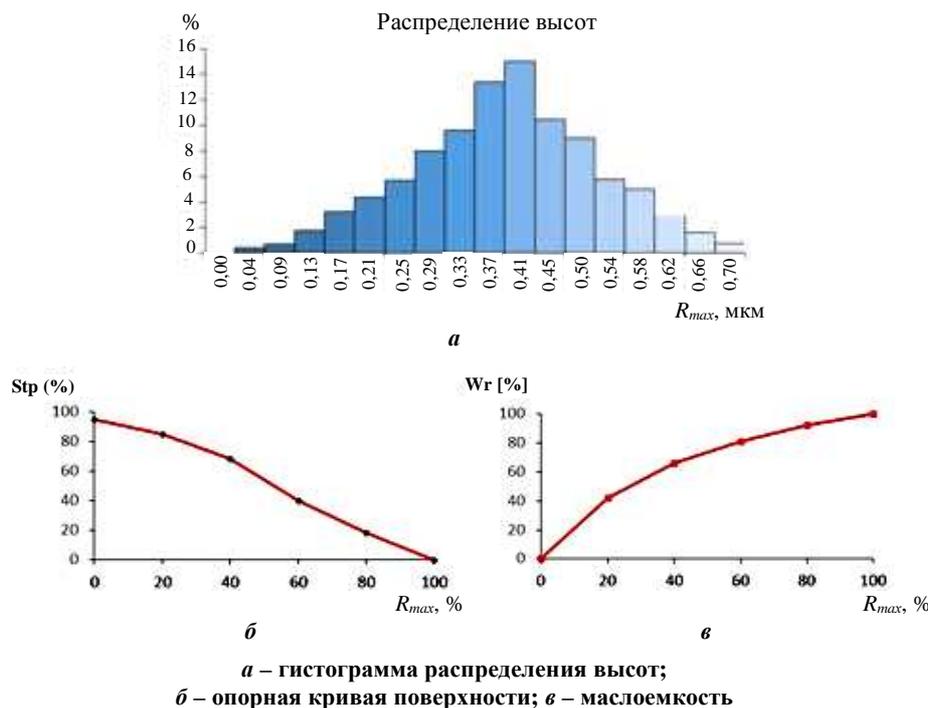


Рисунок 7. – Топографические характеристики поверхности после шлифования

Гистограмма распределения высот (рисунок 8, а) показывает гауссовскую природу поверхности. Опорная кривая поверхности (рисунок 8, б) имеет плавный переход от зоны незначительного контакта в зону развитого контакта, что является полезным ее свойством с точки зрения трибологии [11].

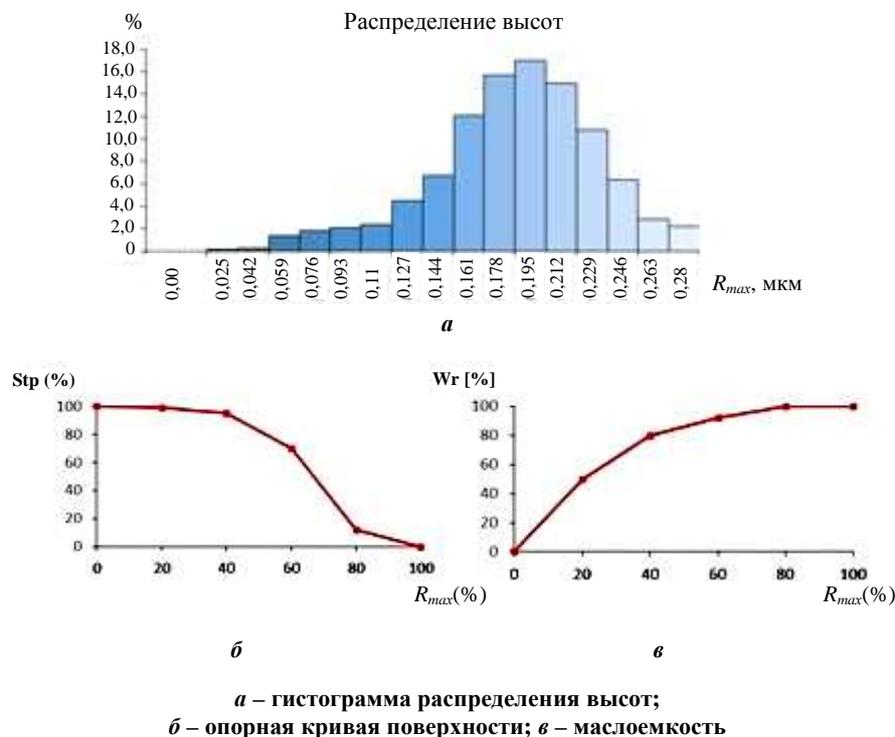


Рисунок 8. – Топографические характеристики поверхности после МАО

После МАО на поверхности остаются единичные микровпадины. Данные микровпадины имеют случайные координаты по горизонтали и размеры, однако их форма приблизительно одинакова, что указывает на одновременно множественный характер взаимодействий и случайное их распределение [11].

Заключение. В ходе исследований установлено, что образец кольца подшипника после МАО, выдержавший 228 часов испытаний в 20%-ном растворе NaCl, имеет 18% коррозионных поражений на поверхности (коррозия была выявлена лишь на рабочем участке внутреннего кольца подшипника), а образец закаточного ролика, выдержавший 336 часов испытаний в 10%-ном растворе NaCl, имеет 12% коррозионных поражений на поверхности.

Анализ результатов эксперимента свидетельствует о том, что МАО повышает коррозионную стойкость поверхности внутреннего кольца подшипника в 1,83 раза, а закаточного ролика – в 1,5 раза, при этом морфология и состав ФАП не оказывают существенного влияния на коррозионную стойкость.

ЛИТЕРАТУРА

1. Михайловский, Ю.Н. Атмосферная коррозия металлов и методы их защиты / Ю.Н. Михайловский. – М. : Металлургия, 1989.
2. Горленко О.А. Технологическое обеспечение геометрических параметров качества поверхности на основе учета закономерностей технологической наследственности / О.А. Горленко // Метрология и свойства обработанных поверхностей. – М. : Изд-во стандартов, 1977.
3. Ящерицын, П.И. Технологическая наследственность и эксплуатационные свойства шлифованных деталей / П.И. Ящерицын. – Минск, 1971.
4. Зрунек, М. Противокоррозионная защита металлических конструкций / М. Зрунек. – М. : Машиностроение, 1984.
5. Ящерицын, П.И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П.И. Ящерицын, А.К. Цокур, М.Л. Еременко. – Минск : Наука и техника, 1973.
6. Захаров, О.В. Технология и оборудование бесцентрового суперфиниширования : учеб. пособие / О.В. Захаров. – Саратов, 2007.
7. Игнатъев, С.И. Обеспечение качества обработки поверхностей качения колец подшипников на основе контроля динамического состояния шлифовальных станков по стохастическим характеристикам виброакустических колебаний : автореф. дис...канд. техн. наук / С.И. Игнатъев ; Саратов. гос. техн. ун-т. – Саратов, 2001.
8. Барон, Ю.М. Технология абразивной обработки в магнитном поле. – Л. : Машиностроение, 1975.
9. Кожуро, Л.М. Обработка деталей машин в магнитном поле / Л.М. Кожуро, Б.П. Чемисов ; под ред. Н.Н. Подлекарева. – Минск : Наука и техника, 1995.
10. Единая система защиты от коррозии и старения. Металлы и сплавы. Методы определения показателей коррозии и коррозионной стойкости : ГОСТ 9.908-85. – Введ. 01.01.1987. – М. : ИПК Изд-во стандартов, 1999.
11. Порошин, В.В. Основы комплексного контроля топографии поверхности деталей / В.В. Порошин. – М. : Машиностроение-1, 2007.

Поступила 30.05.2018

THE CORROSION RESISTANCE OF PARTS MADE OF ALLOYED STEELS AFTER MAGNETIC ABRASIVE FINISHING

L. AKULOVICH, L. SERGEEV, V. SHABUNYA, S. DUBNOVITSKY

A method for increasing the corrosion resistance of parts made of alloyed steels by forming a micro-profile of their surfaces by finishing magnetic-abrasive processing is considered. The results of experimental studies of the corrosion resistance of the machined surfaces of the inner ring of the bearing and the seaming roller are presented. The effect of surface roughness on the corrosion properties of these rings obtained by different methods is shown.

Keywords: *bearing rings, seaming roller, magnetic abrasive treatment, corrosion resistance, roughness.*

УДК 621.792

ПРОЦЕСС ФОРМИРОВАНИЯ ПОКРЫТИЙ ИЗ ПСЕВДОСПЛАВОВ ГИПЕРЗВУКОВОЙ МЕТАЛЛИЗАЦИЕЙ

д-р техн. наук, доц. М.А. БЕЛОЦЕРКОВСКИЙ
(Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск)

Рассматривается метод гиперзвуковой металлизации, направленный на формирование покрытий одновременным распылением разнородных металлов с образованием псевдосплавов, обладающих высокими триботехническими свойствами. Определены условия, при соблюдении которых обеспечивается высокое качество псевдосплавных покрытий.

Ключевые слова: псевдосплавные газотермические покрытия, гиперзвуковая металлизация.

Введение. В настоящее время практически все крупногабаритные детали сальниковых узлов гидросистем, детали подвески грузовых автомобилей, штоки виброгасителей подвижного железнодорожного состава, виброрвалы путевых машин, валки прокатных станов металлургического производства и другие элементы силовых систем и динамически нагруженных узлов трения изготавливаются и восстанавливаются с использованием различных методов инженерии поверхности [1]. При этом к свойствам формируемых поверхностных слоев и наносимых покрытий предъявляются требования, которые невозможно обеспечить, используя традиционные материалы или методы модифицирования. Это относится не только к деталям триботехнических сопряжений, но, например, и к элементам зерно- и кормоуборочных комбайнов, контактирующих с ворохом зеленой массы, потоками зерна и т.п., когда необходимо наносить защитное износостойкое покрытие, которое должно обладать как определенными гидрофобными характеристиками и коррозионной стойкостью, так и высокой стойкостью к гидроабразивному изнашиванию. То есть, с одной стороны, иметь износостойкость стали, а с другой – показатели смачиваемости цинка или полиамида. Необходимое сочетание твердости, низкого коэффициента трения, сопротивления изнашиванию в присутствии абразива, демпфирующих свойств, коррозионной стойкости зачастую ограничено экономическими соображениями.

Одним из новых перспективных методов триботехнического материаловедения является использование так называемой «O'Spray» технологии, когда изделие или покрытие формируется из расплавленных частиц двух или трех материалов, переносимых перемешивающимися высокоскоростными газовыми потоками [2; 3]. После кристаллизации частиц образуются псевдосплавы, обладающие уникальными свойствами. Материалы типа псевдосплавов характеризуются рядом важных свойств – сочетанием высоких значений температуры плавления с механической прочностью, твердостью, демпфирующей способностью, износостойкостью, способностью к самосмазыванию в условиях сухого трения, гидрофобностью. Вместе с тем известные методы «O'Spray» весьма энергоемки, требуют использования дорогостоящего специализированного оборудования и расходных материалов, а также не применяются при восстановлении деталей и не работоспособны в тяжело нагруженных узлах трения, что обусловлено возникновением в поверхностных слоях псевдосплавов повреждений на границах раздела частиц с различными механическими свойствами.

Для получения псевдосплавных покрытий со структурой и свойствами, присущими композиционным материалам, в последние годы все шире используются методы электроискрового легирования, ионно-плазменного магнетронного распыления, газотермического напыления, в частности электродуговой металлизации, при этом последняя технология является наиболее производительным, экономичным и удобным для использования в серийном производстве методом [4–6].

Целью исследований, результаты которых представлены в данной работе, явилось исследование процесса нанесения псевдосплавных покрытий методом гиперзвуковой металлизации (ГМ), одним из самых высокоэффективных на современном этапе технологических приемов газотермического напыления и отличающихся высокими динамическими параметрами распыляющего потока, что и обусловило название процесса. Гиперзвуковая металлизация отличается от традиционной электрометаллизации использованием непрерывного источника энергии для нагрева газа, распыляющего расплавленные в дуге проволоки. Нагретый до температуры около 2000 °С газ, истекая через сопло Лаваля, приобретает скорость 1100...1500 м/с, что позволяет разогнать частицы распыленного материала до скоростей порядка 450 м/с [7].

Оборудование и методики исследований. Для нанесения псевдосплавных покрытий использовались проволоки диаметром от 1,6 и выше из сталей мартенситного класса 40X13, аустенитного класса 12X18H10T, бронз БрОФ7-0,2 и БрАЖ9-4, цинка Ц1, алюминия АМг3.

Струйно-абразивная подготовка поверхности образцов осуществлялась электрокорундом грануляцией 1,4...1,7 мм по ГОСТ 3647-80 при давлении воздуха 0,4...0,6 МПа, расходе воздуха от 2,5...5,0 м³/мин, угле атаки между струей абразива и поверхностью детали 60...75 град, расстоянии от сопла до обрабатываемой детали 70...100 мм.

Покрyтия наносились на установке для гиперзвуковой металлизации АДМ-10, разработанной в Объединенном институте машиностроения НАН Беларуси [7]. В качестве горючего газа для формирования расплывающегося факела использовался пропан. После напыления поверхность псевдосплава подвергалась механической шлифовке с финишной доводкой на абразивной бумаге Р 320.

Пористость псевдосплавных покрытий, напыленных на пластины (50×50×5 мм) из стали 45, составляла ≈ 2...4 об.%. Исследование фазового состояния напыленного псевдосплава осуществляли на дифрактометре ДРОН-2.0 в монохроматизированном кобальтовом (CoK α) излучении при напряжении 30 кВ и анодном токе 10 мА. Расшифровка рентгенограмм осуществлялась при помощи программного обеспечения Crystallographica Search-Match с картотекой PDF-2. Металлографические исследования проводились на оптическом микроскопе АЛЬТАМИ МЕТ 1МТ. Измерения твердости по Виккерсу – на твердомере DuraScan 20 при нагрузке на индентор $P = 10$ г и 10 кг.

Триботехнические испытания образцов напыленного сплава проводились на трибометре АТВП. Испытания осуществлялись по схеме возвратно-поступательного движения контактирующих тел при средней скорости взаимного перемещения ≈ 0,1 м/с. При испытаниях использовалось контртело, изготовленное из закаленной стали У8 (800 HV10).

Полученные результаты и их обсуждение. В ходе экспериментальных исследований процесса ГМ псевдосплавных покрытий замечено, что при подключении проволоки из более тугоплавкого материала к положительному потенциалу сварочного источника, использующегося в установке АДМ-10, равномерность расплывающегося факела резко возрастает и достигает своего максимума при некотором увеличении диаметра легкоплавкой проволоки относительно тугоплавкой. Вероятно, это следствие того, что с катода испускается поток электронов, который переносится на анод. В результате соударения электронов с ионами металла анода и происходит большее тепловыделение, чем на катоде [8].

Результаты исследований приведены в таблице 1. Проволока, отмеченная в таблице 1 в графе «тугоплавкий материал», подключалась к положительному полюсу сварочного источника ВДУ-506.

Таблица 1. – Используемые в исследованиях материалы и качество покрытий, полученных при гиперзвуковой металлизации

№	Материал тугоплавкой проволоки	Диаметр тугоплавкой проволоки, мм	Материал легкоплавкой проволоки	Диаметр легкоплавкой проволоки, мм	Результаты металлизации, качество покрытия
1	сталь	2,0	алюминий	1,6	Имеются дефектные участки
2	то же	2,0	то же	2,0	Имеются дефектные участки
3	-"	2,0	-"	2,4	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
4	-"	2,0	-"	2,5	Имеются дефектные участки
5	-"	1,6	-"	1,8	Имеются дефектные участки
6	-"	1,6	-"	2,0	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
7	-"	2,0	-"	2,0	Процесс не стабилен
8	-"	2,0	бронза	2,0	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
9	-"	2,0	то же	2,2	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
10	-"	2,0	-"	2,5	Процесс не стабилен
11	-"	1,8	-"	2,0	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
12	-"	1,8	-"	2,2	Имеются дефектные участки
13	-"	2,0	цинк	1,8	Процесс не стабилен
14	-"	2,0	то же	2,0	Процесс не стабилен
15	-"	2,0	-"	2,5	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
16	-"	1,6	-"	1,8	Имеются дефектные участки
17	-"	1,6	-"	2,0	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее

Окончание таблицы 1

№	Материал тугоплавкой проволоки	Диаметр тугоплавкой проволоки, мм	Материал легкоплавкой проволоки	Диаметр легкоплавкой проволоки, мм	Результаты металлизации, качество покрытия
18	бронза	2,0	алюминий	1,6	Процесс не стабилен
19	то же	2,0	то же	1,8	Имеются дефектные участки
20	"-	2,0	"-	2,0	Имеются дефектные участки
21	"-	2,0	"-	2,2	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
22	"-	2,0	"-	2,5	Имеются дефектные участки
23	"-	1,8	"-	2,0	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
24	"-	1,8	"-	2,5	Имеются дефектные участки
25	"-	2,0	цинк	1,8	Имеются дефектные участки
26	"-	2,0	то же	2,0	Процесс не стабилен
27	"-	2,0	"-	2,2	Процесс не стабилен
28	"-	2,0	"-	2,5	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
29	алюминий	2,0	цинк	2,0	Имеются дефектные участки
30	то же	2,0	то же	2,2	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
31	"-	2,0	"-	2,5	Процесс не стабилен
32	"-	1,8	"-	2,5	Процесс не стабилен
33	"-	1,8	"-	2,0	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
34	"-	1,8	"-	1,8	Имеются дефектные участки
35	"-	1,6	"-	1,8	Процесс стабилен, качество покрытий хорошее
36	"-	1,6	"-	2,0	Имеются дефектные участки

В ходе анализа полученных результатов выделены *три характерные группы режимов напыления и качества покрытий*.

В *первую* входили покрытия, формирование которых происходило при отсутствии стабильности процесса металлизации (перерывы, «плевки» металла). Покрытия наносились неравномерно, поверхностная пористость находилась в пределах от 3 до 10%, размер открытых пор составил от 8 до 30 мкм.

У *второй группы покрытий* процесс нанесения прерывался через каждые 8...12 с, возобновляясь вновь, но при этом на покрытии образовывались дефектные участки (наплывы) из больших кусков (от 40 до 100 мкм) расплавленного материала проволоки.

Третья группа характеризовалась стабильностью процесса гиперзвуковой металлизации, равномерностью формирования покрытий, низкой пористостью ($\leq 3\%$).

При математической обработке этих результатов получена эмпирическая зависимость между диаметром распыляемых проволок и их температурой плавления, которая описывается следующим выражением:

$$d_{\text{л}} = d_{\text{т}} (T_{\text{т}} / T_{\text{л}})^{0,25}, \quad (1)$$

где $d_{\text{л}}$, $T_{\text{л}}$ – диаметр (мм) и температура плавления ($^{\circ}\text{C}$) более легкоплавкой проволоки, мм; $d_{\text{т}}$, $T_{\text{т}}$ – диаметр (мм) и температура плавления ($^{\circ}\text{C}$) более тугоплавкой проволоки.

Следующий этап исследований был посвящен изучению псевдосплавных покрытий «сталь-бронза». На рисунке 1 представлен фотоснимок образца композиционного покрытия «сталь-бронза» и его микроструктура, на которой различимы перемежающиеся слои стальных и бронзовых частиц. Твердость покрытия составила 250...270 HV 10.

Результаты проведенного рентгеноструктурного анализа покрытия из псевдосплава «сталь-бронза» свидетельствуют о том (рисунок 2), что покрытие содержит следующие фазы: $\alpha\text{-Fe}$, $\gamma\text{-Fe}$, Cu, Fe_3O_4 .

Также были проведены сравнительные триботехнические испытания образца исходной бронзы и газотермического покрытия из псевдосплава «сталь-бронза».

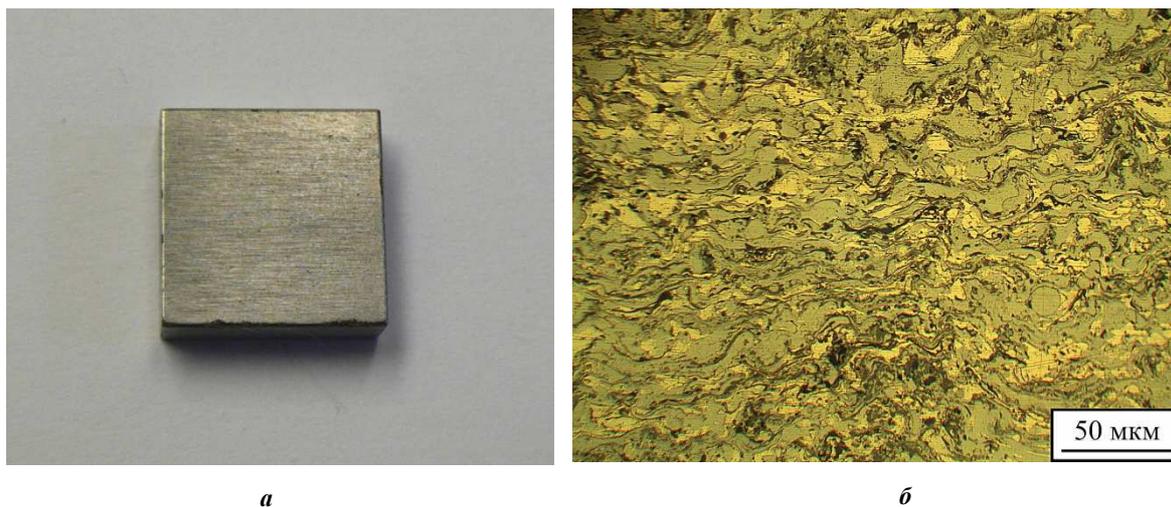


Рисунок 1. – Фотоснимок (а) и микроструктура (б) образца псевдосплава «сталь-бронза», полученного методом гиперзвуковой металлизации

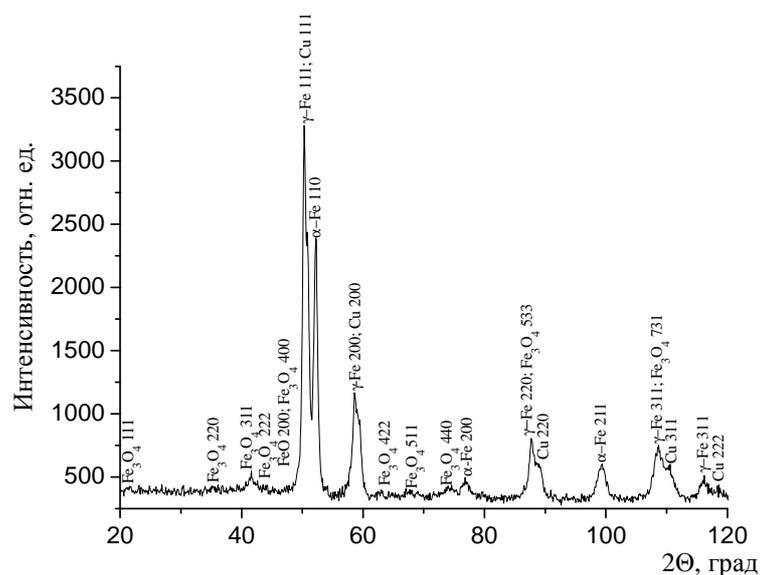


Рисунок 2. – Фрагмент рентгеновской дифрактограммы от поверхностных слоев псевдосплава «сталь-бронза»

На рисунке 3 показаны зависимости линейного износа от пути трения при испытаниях бронзы и композиционного покрытия в условиях трения со смазочным материалом Литол-24. Давление в ходе проведения испытаний составляло 10 МПа.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что при испытаниях стандартной бронзы регистрируется быстрый выход на стадию установившегося изнашивания и относительно высокий износ образца. При этом интенсивность линейного изнашивания бронзового образца составил $I_h = 0,90 \cdot 10^{-8}$.

В случае триботехнических испытаний газотермического композиционного покрытия «сталь-бронза» стадия приработки завершается после 1700...2000 м пути трения. При этом величина линейного износа псевдосплава «сталь-бронза» существенно ниже величины износа бронзового образца. Интенсивность линейного изнашивания образца на стадии установившегося трения составляет $I_h = 0,48 \cdot 10^{-9}$. Таким образом, износостойкость композиционного газотермического покрытия в ≈ 20 раз превышает износостойкость исходной бронзы.

На следующем этапе исследовались покрытия, полученные совместным распылением проволок из сталей различных классов. Химический состав распыляемых материалов и нанесенного покрытия приведен в таблице 2. Микроструктура покрытия показана на рисунке 4.

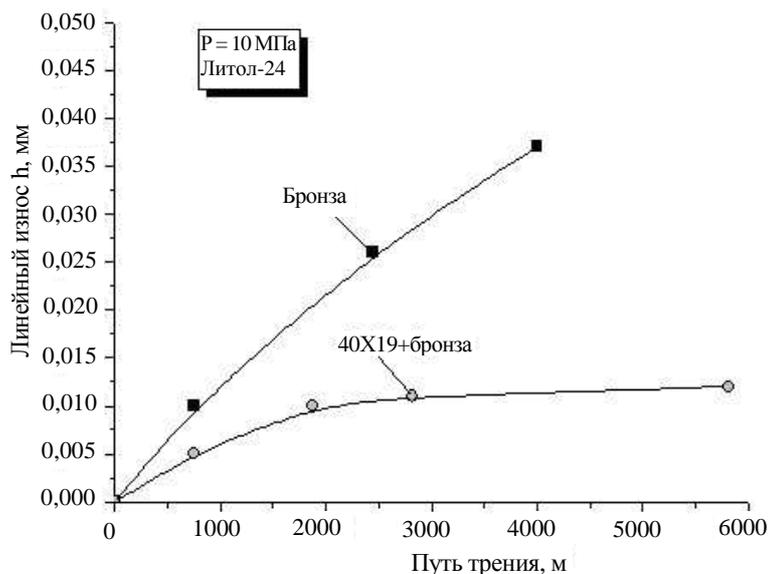


Рисунок 3. – Зависимость линейного износа от пути трения при испытаниях бронзы и композиционного покрытия в условиях трения со смазочным материалом Литол-24

Таблица 2. – Химический состав распыляемых проволок и нанесенного покрытия

Материал	Концентрация элементов, масс.%						
	C	Cr	Ni	Ti	Mn	Si	Fe
40X13	0,42	13,2	0,60	0,35	0,40	0,42	основа
12X18Н10Т	0,12	18,3	10,1	0,80	2,00	0,80	основа
Покрытие	0,2...0,3	15,7	3,97	–	0,75	0,44	основа

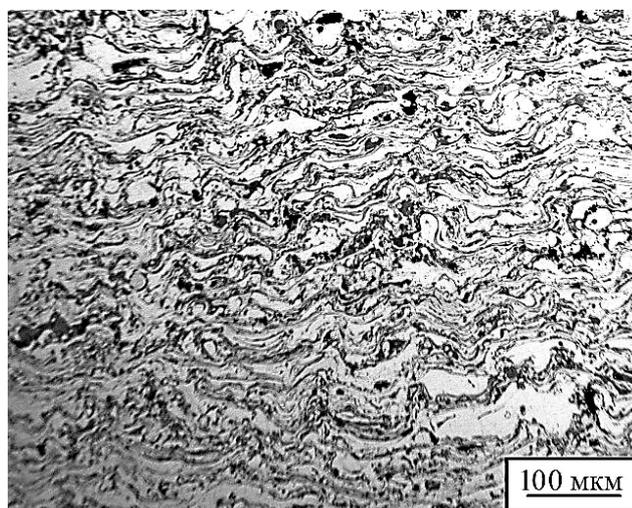


Рисунок 4. – Микроструктура псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18Н10Т, полученного методом ГМ

Фрагмент рентгеновской дифрактограммы от поверхностных слоев псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18Н10Т представлен на рисунке 5, который свидетельствует о том, что фазовый состав псевдосплава включает в себя: γ -Fe (60 об.%), α -Fe (15 об.%), оксиды Fe_3O_4 и FeO (25 об.%). Повышенное количество аустенита в газотермическом псевдосплаве связано с особыми условиями формирования покрытий при напылении, в результате которых протекает изотермическая выдержка напыляемых слоев при температурах, превышающих интервал мартенситного превращения. Кроме этого, дополнительная термическая стабилизация аустенитной фазы в псевдосплаве обеспечивается высоким содержанием

в нем никеля (см. таблицу 1). Твердость напыленного псевдосплава составляет $\approx 370...380$ HV 10, что близко к твердости газотермического покрытия из аустенитной стали 06X19H9T.

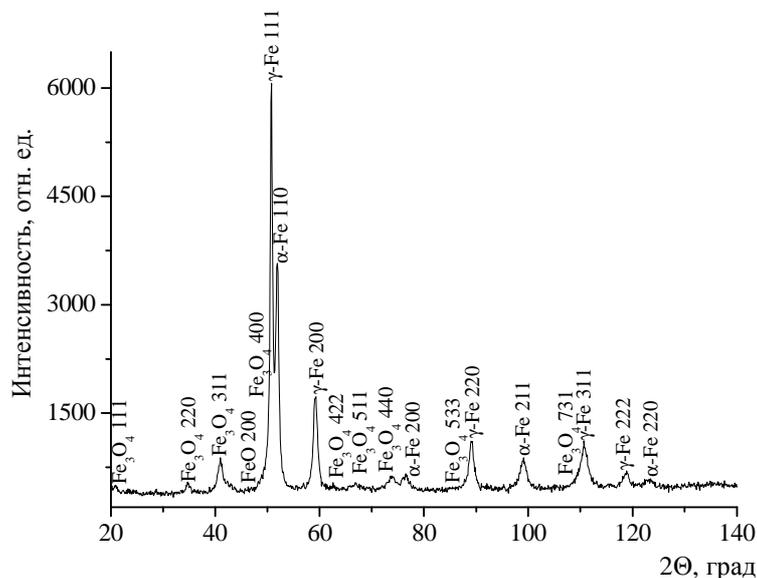


Рисунок 5. – Фрагмент рентгеновской дифрактограммы (CoK_α) от поверхностных слоев псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T

Анализ результатов триботехнических испытаний псевдосплава из высокохромистых сталей в условиях трения без смазочного материала, а также покрытий из сталей 40X13 и 06X19H9T без смазочного материала при 1,5 МПа показал (рисунок 6), что износостойкость псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T соответственно в 3,8 и 12,0 раз выше, чем у газотермических покрытий из сталей 40X13 и 06X19H9T. При этом интенсивность массового изнашивания псевдосплава, полученного гиперзвуковой металлизацией, составляет $\approx 1,2 \cdot 10^{-3}$ мг/м.

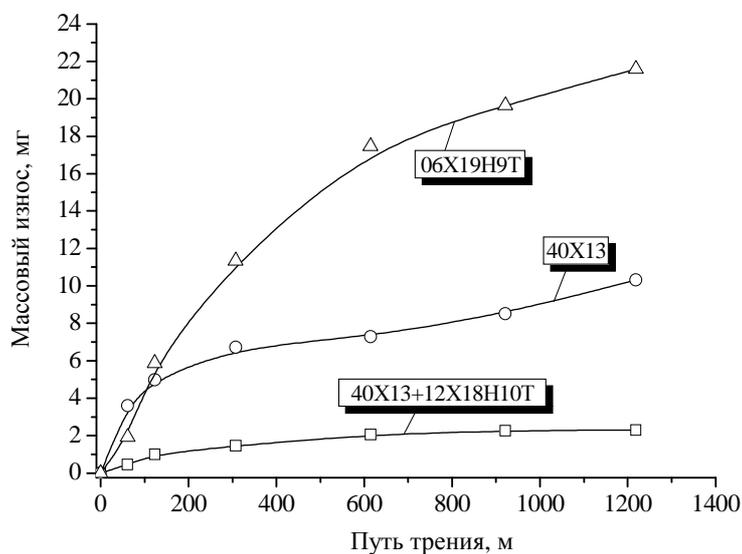


Рисунок 6. – Зависимости массового износа от пути трения для газотермических покрытий из сталей различных классов, а также псевдосплава из высокохромистых сталей

В процессе фрикционного взаимодействия снижается содержание аустенитной фазы в поверхностных слоях псевдосплава до ≈ 45 об.%, а его микротвердость возрастает до ≈ 850 HV 0,01. Высокая износостойкость псевдосплава из двух сталей – 40X13 и 12X18H10T – достигается за счет деформационно-активированного $\gamma \rightarrow \alpha$ -превращения, протекающего в процессе трения в поверхностных слоях покрытия, а также за счет деформационного упрочнения γ -фазы. Кроме этого, повышенные триботехнические

свойства псевдосплава обеспечиваются наличием в нем частиц из мартенситной стали 40X13, которые обуславливают более высокую прочность покрытия. В частности, для случая трения без смазочного материала газотермического покрытия из аустенитной стали 06X19H9T, содержащего близкое количество γ -фазы (≈ 68 об.%), регистрируется повышенный износ (см. рисунок 6), обусловленный низкими прочностными свойствами напыленных частиц.

Таким образом, из полученных результатов следует, что псевдосплавное покрытие на основе высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T характеризуется высокой износостойкостью в условиях трения без смазочного материала.

Заключение. Исследование метода гиперзвуковой металлизации при одновременном распылении проволок различных металлов с целью получения псевдосплавных покрытий показало:

- для обеспечения высокой стабильности процесса и качества формируемых покрытий необходимо к более тугоплавкой проволоке подводить положительный потенциал от сварочного источника питания;
- диаметр более легкоплавкой проволоки следует выбирать в зависимости от температур плавления проволок и диаметра более тугоплавкой проволоки.

В процессе выполнения работы исследована структура, фазовый состав, твердость и износостойкость композиционного покрытия «сталь 40X13-бронза», полученного методом гиперзвуковой металлизации. Показано, что износостойкость сформированного псевдосплава в ≈ 20 раз превышает износостойкость исходной бронзы.

Исследовано структурно-фазовое состояние и трибомеханические свойства псевдосплава из высокохромистых сталей 12X18H10T и 40X13. Показано, что псевдосплав характеризуется повышенным содержанием γ -фазы (≈ 60 об.%) и относительно пониженным значением твердости, составляющим 370...380 HV 10. Установлено, что износостойкость псевдосплава из высокохромистых сталей 12X18H10T и 40X13 в условиях сухого трения в 3,8 и 12,0 раз выше износостойкости газотермических покрытий из мартенситной 40X13 и аустенитной стали 06X19H9T соответственно.

На основании полученных данных сделан *вывод*: метод гиперзвуковой металлизации позволяет формировать покрытия с высокими физико-механическими свойствами из экономичных псевдосплавов, что существенно расширяет область использования данного метода.

ЛИТЕРАТУРА

1. Инженерия поверхности деталей / под ред. А.Г. Суслова. – М. : Машиностроение, 2008. – 320 с.
2. Handbook of Thermal Spray Technology ; ed. Joseph R. Davis. – ASM. N.Y., 2004. – 413 p.
3. Spray forming [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://www.en.wikipedia.org/wiki/Spray_forming. – Дата доступа: 10.04.2014.
4. Вигилянская, Н.В. Газотермическое напыление псевдосплавных покрытий / Н.В. Вигилянская, Ю.С. Борисов, И.А. Демьянов // Автоматическая сварка. – 2012. – № 1. – С. 48–55.
5. Способ получения газотермических покрытий : пат. RU 2063470 / А.Е. Титлянов, А.Г. Радюк, С.И. Педос. – Оpubл. 10.07.1996.
6. Оптимизация методов, материалов и технологий поверхностного упрочнения с использованием способов газотермического напыления / М.А. Белоцерковский [и др.] // Вестн. РГУПС. – Ростов н/Д, 2017. – № 4. – С. 8–15.
7. Оценка возможности использования гиперзвуковой металлизации при восстановлении элементов гидросистем / М.А. Белоцерковский [и др.] // Вестник Полоцкого государственного университета, Сер. В, Промышленность. Прикладные науки. – 2015. – № 11. – С. 36–42.
8. Мотяхов, М.Ф. Электродуговая сварка металлов / М.Ф. Мотяхов. – М. : Высш. шк., 1975. – 232 с.

Поступила 29.06.2018

THE STUDY OF THE FORMATION OF COATINGS OF PSEUDOPLANES HYPERSONIC METALLIZATION

M. BELOTSERKOVSKY

The method of hypersonic metallization aimed at the formation of coatings by simultaneous spraying of dissimilar metals with the formation of pseudo-alloys with high tribotechnical properties is considered. The conditions under which the high quality of pseudo-alloy coatings is ensured are determined.

Keywords: pseudoplane thermal spray coating, hypersonic metallization.

УДК 621.762.2

ВЛИЯНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ АКТИВАЦИИ НА СТРУКТУРУ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОРОШКОВ НА ОСНОВЕ СВЕРХВЫСОКОМОЛЕКУЛЯРНОГО ПОЛИЭТИЛЕНА, НАПОЛНЕННОГО КАРБИДОМ БОРА*д-р техн. наук В.И. ЖОРНИК; С.А. КОВАЛЕВА;**д-р техн. наук М.А. БЕЛОЦЕРКОВСКИЙ; акад. НАН Беларуси, д-р техн. наук П.А. ВИТЯЗЬ
(Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск);**д-р хим. наук Т.Ф. ГРИГОРЬЕВА**(Институт химии твердого тела и механохимии СО РАН, Новосибирск);**канд. техн. наук, доц. А.В. ДУДАН**(Полоцкий государственный университет)*

Методами рентгеновской дифракции, сканирующей электронной микроскопии, ИК-Фурье спектроскопии исследованы продукты механической активации порошковой смеси сверхвысокомолекулярного полиэтилена и микрокристаллического карбида бора (B_4C), проведенной в высокоэнергетической шаровой планетарной мельнице с энергонапряженностью $I = 1,1$ Вт/г при длительности от 5 до 25 мин. Показано, что в условиях интенсивных ударно-сдвиговых деформаций формируются полимерные композиционные частицы чешуйчатой формы размером 100...160 мкм с хаотичным распределением в них частиц карбида бора размером 1...5 мкм, при этом окислительной деструкции полимера не наблюдается. Основными возможными результатами взаимодействия полимерной матрицы и дисперсных порошков наполнителя при механической активации являются процессы сшивки при некотором вероятном уменьшении его молекулярной массы. Механическая активация способствует формированию структуры карбида бора с меньшим содержанием углерода ($B_{6,5}C$).

Ключевые слова: *механическая активация, микроструктура, композиты, сверхвысокомолекулярный полиэтилен, карбид бора.*

Сверхвысокомолекулярный полиэтилен (СВМПЭ) благодаря высоким значениям молекулярной массы (до 10^6 г/моль) обладает рядом достоинств, в числе которых хорошие антифрикционные свойства, высокая ударпрочность, стойкость к растрескиванию под напряжением в коррозионных средах, а также при повышенной температуре стабильность размеров, стойкость к истиранию и γ -излучению, что делает его перспективным материалом для ряда приложений. Одним из методов, позволяющих существенно повысить как механические характеристики СВМПЭ для применения в нагруженных конструкциях, так и получить необходимые сочетания физико-механических, трибологических и теплофизических свойств для его использования в узлах трения, является дисперсное упрочнение и получение полимерных композиционных материалов [1]. Композиционные материалы на основе СВМПЭ и наполнителя в виде бора или его соединений служат эффективной защитой от нейтронного излучения. К тому же карбид бора характеризуется уникальной комбинацией свойств (низкая плотность, высокая температура плавления, термическая стабильность, высокая твердость и стойкость к истиранию и др.), которые делают его материалом для широкого диапазона применений.

Физико-механические свойства композиционных материалов на основе полимеров структурно чувствительны и определяются атомным, молекулярным и надмолекулярным строением вещества. При этом основополагающую роль в структурообразовании композитов играют фазовое состояние и степень дисперсности наполнителя, его распределение в матрице, межфазная поверхность и процессы взаимодействия на границе между частицами дисперсной фазы и полимерной матрицей.

Однако в силу большой длины полимерных цепей СВМПЭ имеет крайне низкий показатель текучести расплава, что не позволяет перерабатывать его традиционными для конструкционных пластиков методами, такими как литье под давлением, шнековая экструзия и др. Поиск путей повышения технологических свойств СВМПЭ без заметного снижения его механических характеристик – актуальная научно-техническая проблема. Перспективным является метод формирования композитов на основе СВМПЭ, базирующийся на технологии твердофазного деформационного смешения. Одним из эффективных способов таких технологий служит интенсивная механическая обработка, проводимая в высокоэнергетических планетарных шаровых мельницах.

В условиях интенсивных ударно-сдвиговых деформаций в материалах реализуются процессы пластического деформирования, диспергирования, перемешивания, которые приводят к увеличению контактных поверхностей и физико-химическим процессам взаимодействия с формированием композитных структур [2]. Уровень локальных давлений и температур, возникающих в условиях механической акти-

вазии, зависит от геометрических характеристик мельницы, скоростных режимов, выбора размольных тел (энергонапряженности, I) [3] и физико-механических свойств обрабатываемого вещества. Деформационный отклик полимеров является вязкоупругим, демонстрируя характеристики как упругого твердого вещества (обратимого механического отклика), так и вязкой жидкости (необратимый механический отклик), и, следовательно, зависит не только от структуры полимера, но и от длительности воздействия. При этом некоторые молекулярные моды под действием механических напряжений могут быть более деформируемы, чем другие. Механическая активация (МА) способствует повышению реакционной способности полимера и может приводить к его модифицированию за счет изменений надмолекулярной структуры и молекулярного строения (процессов разрыва внутримолекулярных связей и процессов сшивки) [4]. Механическая обработка приводит к увеличению плотности СВМПЭ, модуля упругости и одновременно к снижению коэффициента трения и предела текучести [5]. Метод механоактивационной обработки СВМПЭ по сравнению, например, с методом горячего прессования при повышенных температурах (до 300 °С) обладает преимуществом, поскольку не требует создания специальной атмосферы для предотвращения окислительной деструкции.

Цель данной работы – исследование процессов формирования микроstructures полимерных композитов на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена и микрокристаллических порошков карбида бора в условиях механоактивационной обработки.

Материалы и методы исследований. Изготовление композиционных порошков осуществлялось путем механической обработки, проводимой в высокоэнергетической планетарной шаровой мельнице Активатор 2S (г. Новосибирск) с водяным охлаждением, в воздушной атмосфере. Объем барабана 250 см³, диаметр шаров 7 мм, загрузка шаров – 370 г, навеска обрабатываемого образца – 40 г, скорость вращения барабанов вокруг общей оси ~ 600 об/мин. Барабаны и шары изготовлены из стали ШХ15. Энергонапряженность процесса механической активации $I = 1,1$ Вт/г [6].

Длительность обработки τ составляла 5, 10 и 25 мин. Количество дозы переданной механической энергии D определялось длительностью обработки, $D = I\tau$ (кДж/г).

Состав порошковой смеси – 20 мас.% СВМПЭ + 80 мас.% В₄С.

В качестве исходного матричного материала использовался порошок сверхвысокомолекулярного полиэтилена марки GUR 4120 производства Ticona GmbH (Германия) с молекулярной массой $4 \cdot 10^6$ г/моль и размером сферических частиц 100...160 мкм. В качестве наполнителя использовался порошок монокристаллического карбида бора В₄С со средним размером частиц 100...160 мкм.

Рентгенодифракционные измерения порошков выполнены на дифрактометре D8 Advance (Bruker, Германия) с использованием характеристического излучения CuK_α. Фазовый анализ проводился с применением базы рентгенографических стандартов ICDD PDF2. Расчет и уточнение профильных и структурных параметров выполнялись по методу наименьших квадратов с проведением полнопрофильного анализа дифрактограмм в ПО TOPAS с использованием итерационной процедуры Паули (Pawley) [7]. Исследования микроструктурных характеристик (размера кристаллитов L и микронапряжений ϵ) проводились с использованием «дубль-Фойгт» (double Voigt) методологии, в которой профили дифракции на размер кристаллитов и на микроискажения обобщенно описываются функциями Фойгта. Для разделения вкладов в уширение пиков от L использовалась функция Лоренца, от микронапряжений ϵ – функция Гаусса.

Исследования микроstructures и химического состава получаемых композитов проводились на сканирующем электронном микроскопе «CamScan 4» (OxfordInstruments, Англия) с микроанализатором Inca-350. ИК-исследования проводились с использованием ИК-Фурье спектрометра Nicolet iS10 (ThermoScientific, США) методом нарушенного полного внутреннего отражения (НПВО) на кристалле алмаза в диапазоне 4000...400 см⁻¹.

Экспериментальные результаты и их обсуждение. В результате интенсивной механической обработки смеси полимера и порошка карбида бора с длительностью от 5 до 25 мин, что соответствует значениям дозы механической энергии D от 0,33 до 1,65 кДж/г, рентгенографически регистрируемый фазовый состав образцов представлен основными кристаллическими фазами карбида бора В₄С № 35-0798 (пространственная группа R3m) и В₁₀С № 44-1206 (R3m), α -Fe № 06-0696 и № 40-1995 в базе рентгенографических порошковых стандартов JCPDS PDF2. На начальной стадии механической активации (при $D = 0,33$ кДж/г) регистрируется присутствие фазы углерода (С) (рисунок 1), которая с увеличением значений дозы закачиваемой механической энергии (до 0,66 кДж/г и более) исчезает. Механическая активация способствует фрагментации монокристаллических карбидных частиц до размера кристаллитов $L_{В4С} = 149$ нм, однако параметры тонкой структуры изменяются незначительно: $\Delta a = 0,003$ Å; $\Delta c = 0,007$ Å (таблица 1), что может быть обусловлено колебаниями в содержании углерода (~ 19,3% ат. [8]).

Высокая абразивная способность карбида бора способствует появлению в составе смеси нанокристаллического железа (порядка ~ 9 мас.%) с размером кристаллитов $L_{Fe} = 21...18$ нм в результате намола от стальных размольных тел и стенок барабана. Увеличенный параметр решетки железа до $a = 2,874$ (Å) может быть обусловлен формированием твердого раствора с углеродом, что подтверждают и высокие значения микронапряжений (1,679...1,235%).

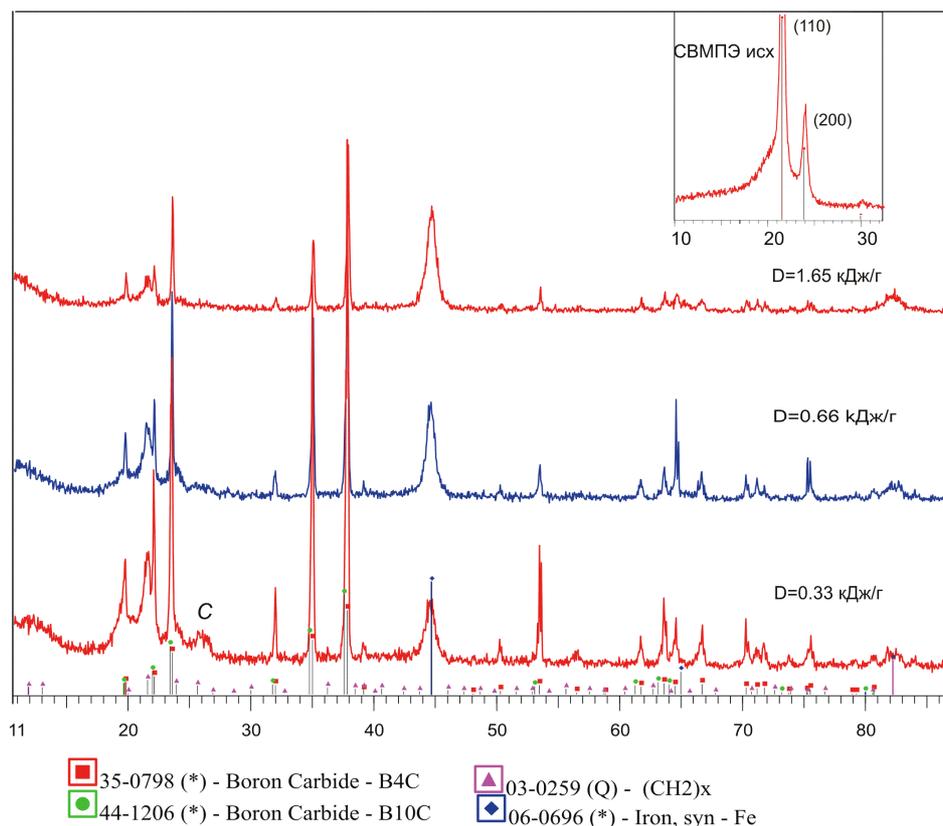


Рисунок 1. – Дифрактограммы порошков исходного СВМПЭ и композитов СВМПЭ/В₄С, полученных при различных значениях *D*

Таблица 1. – Микроструктурные параметры фаз СВМПЭ/В₄С

Фаза и ее параметры		Значения <i>D</i> , кДж/г		
		0,33	0,66	1,65
<i>B₄C</i>	<i>a</i> (Å)	5,603	5,601	5,600
	<i>c</i> (Å)	12,084	12,067	12,077
	<i>L</i> (нм)	> 200	145	149
	<i>e_G</i>	–	–	0,110
<i>αFe</i>	<i>a</i> (Å)	2,874	2,871	2,871
	<i>L</i> (нм)	21	19	18
	<i>e_G</i>	1,679	1,235	1,418

Сверхвысокомолекулярный полиэтилен – аморфно-кристаллический полимер, в котором в исходном состоянии кристаллическая структура представлена орторомбической фазой с пространственной группой *Pnam* (62) с преимущественной ориентацией по плоскости (110). Интенсивность рефлекса, отвечающего данной плоскости, значительно превосходит остальные. С увеличением длительности обработки до значений *D* = 1,65 кДж/г (при τ = 25 мин) наблюдается снижение интенсивности пиков кристаллической части (110) и (200) аморфного гало. Данный факт свидетельствует об уменьшении размеров кристаллитов кристаллической части полимера, что может быть обусловлено изменением конформационного состояния полимера.

По данным фракционного анализа на начальном этапе (τ = 5 мин) механической активации происходит измельчение частиц карбида бора, что обуславливает появление фракции менее 40 мкм (рисунок 2). При этом также происходит формирование композитов с преимущественным содержанием полимера. Наблюдается высокая деформация исходных частиц полимера и образование чешуйчатых агломератов. С увеличением длительности обработки размер композиционных частиц возрастает за счет процессов пластического деформирования и спекания.

После механической активации при значении дозы *D* = 1,65 кДж/г частицы карбида бора измельчаются до уровня 1...5 мкм, при этом они распределены хаотично, в то время как намог частиц железа равномерно распределен в матрице полимера (рисунок 3). Крупные частицы карбида (~5 мкм), в отличие от мел-

ких частиц (~ 1 мкм), имеют выраженную границу раздела с полимером, что говорит о том, что образования достаточно прочных связей между различными компонентами порошковой композиции не происходит.

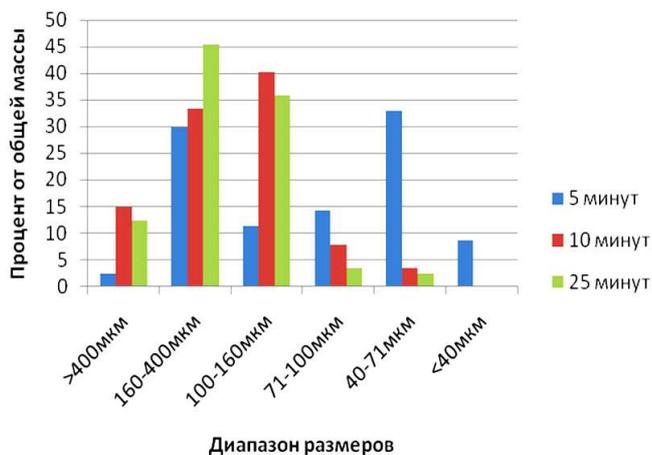


Рисунок 2. – Гистограмма распределения частиц по фракциям, полученная по данным ситового анализа

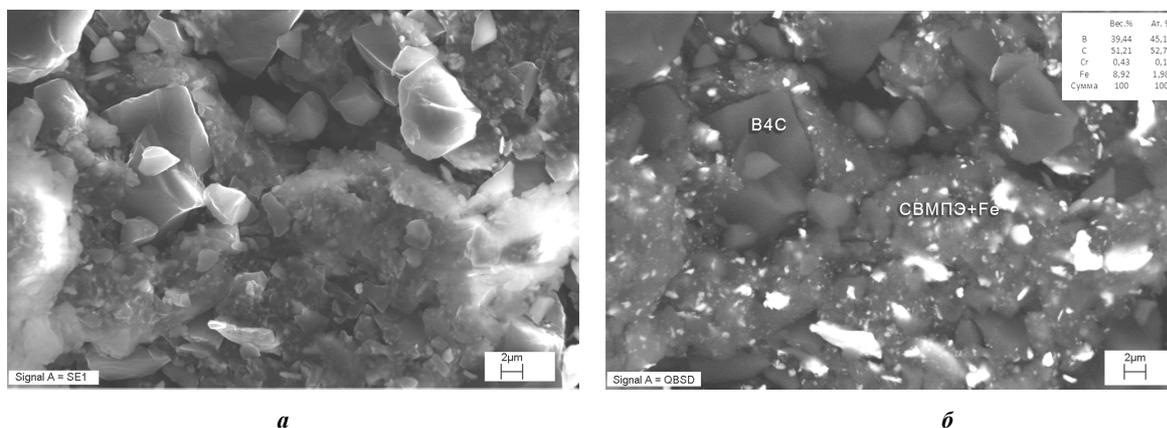


Рисунок 3. – Порошковая композиция СВМПЭ/В₄С, обработанная при $D = 1,65$ кДж/г

Результаты исследования химических связей в СВМПЭ и карбиде бора с различной длительностью МА методами ИК-спектроскопии представлены на рисунке 4.

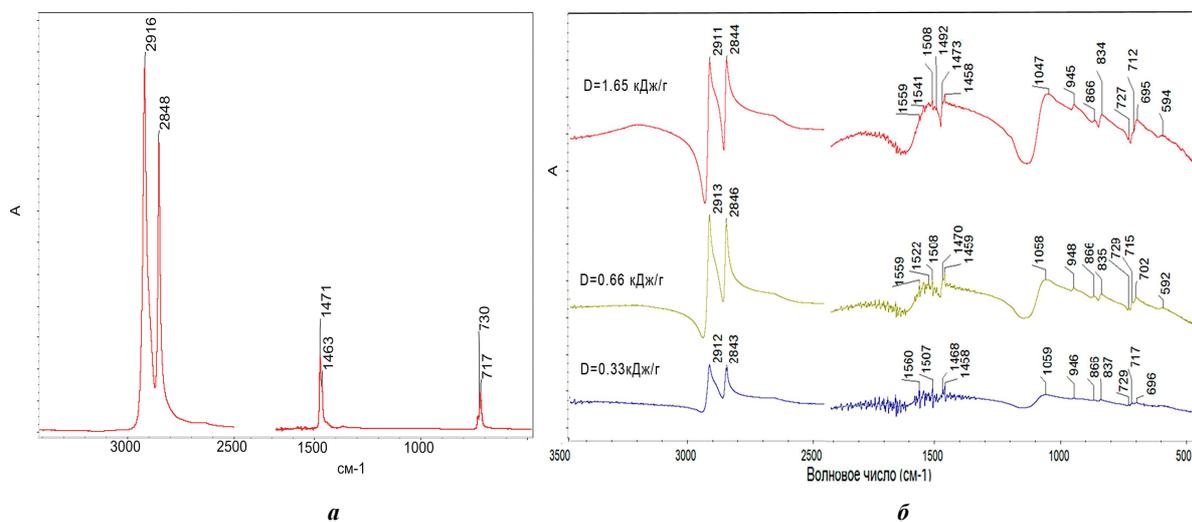


Рисунок 4. – ИК-Фурье спектры исходного порошка СВМПЭ (а) и композиционных частиц СВМПЭ/В₄С (б), полученных после МА при различных значениях D

На всех спектрах полученных образцов регистрируются полосы поглощения, характерные для СВМПЭ (рисунок 4, а), такие как дуплет (2913 см^{-1} и 2846 см^{-1}), отвечающий за симметричные и асимметричные валентные колебания С–Н, дуплет (1468 см^{-1} и 1458 см^{-1}), отвечающий за деформационные колебания С–Н, и полосы кристалличности (730 см^{-1} и 719 см^{-1}), отвечающие за маятниковые колебания $\delta\text{ CH}_2$ (рисунок 4, б). Однако их интенсивность значительно снижена уже после обработки со значением $D = 0,33\text{ кДж/г}$. Появляется дополнительное плечо в области 2913 см^{-1} в сторону низкочастотной области. После МА при $D = 1,65\text{ кДж/г}$ формируется плечо полосы 730 см^{-1} . Исчезновение полос кристалличности полиэтилена (1468 см^{-1} и 730 см^{-1}) при этом может быть связано с нарушением конформационной регулярности макромолекул. Об аморфизации полимера может свидетельствовать и формирование диффузной полосы в диапазоне $1300\text{...}1400\text{ см}^{-1}$. С увеличением длительности механической активации происходит также формирование и рост диффузных полос в диапазонах $1450\text{...}1600$ и $3000\text{...}3300\text{ см}^{-1}$. Полос, принадлежащих спиртам или кетонам, полос С–О и С=C, которые указывали бы на окислительную деструкцию полимера, не регистрируется.

Одновременно на спектрах регистрируются характерные полосы поглощения карбида бора, которые соответствуют В–С валентным колебаниям: 1059 см^{-1} ($\nu_a\text{ C-B}_3$), 946 см^{-1} ($\nu_s\text{ C-B}_3$), 866 и 837 см^{-1} [9].

Атомная структура карбида бора широко обсуждалась в литературе [10–13].

Основной структурной единицей карбида бора является 12-атомный икосаэдр, который расположен в вершинах ромбоэдрической решетки тригональной симметрии (пространственная группа $R3m$) и 3-атомные линейные цепи, связывающие икосаэдры вдоль [111] ромбоэдрической оси. Различают две стабильные структурные конфигурации карбида: богатое углеродом соединение $B_{4,3}C$ (или $B_{12}C_3$) с идеализированной структурной конфигурацией (B_{12}) ССС (где (B_{12}) представляет собой икосаэдрические атомы и ССС обозначает атомы цепей) [10] и промежуточное соединение, богатое бором $B_{6,5}C$ (или $B_{13}C_2$), которое описывается идеализированной структурной формулой (B_{12}) СВС, где в цепи центральный атом углерода заменяет бор. В твердом состоянии углерод имеет широкий диапазон растворимости в стабильной фазе от ~ 8 до ~ 20 ат.% С.

Содержание углерода в карбиде будет влиять на положение полос поглощения связи В–С, которые чувствительны к ближнему порядку. С уменьшением содержания углерода в структуре они сдвигаются в низкочастотную область, что, возможно, обусловлено искажением симметрии октаэдра карбида при повышении концентрации углеродных вакансий. Так, полоса $\sim 1600\text{ см}^{-1}$ приписывается ассиметричным валентным колебаниям $\nu_a\text{ C-B-C}$, а полоса 410 см^{-1} – деформационным колебаниям С–В–С в структуре соединения $B_{6,5}C$. Появление полос при 380 и 1450 см^{-1} имеет место в более богатых бором композициях в качестве новых мод, возникающих при растяжении и изгибе связей, которые содержат атом углерода в центральном узле В–С–В или С–С–С [12]. После механической обработки можно отметить появление ряда полос поглощения в диапазоне $1450\text{...}1600\text{ см}^{-1}$, интенсивность которых с увеличением длительности обработки растет и смещается в низкочастотную область спектра, что обусловлено структурной нестабильностью карбида бора при высоких напряжениях, связанных с внешними нагрузками и появлением неупорядоченной фазы [12]. Можно предположить, что при механической активации микрокристаллического карбида бора и СВМПЭ происходит обеднение карбида бора углеродом.

В то же время широкая полоса в диапазоне $1130\text{...}1458\text{ см}^{-1}$, интенсивность которой также увеличивается к 25 мин МА, может быть обусловлена валентными колебаниями В–О–С, а также валентными колебаниями В–О ($1380\text{...}1310\text{ см}^{-1}$). Увеличение длительности обработки до значений $D = 1,65\text{ кДж/г}$ приводит также к формированию широкой полосы поглощения в диапазоне $3100\text{...}3300\text{ см}^{-1}$, которая соответствует В–ОН валентным колебаниям. Поскольку деформационная обработка проводится в воздушной атмосфере, влажность которой может достигать 70%, то к образованным радикалам в результате высоких температур и давления в пятне контакта присоединяется группа ОН.

Заключение

В условиях интенсивной механической обработки порошковых смесей порошков СВМПЭ и карбида бора B_4C с размером частиц $100\text{...}160\text{ мкм}$ формируются полимерные композиционные частицы чешуйчатой формы с хаотичным распределением в них частиц карбида бора размером $1\text{...}5\text{ мкм}$ и равномерно распределенным в матрице полимера нанокристаллическим железом в количестве $\sim 9\text{ мас.}\%$, появившимся в результате интенсивного намола.

Механическая активация способствует формированию структуры карбида бора с меньшим содержанием углерода ($B_{6,5}C$). Образований спиртов или других соединений не установлено, что косвенно указывает на отсутствие существенной окислительной деструкции полимера. Основными возможными результатами взаимодействия полимерной матрицы и дисперсных порошков наполнителя при МА являются процессы сшивки, т.е. образование в структуре поперечных связей (поперечно сшитых структур), при некотором возможном уменьшении его молекулярной массы.

Работа выполнена при поддержке грантов БРФФИ № T18P-187 и РФФИ № 18-53-00029 в рамках совместного проекта «БРФФИ – РФФИ-2018».

ЛИТЕРАТУРА

1. Structure, mechanical and tribological properties of radiation cross-linked ultrahigh molecular weight polyethylene and composite materials based on it. / V.V. Tcherdyntsev [et al.] // Journal of Alloys and Compounds. – 2014. – V. 586, Is. 1. – P. 443–445.
2. Механокомпозиты – прекурсоры для создания материалов с новыми свойствами / отв. ред. О.И. Ломовский. – Новосибирск : Изд-во СО РАН (Интеграционные проекты СО РАН, вып. 26), 2010. – 432 с.
3. Calculation of energy intensity and temperature of mechanoactivation process in planetary ball mill by computer simulation [Text] / E.V. Shelekhov [et al.] // Investigations and Applications of Severe Plastic Deformation ; Eds. T.C. Lowe and R.Z. Valiev ; Kluwer Academic Publishers, 2000. – P. 139–145.
4. Increasing wear resistance of UHMWPE by mechanical activation and chemical modification combined with addition of nanofibers / S. Wannasri [et al.] // Procedia Engineering, 1 (2009). – P. 67–70.
5. Влияние механической активации сверхвысокомолекулярного полиэтилена на его механические и триботехнические свойства / В.Е. Панин [и др.] // Трение и износ. – 2010 (31). – № 2. – P. 13–19.
6. Iasonna, A. Power measurements during mechanical milling. An experimental way to investigate the energy transfer phenomena / A. Iasonna, M. Magini // Acta Materialia. – Vol. 44 (1996), No. 3. – P. 1109–1117.
7. Balzar, B. Voight-function model in diffraction line-broadening analysis / B. Balzar // Microstructure Analysis from Diffraction ; ed. by R.L. Snyder, H.J. Bunge, and J. Fiala / International Union of Crystallography, 1999.
8. Aselage, T.L. Lattice Constants of Boron Carbide / T.L. Aselage, R.G. Tissot // J. Am. Ceram. Soc., 75 [8] 2207–12 (1992).
9. ИК-спектроскопия карбида бора различной стехиометрии / Е.В. Лифшиц [и др.] // Вопросы атомной науки и техники. – 2004. – № 3. 19. Серия: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение (85). – С. 19–22.
10. Clark, H.K. The Crystal Structure of Boron Carbide / H.K. Clark and J.L. Hoard // J. Am. Chem. Soc., 65, 2115–9 (1943).
11. Vast, N. Boron Carbides from First Principles / N. Vast, J. Sjakste, and E. Betranhandy // J. Phys. Conf. Ser., 176, 012002 (2009).
12. Kuhlmann, U. Distribution of Carbon Atoms on the Boron Carbide Structure Elements / U. Kuhlmann, H. Werheit, K.A. Schwetz // J. Alloy. Compd., 189 (1992). – P. 249–58.
13. Domnich, V. Chhowalla M. Boron Carbide: Structure, Properties, and Stability under Stress / V. Domnich, S. Reynaud, R.A. Haber // J. Am. Ceram. Soc., 94 [11] (2011). – P. 3605–3628.

Поступила 28.06.2018

**INFLUENCE OF MECHANICAL ACTIVATION ON STRUCTURE
OF COMPOSITE POWDERS BASED ON ULTRAHIGH-MOLECULAR
WEIGHT POLYETHYLENE FILLED BY BORON CARBIDE**

**V. ZHORNIK, S. KOVALEVA, M. BELOTSERKOVSKY,
P. VITYAZ, T. GRIGORYEVA, A. DUDAN**

The products of mechanical alloying (MA) of a powder mixture of ultrahigh-molecular weight polyethylene and microcrystalline boron carbide (B_4C) produced in the high-energy spherical planetary mill during with an energy density $I = 1.1$ W/g for a duration of 5 up to 25 minutes were studied by the methods of X-ray diffraction, scanning electron microscopy and FT-IR spectroscopy. It is shown that the polymeric composite particles of flake form of a size of 100...160 μm with a chaotic distribution in them of the boron carbide particles of size of 1...5 μm are formed during mechanical alloying. Oxidative degradation of the polymer is not observed. MA promotes the formation of a boron carbide structure with a lower carbon content ($B_{6.5}C$). The main possible results of the interaction of the polymer matrix and dispersed filler powders in MA are the cross-linking processes with some possible decrease in its molecular weight.

Keywords: mechanical activation, microstructure, composites, ultrahigh-molecular weight polyethylene, boron carbide.

УДК 548.232.4

**КОЛЕБАНИЯ СКОРОСТИ И КРИВИЗНЫ
ОСЕСИММЕТРИЧНОЙ ФАЗОВОЙ ГРАНИЦЫ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ
В ПЕРЕОХЛАЖДЕННОМ РАСПЛАВЕ**

*д-р физ.-мат. наук, проф. О.Н. ШАБЛОВСКИЙ; канд. физ.-мат. наук, доц. Д.Г. КРОЛЬ
(Гомельский государственный технический университет имени П.О. Сухого)*

Рассмотрены градиентные свойства теплового поля на фазовой границе высокоскоростной кристаллизации однокомпонентного переохлажденного расплава. Учтено, что по мере увеличения переохлаждения усиливается роль локально-неравновесного теплопереноса. При проведении аналитических преобразований применяется трехмерный ортогональный базис, соответствующий касательной, главной нормали и бинормали к фазовой границе. Получены в явном виде выражения производных от температуры и компонентов вектора теплового потока по нормальной координате. Математической моделью появления боковой ветви дендрита служит градиентная катастрофа, с наступлением которой производные от температуры и теплового потока становятся неограниченно большими. Показаны причины разрушения теплового поля. Представлены результаты численных расчетов влияния периодических по времени возмущений скорости и кривизны фазовой границы на структуру теплового поля. Выполнен сопоставительный анализ режимов колебаний вблизи вершины дендрита и на конечном удалении от нее. Построены фазовые портреты системы «расплав – кристалл». Расчеты выполнены для переохлажденного расплава никеля.

Ключевые слова: эволюция фазовой границы, морфологическая устойчивость, вершина дендрита, боковая ветвь.

Введение. Процессы высокоскоростной кристаллизации глубоко переохлажденного расплава служат основой перспективных способов получения материалов с новыми функциональными свойствами. В настоящее время в экспериментальных условиях достигнуты скорости роста 20...70 м/с при глубине переохлаждения расплава до 300 К. История данного вопроса и библиография изложены в [1].

Важным аспектом проблемы роста является дендритное ветвление и анализ морфологической неустойчивости фазовой границы (ФГ). Современное состояние этой проблемы и библиография имеются в работах [2; 3]. В представляемой работе рассматривается рост кристалла из однокомпонентного переохлажденного расплава с позиций теории локально-неравновесного теплопереноса [4]. Работа продолжает исследования [5–8] и имеет следующие цели: 1) изучить градиентные свойства теплового поля на линии роста; 2) проанализировать корреляцию «кривизна – скорость перемещения вершины дендрита».

Нормальные производные температуры и компонентов вектора теплового потока. Рассмотрим ФГ (двумерную плоскую либо осесимметричную), обладающую нестационарной кривизной. Уравнение линии роста постулируем в следующем виде:

$$f \equiv x + A(t) - [B(y)]^{p(t)} = 0.$$

Эта априорная зависимость основана на экспериментальных сведениях [9] о существовании периодических по времени возмущений скорости и кривизны вершины дендрита. Здесь t – время; в плоском ($\nu = 0$) двухмерном случае x, y – прямоугольные декартовы координаты; в случае осевой симметрии ($\nu = 1$) координата x соответствует оси симметрии; y – радиальная координата; $B = B(y)$ – непрерывная функция; $B(y) \geq 1$, $\dot{B}(y) \equiv dB/dy \geq 0$ при $y \geq 0$, причем $B(y=0) = 1$. Закон движения вершины дендрита ($y = 0$): $x_j(t, y = 0) \equiv x_0(t) = 1 - A(t)$, $t \geq 0$. Фазовая граница движется влево, $dx_0/dt = -\dot{A}(t) < 0$.

Геометрические свойства ФГ представляются формулами:

$$G = |\text{grad}f|, \quad G = [1 + p^2 B^{2(p-1)} \dot{B}^2]^{1/2}, \quad B_1 = pB^{p-1} \dot{B}, \quad p = p(t) \geq 1, \quad \sin \beta = \frac{1}{G}, \quad \cos \beta = \frac{B_1}{G}.$$

Алгоритм построения криволинейных координатных осей с ортогональным базисом s, n, b (касательная, главная нормаль и бинормаль к поверхности ФГ) изложен в [10], см. также [7]. Фазовая граница $x_j = B^p - A$ перемещается со скоростью $N = (\dot{p}B^p \ln B - \dot{A})/G$ и обладает средней кривизной

$$K = K_1 + K_2, \quad K_1 = \frac{B_2}{G^3}, \quad K_2 = \frac{\nu B_1}{yG}, \quad B_2 = B_2(y, t) = pB^{p-1} \ddot{B} + p(p-1)B^{p-2} \dot{B}^2. \quad (1)$$

В случае $p(t) \equiv 1$ получаем зависимости для ФГ стационарной формы.

Работаем с двумерными уравнениями теплопереноса [4]:

$$c \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial q_1}{\partial x} + \frac{\partial q_2}{\partial y} + \frac{v}{y} q_2 = 0; \quad q_1 + \gamma \frac{\partial q_1}{\partial t} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x}; \quad q_2 + \gamma \frac{\partial q_2}{\partial t} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial y}; \quad v = 0, 1..$$

Основные обозначения: T – температура; $\mathbf{q}(q_1, q_2)$ – вектор удельного теплового потока; λ – коэффициент теплопроводности; c – объемная теплоемкость; γ – время релаксации теплового потока; $w^2 = \lambda/(\gamma c)$ – квадрат скорости распространения тепловых возмущений. После перехода от аргументов (x, y, t) к (s, n, t) получаем уравнения для функций T, q_n, q_s :

$$\left(\frac{c \xi_{3t}}{G} \right) \frac{\partial T}{\partial n} + \frac{\partial q_n}{\partial n} = \Pi_1, \quad (2)$$

$$\Pi_1 = \frac{v}{y} (q_n \cos \beta - q_s \sin \beta) - c \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{c B_1}{G} \xi_{1t} \frac{\partial T}{\partial s} - q_s \frac{\partial}{\partial y} (\sin \beta) + q_n \frac{\partial}{\partial y} (\cos \beta) - \frac{\partial q_s}{\partial s};$$

$$\frac{\lambda}{G} \frac{\partial T}{\partial n} + \left(\gamma \sin \beta \frac{\xi_{3t}}{G} \right) \frac{\partial q_n}{\partial n} + \left(\gamma \cos \beta \frac{\xi_{3t}}{G} \right) \frac{\partial q_s}{\partial n} = \Pi_2, \quad (3)$$

$$\Pi_2 = -\frac{B_1}{G} \lambda \frac{\partial T}{\partial s} - \gamma \frac{B_1^2}{G^2} \xi_{1t} \frac{\partial q_s}{\partial s} - \gamma \cos \beta \frac{\partial q_s}{\partial t} - \gamma \frac{B_1}{G^2} \xi_{1t} \frac{\partial q_n}{\partial s} - \gamma \sin \beta \frac{\partial q_n}{\partial t} -$$

$$- \gamma \left(q_n \frac{\partial \sin \beta}{\partial t} + q_s \frac{\partial \cos \beta}{\partial t} \right) - q_n \sin \beta - q_s \cos \beta;$$

$$- \frac{\lambda B_1}{G} \frac{\partial T}{\partial n} - \left(\gamma \cos \beta \frac{\xi_{3t}}{G} \right) \frac{\partial q_n}{\partial n} + \left(\gamma \sin \beta \frac{\xi_{3t}}{G} \right) \frac{\partial q_s}{\partial n} = \Pi_3, \quad (4)$$

$$\Pi_3 = -\frac{\lambda}{G} \frac{\partial T}{\partial s} + \gamma \frac{B_1^2}{G^2} \xi_{1t} \frac{\partial q_n}{\partial s} - \gamma \frac{B_1}{G^2} \xi_{1t} \frac{\partial q_s}{\partial s} + \gamma \cos \beta \frac{\partial q_n}{\partial t} - \gamma \sin \beta \frac{\partial q_s}{\partial t} -$$

$$- \gamma \left(q_s \frac{\partial \sin \beta}{\partial t} - q_n \frac{\partial \cos \beta}{\partial t} \right) + q_n \cos \beta - q_s \sin \beta.$$

Здесь $\mathbf{q} = \mathbf{q}_1 + \mathbf{q}_2 = \mathbf{q}_n + \mathbf{q}_s$; $q_1 = q_n \sin \beta + q_s \cos \beta$, $q_2 = -q_n \cos \beta + q_s \sin \beta$.

$$\xi_{1t} = \dot{A} + \frac{\partial}{\partial t} \int \frac{dy}{B_1(y, t)}, \quad \xi_{3t} = \dot{A} - \dot{p} B^p \ln B; \quad \frac{\partial G}{\partial t} = \frac{B_1}{G} \frac{\partial B_1}{\partial t}, \quad \frac{\partial B_1}{\partial t} = \dot{p} \dot{B} B^{p-1} (1 + p \ln B),$$

$$\dot{p} = dp(t)/dt, \quad \dot{B} = dB(y)/dy.$$

Данные три уравнения образуют систему линейных неоднородных алгебраических уравнений по отношению к нормальным производным $\frac{\partial T}{\partial n}$, $\frac{\partial q_n}{\partial n}$, $\frac{\partial q_s}{\partial n}$. Определитель этой системы равен

$$\Delta = \frac{\lambda \gamma \xi_{3t}}{G} (M^2 - 1), \quad M^2 = \frac{N^2}{w^2}, \quad N = -\frac{\xi_{3t}}{G}. \quad (5)$$

Нормальные производные подсчитываем по формулам:

$$\frac{\partial T}{\partial n} = \frac{\Delta_1^1}{c \gamma G (N^2 - w^2)}, \quad (6)$$

$$\frac{\partial q_n}{\partial n} = \frac{\Delta_2^1}{c \gamma G^2 (N^2 - w^2)}, \quad (7)$$

$$\frac{\partial q_s}{\partial n} = \frac{\Pi_3 + B_1 \Pi_2}{\gamma \xi_{3t}}. \quad (8)$$

$$\Delta_1^1 = \Pi_1 \gamma \xi_{3t} + B_1 \Pi_3 - \Pi_2; \quad \Delta_2^1 = c \xi_{3t} (\Pi_2 - B_1 \Pi_3) - \lambda \Pi_1 G^2.$$

Фазовую границу кристаллизации моделируем поверхностью сильного разрыва теплового поля. Динамические условия совместности получаем обычным образом [11]:

$$q_{sj} \equiv q_j \cos(\beta - \beta_j) = q_* \cos \beta; \quad (9)$$

$$q_{nj} \equiv q_j \sin(\beta - \beta_j) = q_* \sin \beta + N(u_j - u_*) - L \left(N + \gamma \frac{\partial N}{\partial t} \right); \quad (10)$$

$$T_j = T_c - \frac{T_c U}{L} K - \frac{|N|}{\mu}; \quad q_j = |q_j|, \quad q_* = |q_*|; \quad U, \mu - \text{const}. \quad (11)$$

Звездочкой отмечены параметры расплава; индекс j указывает, что значение функции определено на правой стороне разрыва, в твердой фазе; L – теплота фазового перехода единицы объема вещества; μ – кинетический коэффициент роста; U – поверхностная энергия границы раздела фаз; T_c – равновесная температура кристаллизации; $c = du / dT$.

Подробное обсуждение условий (9)–(11) имеется в [7]. Здесь допускается случай одномерного нестационарного теплового поля расплава: $q_* = q_*(x, t)$, $T_* = T_*(x, t)$. Для определенности анализируем вариант $N = Nn$, $q_* = q_* \dot{i}_1$, принимая $N < 0$, $q_* > 0$. Функции T_j , q_{nj} , q_{sj} определяем с помощью (9)–(11) через параметры расплава q_* , T_* . Продифференцировав по касательной координате формулы (9)–(11), находим

$$\left(\frac{\partial T}{\partial s} \right)_j = \frac{\partial T_j}{\partial s}, \quad \left(\frac{\partial q_n}{\partial s} \right)_j = \frac{\partial q_{nj}}{\partial s}, \quad \left(\frac{\partial q_s}{\partial s} \right)_j = \frac{\partial q_{sj}}{\partial s}.$$

Нормальные производные на фазовой границе

$$\left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_j, \quad \left(\frac{\partial q_n}{\partial n} \right)_j, \quad \left(\frac{\partial q_s}{\partial n} \right)_j \quad (12)$$

подсчитываем на основе (9)–(11) и их дифференциальных следствий, получаемых воздействием операторов $\frac{\partial}{\partial s} = \frac{\partial}{\partial x} \cos \beta + \frac{\partial}{\partial y} \sin \beta$ и $\frac{\partial}{\partial n} = \frac{\partial}{\partial x} \sin \beta - \frac{\partial}{\partial y} \cos \beta$.

Таким образом, мы решаем полуобратную задачу: задаем из физических соображений вид фазовой границы; указываем температурное поле расплава $T_*(x)$, $q_*(x)$ и вычисляем в твердой фазе T , q_n , q_s , а также их производные $\partial/\partial n$ по нормали к линии роста. Данный подход позволяет найти: связь скорости N и кривизны K ; закономерности влияния колебаний функций $A(t)$, $p(t)$ на поведение теплового поля; условия появления неустойчивостей в системе «расплав – кристалл» под воздействием периодической неоднородности теплового потока $q_*(x)$.

Обсуждение результатов. Математической моделью появления боковой ветви дендрита на фазовой границе служит градиентная катастрофа, с наступлением которой производные (12) становятся неограниченно большими. Анализ полученных выражений позволяет утверждать, что существуют три причины разрушения теплового поля на линии роста.

I. Из (6), (7) ясно, что разрушение происходит в «звуковой» точке (x_j^1, y^1, t^1) , когда $N^2(y^1, t^1) = w_j^2$; здесь $x_j^1 = x_j(y^1, t^1)$.

II. Согласно (5), (8), градиентная катастрофа наступает в точке остановки (x_{jr}, y_r, t_r) ФГ, когда $N(y_r, t_r) = 0$, т.е. $(\dot{p} B^p \ln B)_r = (\dot{A})_r$. Этот вариант возможен только при нестационарной кривизне ФГ, когда функция $p(t)$ не является тождественной константой. В частном случае, когда $p(t) \equiv \text{const}$, кривизна стационарна ($\partial K / \partial t \equiv 0$, см. (1)), и градиентная катастрофа может появиться только в «звуковой» точке.

Отметим также, что в кинематическом отношении $\dot{A}(t)$ характеризует скорость, отвечающую поступательной компоненте движения ФГ; $\dot{p}(t)$ определяет угловую скорость касательной к ФГ в каждой ее точке. В физическом отношении $\dot{A}(t)$ описывает скорость движения вершины дендрита; $p(t)$ входит в формулу для кривизны $K(y=0, t) = p(t) \ddot{B}(y=0)$.

III. При подсчете производной $(\partial q_n / \partial t)_j$, входящей в Π_2 , Π_3 , появляется $\partial^2 N / \partial t^2$, т.е. формулы (12) содержат производные третьего порядка $d^3 A(t) / dt^3$, $d^3 p(t) / dt^3$.

Градиентная катастрофа появляется, когда $p(t)$ и (или) $A(t)$ содержат входящую аддитивно степенную либо логарифмическую особенности:

$$(t_3 - t)^{3-\alpha}, t_3 > 0, 0 < \alpha < 1; (t_3 - t)^3 \ln(t_3 - t), t_3 > 0.$$

Из рассмотрения аналитических выражений Π_2 и Π_3 ясно, что локальная неравновесность проявляет себя не только по отношению к тепловому потоку (см. слагаемые, содержащие множители $\gamma \partial q_n / \partial t$, $\gamma \partial q_s / \partial t$), но и по отношению к углу β , характеризующему двумерные геометрические свойства ФГ (см. слагаемые, содержащие множители $\gamma \partial \sin \beta / \partial t$, $\gamma \partial \cos \beta / \partial t$). Таким образом, нормальные производные (6)–(8) содержат слагаемые вида $\gamma \frac{\partial}{\partial t}(q_n \cos \beta)$, $\gamma \frac{\partial}{\partial t}(q_s \cos \beta)$, а это значит, что на фоне локальной неравновесности процесса роста наблюдается нелинейное (мультипликативное) взаимодействие тепловых и морфологических свойств ФГ.

Приведем здесь примеры расчета высокоскоростного затвердевания переохлажденного расплава никеля. Вычисления выполняем в безразмерных переменных. Берем следующие масштабы величин: $c_b = c_* = c_j$, $\lambda_b = \lambda_* = \lambda_j$, $T_b = T_c$, $y_b = 10^{-6} \text{ м}$, $K_b = 10^6 \text{ м}$, $N_b = 3 \text{ м/с}$, $x_b = \lambda_b / (c_b N_b) = 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}$, $t_b = x_b / N_b = (4/3) \cdot 10^{-6} \text{ с}$, $q_b = c_b T_b N_b$, $L_b = L / (c_b T_b)$, $\mu_b = N_b / T_b$. Теплофизические свойства никеля: $c = 5,62 \cdot 10^6, \text{ Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{град})$; $\lambda = 69, \text{ Вт}/(\text{м}^3 \cdot \text{град})$; $L = 2,14 \cdot 10^9, \text{ Дж}/\text{м}^3$; $T_c = 1728 \text{ К}$; $U = 1,81, \text{ Дж}/\text{м}^2$; $\mu \in [1544; 2594], \text{ м}/(\text{с} \cdot \text{град})$; $\gamma = 1,38 \cdot 10^{-7}, \text{ с}$; $T_* = 1661 \text{ К}$. Здесь числовые значения μ и γ соответствуют расплаву чистого никеля, переохлажденного на 67 К [5]. Тепловое поле расплава создается источником $q_v^*(x)$:

$$q_* = -\lambda_* \frac{dT_*(x)}{dx}, \frac{dq_*(x)}{dx} = q_v^*(x), x \in [x_1, 0], x_1 < 0.$$

Рассматриваем физически содержательный вариант незатухающего теплового потока:

$$q_*(x) = q_*^1 \sin^2(k_* x); q_*^1, k_* = \text{const}, q_*^1 > 0,$$

$$T_*(x) = T_*^0 - \left(\frac{q_*^1}{\lambda} \right) \left[\frac{x}{2} - \frac{1}{4k_*} \sin(2k_* x) \right], \frac{2\pi}{k_*} < (-x_1), T_*(x=0) = T_*^0 > 0.$$

В частном случае $q_*^1 = 0$, т.е. при $q_*(x) \equiv 0$ имеем однородное тепловое поле $T_* = T_*^0 \equiv \text{const}$, $x \in (-\infty, 0]$. Кроме того, был рассмотрен затухающий по координате тепловой поток вида $q_*(x) = q_*^1 e^{n_* x} \sin^2(k_* x)$; q_*^1, k_*, n_* – положительные величины. Отметим, что результаты расчетов для $n_* = 0$ и $n_* > 0$ не содержат существенных качественных различий.

Цель расчетов – найти $T_j, q_n, q_s, \partial T_j / \partial n, \partial q_n / \partial n, \partial q_s / \partial n$ как функции аргументов y, t .

Графики этих зависимостей строим при фиксированном $y > 0$ при $t \geq 0$. Здесь $y = 0$ – вершина дендрита; чем больше радиальная координата y , тем дальше находится изучаемая точка линии роста от оси дендрита; $N_m = -N$. Вычисление производных выполнялось с помощью программы Mathcad.

На рисунках 1–3 представлены результаты расчета осесимметричной (конической) ФГ для варианта $B(y) = 1 + n_1 y, y > 0$,

$$A_1(t) = \frac{a_1}{\omega_1} (1 - \cos \omega_1 t), t \geq 0. \tag{13}$$

Это значит, что скорость ФГ испытывает периодическое возмущение $a_1 \sin \omega_1 t$.

Для $p(t)$ допускаются два случая:

$$p(t) = 1 + (a_2 \sin \omega_2 t)^2; \tag{14}$$

$$p(t) = 1 + a_2 (1 - \sin \omega_2 t), a_2 > 0. \tag{15}$$

Здесь $a_1, a_2, n_1, \omega_1, \omega_2$ – постоянные величины. Для зависимости (14) имеем неотрицательное отклонение от единицы; зависимость (15) дает знакопеременное отклонение $a_2 \sin \omega_2 t$ от $1 + a_2$.

Обсудим результаты расчетов, полученные при $\nu = 1$, $N_m^0 = -N_0 = 3,07$ м/с, $k_s = 1$.

Информация, представленная на рисунках 1 и 2, позволяет судить об интервалах, в которых меняются основные параметры теплового поля на линии роста. Расчеты показали, что изменение режима колебаний функции $p(t)$ не влияет принципиальным образом на нестационарные свойства скорости роста.

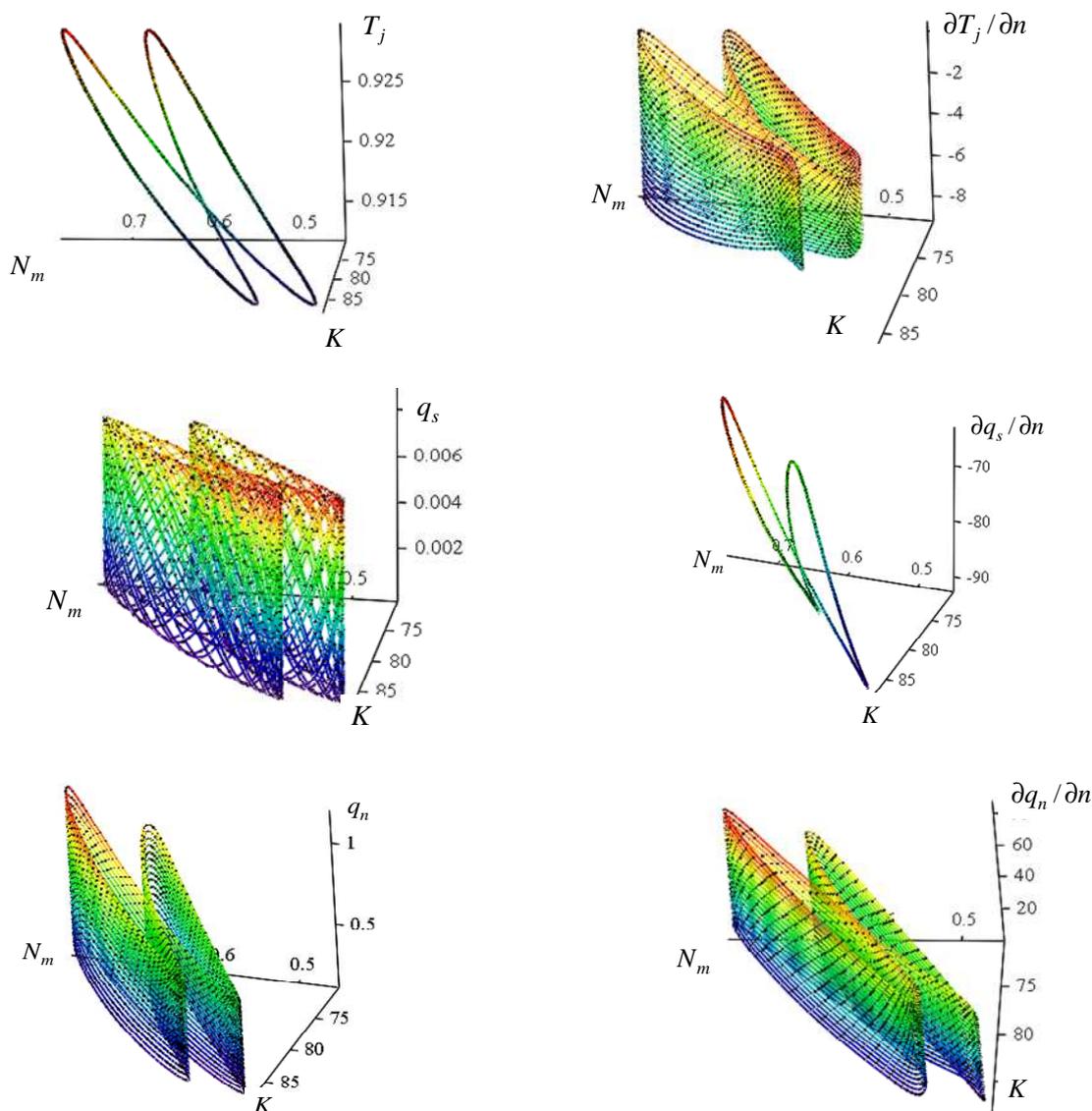


Рисунок 1. – Тепловое состояние дендрита в конечной окрестности его вершины для режима колебаний (15): $n_1 = 1$; $a_1 = 0,1$; $\omega_1 = 0,5$; $a_2 = 0,4$; $\omega_2 = 1$; $q^1_* = 0,01$, $y = 0,01$

Сравнение рисунков 1 и 3 говорит о том, что варианты (14) и (15) различаются геометрическими конфигурациями фазовых портретов. Принципиальных различий физического характера между этими режимами колебаний нет.

Рисунок 2 относится к периферии дендрита: $y = 1,0$; рисунок 1 демонстрирует свойства процесса в конечной окрестности вершины ($y = 0,01$), где большая кривизна линии роста в значительной степени влияет на градиентные свойства теплового поля.

Были также проведены расчеты для двумерных плоских ФГ. Подробности этих вычислений здесь не приводятся. Результаты сравнения позволяют утверждать, что различия между плоской и осесимметричной ФГ хорошо выражены в количественном отношении. Для представленных здесь режимов роста отсутствуют принципиальные качественные различия между вариантами $\nu = 0$ и $\nu = 1$.

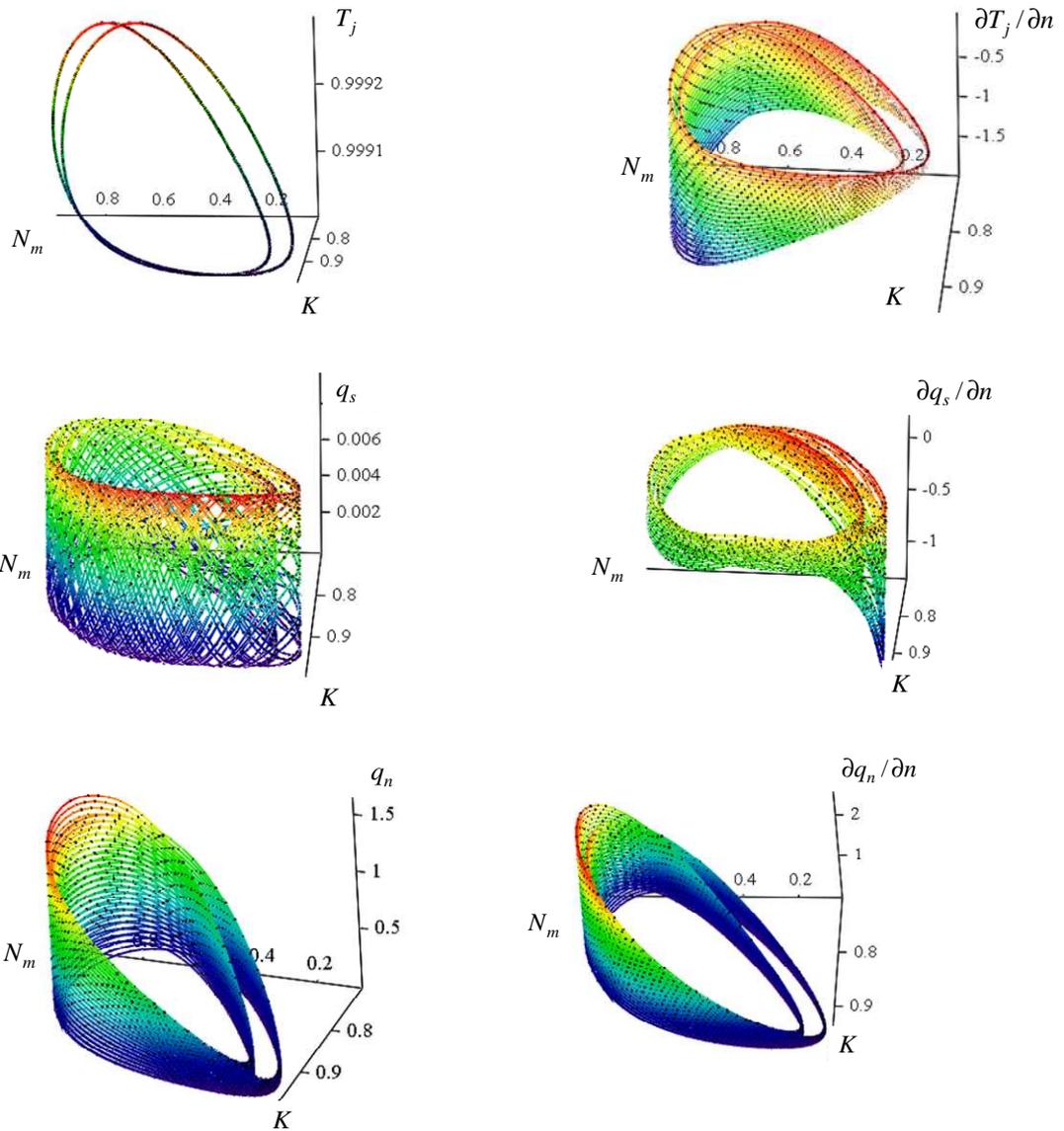


Рисунок 2. – Свойства теплового поля на периферии осесимметричного дендрита $y = 1$ для режима колебаний (15) (входные параметры задачи такие же, как на рисунке 1)

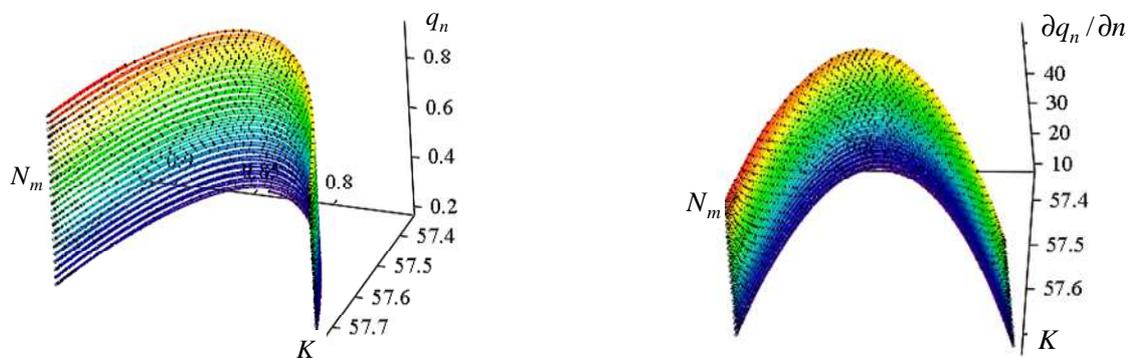


Рисунок 3. – Нормальная составляющая теплового потока в окрестности вершины осесимметричного дендрита для режима колебаний (14): $n_1 = 0,7; a_1 = 0,1; \omega_1 = 0,5; a_2 = 0,1; \omega_2 = 0,5; q_1^* = 0,005, y = 0,01$

Заключение. Представлены результаты аналитического и численного исследования тепловых свойств двумерных линий роста, обладающих плоской и осевой симметриями. Анализ выполнен для случаев периодического по времени возмущения скорости и кривизны осесимметричной фазовой границы. Обнаружены существенные количественные различия между режимами колебаний вблизи вершины дендрита и на конечном удалении от нее.

Показано, что основными параметрами влияния на тепловое состояние линии роста являются частота и фаза колебаний. Установлено, что на фоне локальной неравновесности процесса роста наблюдается нелинейное взаимодействие тепловых и морфологических свойств фазовой границы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Herlach, D. M. *Metastable Solids from Undercooled Melts* / D. M. Herlach, P. Galenko, D. Holland-Moritz. – Oxford : Pergamon, 2007. – 448 p.
2. Mullis, A.M. *Deterministic side-branching during thermal dendritic growth* / A.M. Mullis // IOP Conf. Series : Materials Science and Engineering. – 2015. – Vol. 84. – P. 1–9.
3. Glicksman, M.E. *Capillary-mediated interface perturbations: Deterministic pattern formation* / M.E. Glicksman // Journal of Crystal Growth. – 2016. – Vol. 450. – P. 119–139.
4. Жоу, Д. *Расширенная необратимая термодинамика* / Д. Жоу, Х. Касас-Баскес, Дж. Лебон. – Москва ; Ижевск : НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика», 2006. – 528 с.
5. Шабловский, О.Н. *Тепловые свойства фронта кристаллизации однокомпонентного чистого переохлажденного расплава* / О.Н. Шабловский, Д.Г. Кроль // Расплавы. – 2005. – № 4. – С. 69–81.
6. Шабловский, О.Н. *Расчет кинетических параметров фронта кристаллизации глубоко переохлажденного расплава* / О.Н. Шабловский, Д.Г. Кроль // Материалы, технологии, инструменты. – 2007. – Т. 12, № 1. – С. 5–10.
7. Шабловский, О.Н. *Тепловая градиентная катастрофа и рост двумерного свободного дендрита в переохлажденном расплаве* / О.Н. Шабловский // Прикладная физика. – 2007. – № 3. – С. 29–37.
8. Шабловский, О.Н. *Морфологические свойства линии роста двумерного дендрита в переохлажденном расплаве* / О.Н. Шабловский // Прикладная физика. – 2012. – № 4. – С. 40–46.
9. Evidence for tip velocity oscillations in dendritic solidification / J.C. La Combe [et. al.] // Phys. Rev. E. – 2002. – Vol. 65, No. 3. – P. 031604-1–031604-6.
10. Emanuel, G. *Shock wave derivatives* / G. Emanuel, Min-Shan Lin // Phys. Fluids. – 1998. – Vol. 31, № 12. – P. 3625–3633.
11. Седов, Л. И. *Механика сплошной среды* / Л. И. Седов. – М. : Наука, 1973, Т. 1. – 536 с.

Поступила 24.05.2018

THE OSCILLATIONS OF THE VELOCITY AND CURVATURE OF THE AXIALLY-SYMMETRICAL PHASE BOUNDARY AT CRYSTALLIZATION IN AN OVERCOOLED MELT

O. SHABLOVSKY, D. KROLL

The gradient properties of the heat field on the phase boundary are studied at high-speed crystallization of a unicomponent overcooled melt. The increasing role of locally-nonequilibrium heat transfer at intensified overcooling is taken into account. The analytical transformations were carried out with the aid of a three-dimensional orthogonal basis, which corresponded to the tangent, the main normal and the binormal of the phase boundary. Explicit expressions for the derivatives of the temperature and the heat flux vector are obtained. The origin of a lateral branch of a dendrite was simulated mathematically by the gradient catastrophe when the derivatives of the temperature and the heat flux vector become infinitely large. The tree reasons for the heat field destruction are indicated. Numerical calculations for the influence of time-periodical perturbations in the velocity and the curvature of the phase boundary affecting the structure of the heat field. The oscillation regimes at the dendrite top and in the distant zone are collated. The phase portraits for the system “melt – crystal” were built in the coordinates “velocity – curvature – temperature”, “velocity – curvature – heat flux” etc. All the calculations were carried out for the overcooled nickel melt.

Keywords: *interface evolution, morphological stability, tip of dendrite, side branch.*

УДК 621.923

ОСОБЕННОСТИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ С РЕГЕНЕРАЦИЕЙ КОНТУРА РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ИМПУЛЬСНЫМ МАГНИТНЫМ ПОЛЕМ

*д-р техн. наук, проф. Л.М. АКУЛОВИЧ;
канд. техн. наук, доц. М.М. ДЕЧКО; О.Н. ВОРОШУХО
(Белорусский государственный аграрный технический университет, Минск)*

Рассматривается влияние регенерации контура режущего инструмента импульсным магнитным полем на качество поверхностей деталей и производительность при магнитно-абразивной обработке. Установлено положительное влияние дополнительного магнитного поля на качество и производительность магнитно-абразивной обработки. Определены оптимальные значения варьируемых факторов, обеспечивающие максимальное влияние на уменьшение шероховатости после указанной обработки с дополнительной магнитной системой.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, ферроабразивный порошок, полюсный накопчик, регенерация контура режущего инструмента, ферроабразивная щётка.

Введение. Развитие высокоэффективных технологий изготовления деталей машин все более ужесточает требования к производительности операций обработки заготовок и качеству поверхностей деталей, чертежей самих деталей как по форме, так и по точности. Это является мотивацией совершенствования финишных способов механической обработки и создания принципиально новых методов, в том числе основанных на ином характере взаимодействия инструмента с поверхностью детали.

При финишной абразивной обработке традиционными способами на отдельных участках поверхностей обрабатываемых деталей возникают погрешности формы и разброс величин шероховатости [1]. В результате параметры качества на различных участках могут значительно отличаться друг от друга, и для обеспечения требований чертежа могут потребоваться дополнительные доводочные операции, которые, как правило, выполняются вручную и являются трудоемкими.

В машиностроении широко используются детали типа тел вращения с рабочими поверхностями под посадку, к которым предъявляются особо высокие требования как по точности формы и величине шероховатости, так и по показателям физико-механических свойств поверхностного слоя. Применение магнитно-абразивной обработки (МАО) по сравнению с традиционными способами абразивной обработки способствует образованию высокого качества поверхности и структуры поверхностного слоя за счет невысокой температуры в зоне резания.

Цель работы – установить влияние регенерации контура режущего инструмента магнитным полем на качество поверхностей деталей и производительность при магнитно-абразивной обработке.

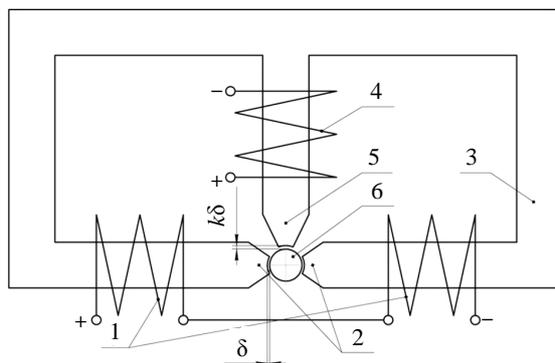
Основная часть. Достоинствами МАО, в отличие от традиционных способов финишной обработки, являются возможность регулирования плотности и жесткости обрабатываемого инструмента, сформированного из ферроабразивного порошка (ФАП), обеспечение параметров шероховатости обрабатываемых поверхностей в пределах Ra (0,01...0,63) мкм, снижения волнистости в 8...10 раз, гранности до 2 раз [2]. Указанные технологические процессы легко поддаются автоматизации, поскольку электрические и магнитные потоки энергии просты в реализации и удобны в управлении.

Вместе с тем магнитно-абразивная обработка имеет недостаток – снижает интенсивность «саморегенерации» контура режущего инструмента в рабочей зоне, что негативно сказывается на производительности и качестве обработки, физико-механических свойствах обрабатываемых поверхностей [2; 3].

Анализ известных технологических схем и конструкций устройств для МАО показал, что наибольшая производительность процесса достигается за счет сообщения осциллирующих движений частицам ФАП в рабочем зазоре. Однако при потере режущих свойств контура ферроабразивной щетки по мере её работы требуется переориентация частиц ФАП, чему препятствуют соседние частицы плотной ферроабразивной щетки. Поэтому стоит задача принудительной переориентации с регенерацией контура режущего инструмента. Один из вариантов решения поставленной задачи – использование направленных магнитных потоков от двух систем, расположенных под углом 90° друг к другу и работающих в импульсном режиме (рисунок 1) [4].

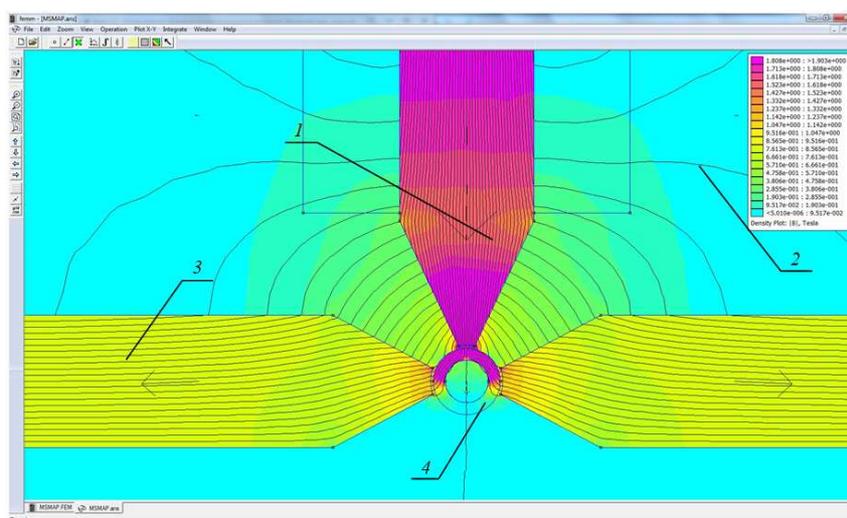
Основное магнитное поле величиной $B = 0,9$ Тл удерживает ферроабразивный порошок в рабочем зазоре и формирует ферроабразивную щётку. В это время происходит процесс микрорезания. По мере потери режущей способности частиц ФАП, находящихся в контакте с обрабатываемой заготовкой, отключается основная магнитная система (МС) и включается дополнительная. Дополнительная магнитная система генерирует в рабочем зазоре электромагнитную индукцию $B_d > 1,1$ Тл. При включении дополнительной катушки изменяется характер распределения силовых линий магнитного поля. Распределение

силовых линий магнитного поля, генерируемых в рабочем зазоре дополнительной магнитной катушкой, рассчитано методом конечных элементов при помощи программы FEMM и представлено на рисунке 2.



- 1, 2 – соответственно катушки и полюсные наконечники основной магнитной системы;
 3 – магнитопровод; 4 – катушка дополнительной магнитной системы;
 5 – наконечник дополнительной магнитной системы; 6 – обрабатываемая деталь;
 δ , $k\delta$ – рабочий зазор основной и дополнительной магнитной системы соответственно

Рисунок 1. – Схема импульсной регенерации контура режущего инструмента



- 1 – основной поток; 2 – поток рассеивания; 3 – магнитопровод; 4 – заготовка

Рисунок 2. – Распределение силовых линий магнитного поля при работе дополнительной катушки, рассчитанное в программе FEMM

Дополнительное магнитное поле действует на ферроабразивную щётку под углом 90° и разрушает её, частицы ФАП перемещаются в рабочий зазор дополнительной магнитной системы. Одновременно импульс магнитного поля, наведённый в рабочем зазоре дополнительной магнитной системы, воздействует и на обрабатываемую заготовку.

Затем производится отключение дополнительной магнитной системы и включение основной. Ферроабразивный порошок перемещается в рабочий зазор основной магнитной системы. Формируется регенерированная ферроабразивная щётка с восстановленной режущей способностью за счёт замены и оборота ферроабразивных частиц, контактирующих с обрабатываемой заготовкой. Такое поочерёдное переключение основной и дополнительной магнитной системы позволяет производить обработку всегда острыми кромками ферроабразивных частиц.

Для подтверждения рациональности применения дополнительного магнитного поля с целью регенерации контура режущего инструмента была создана экспериментальная установка с дополнительной магнитной системой, на которой проведен ряд экспериментов.

Условия проведения эксперимента: магнитная индукция основной магнитной системы $B_0 = 0,9$ Тл; магнитная индукция дополнительной магнитной системы $B_d = 1,1 \dots 1,9$ Тл; рабочий зазор основной маг-

нитной системы $\delta_0 = 1$ мм; рабочий зазор дополнительной магнитной системы $\delta_d = 0,5$ мм; зернистость ферроабразивного порошка FeTiC $\Delta = 100...160$ мкм; скорость главного движения $V = 0,1...0,9$ м/с; время обработки $\tau = 30...90$ с; интервал включения дополнительной магнитной системы $u = 5...25$ с; продолжительность цикла работы дополнительной магнитной системы $\tau_d = 2...6$ с. Образцами служили поршневые пальцы $\varnothing = 25$ мм (материал – сталь 12ХН3А, твердость поверхностного слоя 58...62 HRC).

Выходные показатели: изменение шероховатости поверхностей деталей, ΔRa , мкм; производительность MAO, Δt , мг/с. Измерение шероховатости поверхности производилось на профилографе-профилометре Mitutoyo SJ-201P. Масса деталей взвешивалась на весах Massa-K BK-600 с точностью до 0,01 г.

Экспериментальные исследования влияния дополнительного импульсного магнитного поля на качество MAO. Формирование микропрофиля поверхности при MAO происходит в результате одновременно протекающих 2-х механизмов воздействия абразива: 1) срезание вершин исходного профиля; 2) прорезание новых углублений на поверхности.

Исходная поверхность, полученная после чистового точения, имеет более шероховатый профиль по сравнению с абразивной обработкой. При этом проблематично получать точное значение исходной шероховатости на всех заготовках, которые в дальнейшем подверглись MAO, так как микропрофиль при обработке формируется под воздействием большого числа случайных факторов. В результате распределение параметра шероховатости Ra в исходном состоянии имело рассеивание, показанное на гистограмме (рисунок 3).

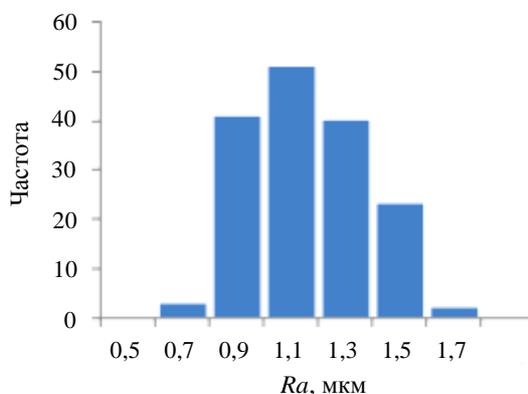


Рисунок 3. – Гистограмма распределения исходной шероховатости поверхности

Распределение исходной шероховатости близко к нормальному и имеет значительную дисперсию (среднеквадратичное отклонение Ra составило 0,21 мкм). Поэтому нельзя допустить, что в исходном состоянии все заготовки были равноценны. Очевидно, что при MAO заготовки с большей исходной шероховатостью будут в большей степени подвержены первому механизму формирования микропрофиля, и изменение параметра Ra для них может быть более значительным, чем для заготовок с малой исходной шероховатостью. Следовательно, фактор «исходная шероховатость» должен быть включен в уравнение регрессии, описывающее изменение шероховатости в результате MAO на различных режимах. В этом случае каждый дубль, выполненный при одинаковых режимах MAO, строго говоря, не является повторением, так как отличается исходной шероховатостью. Поэтому предварительная обработка данных, включающая вычисление средних и дисперсий в каждой точке плана эксперимента, не имеет смысла.

Поиск уравнения регрессии сводился к виду полиномиальной модели 2-го порядка в нормированных координатах, в которое включен также фактор $Ra_{исх}$. Расчеты выполнены с помощью программы STATISTICA, процедура GRM (General Regression Model – общая регрессионная модель).

Для выявления «выбросов» – аномально больших разностей между экспериментальным и расчетным значением параметра в точке плана – использовали оценки студентизированных удаленных остатков $S.DRes$ [5]. Результат наблюдения исключался из расчетов, если для него $|S.DRes| > 3$.

На основе полученных данных рассчитаны коэффициенты уравнения регрессии, статистическая значимость которых оценивалась по критерию Стьюдента на основе дисперсии, базирующейся на остаточной сумме квадратов. Незначимые коэффициенты исключались из уравнения методом обратного пошагового исключения, так как план эксперимента не ортогональный. В итоге получено уравнение вида

$$\Delta Ra = Ra_{исх} - b_0 + b_2 X_2 + b_{24} X_2 X_4 - b_{25} X_2 X_5 - b_{35} X_3 X_5 - b_{11} X_1^2,$$

которое описывает результаты эксперимента с коэффициентом множественной корреляции $r = 0,9$.

Анализ величин коэффициентов регрессии показал, что фактором, наиболее влияющим на изменение шероховатости, является исходная шероховатость. Чем она больше, тем больше изменение шероховатости в результате МАО. В среднем шероховатость после МАО уменьшается на 87% от исходной величины, минус 0,26 мкм.

Вторым по значимости является индуктивность B_d (X_2). Возрастание индуктивности наиболее значимо влияет на уменьшение шероховатости после МАО. Увеличение напряженности магнитного поля увеличивает воздействие дополнительной магнитной системы на регенерацию контура режущего инструмента, вызывая значительное изменение шероховатости (рисунок 4).

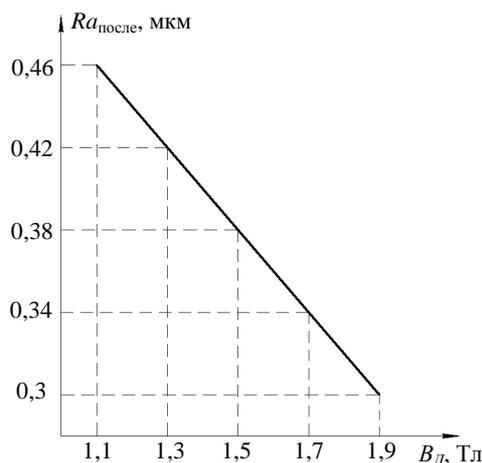


Рисунок 4. – Зависимость шероховатости после МАО от величины магнитной индукции, генерируемой дополнительной катушкой B_d

В числе главных эффектов – время обработки, влияние которого нелинейно (X_1^2), при этом оптимальным является среднее значение времени в варьируемом интервале. Это можно объяснить тем, что при малом времени обработки не успевают удалиться исходные микронеровности, а при большом формируется больше новых.

Факторы X_4 и X_5 , надо признать, не оказывают статистически значимого самостоятельного влияния, их роль проявляется только во взаимодействиях с другими факторами. Взаимодействие X_2X_4 указывает на то, что изменение шероховатости при увеличении индуктивности можно увеличить одновременным увеличением числа включений дополнительного магнитного поля. Но при этом, как показывает взаимодействие факторов X_2X_5 , периоды включения дополнительного магнитного поля целесообразно принять минимальными.

Взаимодействие факторов X_3X_5 указывает на то, что дополнительное уменьшение шероховатости после МАО может быть достигнуто при большой скорости резания.

Таким образом, максимальное снижение шероховатости после МАО может быть получено на режиме обработки, приведенном в таблице 1.

Таблица 1. – Оптимальные значения факторов

Оптимальные значения факторов					Расчетное значение ΔRa , мкм
X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	
0	1	1	1	-1	0,87 $Ra_{\text{исх}}$ - 0,17
τ , с	B_d , Тл	V , м/с	u , с	τ_d , с	
60	1,9	0,9	25	6	

Экспериментальные исследования влияния дополнительного магнитного поля на производительность МАО проводились на установке ЭУ-6. При этом был реализован метод 5-ти факторного математического планирования. В качестве исследуемого параметра принималась производительность МАО (Y). Варьируемыми факторами в эксперименте являлись: время обработки τ (X_1); магнитная индукция дополнительной магнитной системы B_d (X_2); скорость главного движения V (X_3); интервал включения дополнительной магнитной системы u (X_4); продолжительность цикла работы дополнительной магнитной системы τ_d (X_5).

Уравнение регрессии искали в виде полиномиальной модели 2-го порядка в нормированных координатах. Расчеты выполнены с помощью программы STATISTICA, процедура GRM (General Regression Model – общая регрессионная модель).

Несмотря на то, что дисперсии по точкам плана однородны, среди экспериментальных значений, включающих по 5 дублей в каждой точке плана, могут присутствовать «выбросы» – экспериментальные точки, имеющие большие отклонения относительно соответствующих расчетных значений согласно полученному уравнению регрессии. Такие точки существенно снижают точность оценки параметров регрессионного уравнения и вызывают их смещения. Для выявления подобных опытов применяются различные процедуры оценки остатков – разности между экспериментальным и расчетным значением параметра в точке плана. Мы использовали оценки студентизированных удаленных остатков S.DRes [5]. Результат наблюдения исключался из расчетов, если для него $|S.DRes| > 2,5$. На основании этих данных рассчитаны коэффициенты уравнения регрессии, статистическая значимость которых оценивалась по критерию Стьюдента. Незначимые коэффициенты исключались из уравнения методом обратного пошагового исключения, так как план эксперимента неортогонален.

В итоге получено уравнение следующего вида:

$$\Delta m = b_0 - b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3 - b_{13} X_1 X_3 + b_{14} X_1 X_4 + b_{23} X_2 X_3 + b_{25} X_2 X_5 + b_{22} X_2^2 - b_{33} X_3^2.$$

В результате выполненных экспериментов установлено, что по степени влияния на производительность MAO параметры можно расположить в ряд: $V \rightarrow \tau \rightarrow V \times u \rightarrow B_d \rightarrow B_d \times \tau_d$.

Возрастание скорости $V(X_3)$ наиболее способствует увеличению производительности (рисунок 5), причём эта зависимость нелинейная, и отрицательный коэффициент при квадратичном эффекте этого же фактора указывает, что прирост производительности замедляется по мере роста скорости.

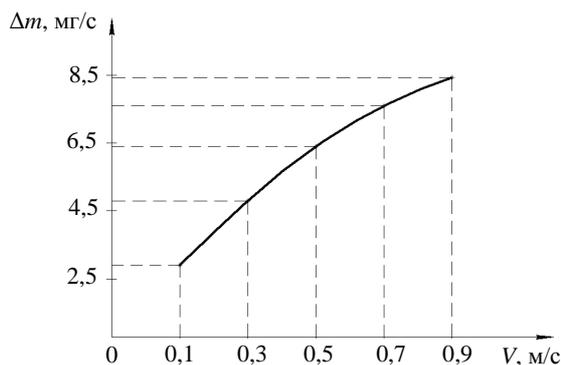


Рисунок 5. – Зависимость производительности от скорости резания V

Вторым по значимости фактором является время обработки τ (X_1). Интенсивность съёма металла с поверхности обрабатываемой детали линейно уменьшается по ходу времени, однако эффект этого фактора взаимодействует с $V(X_3)$ и $u(X_4)$. Уменьшение можно «затормозить», если при больших скоростях применять малые интервал включения дополнительной магнитной системы.

Увеличение в рабочем зазоре магнитной индукции дополнительной магнитной системы $B_d(X_2)$ нелинейно повышает производительность, причём положительный квадратичный эффект указывает на интенсивный рост (рисунок 6).

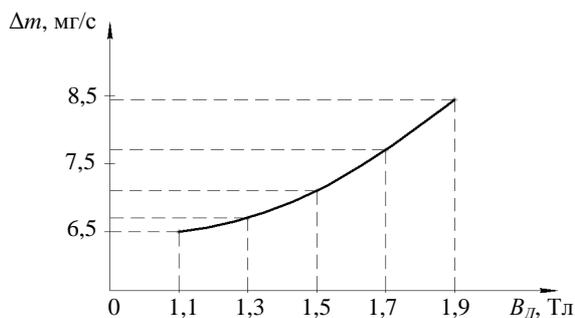


Рисунок 6. – Зависимость производительности от величины магнитной индукции, генерируемой дополнительной катушкой B_d

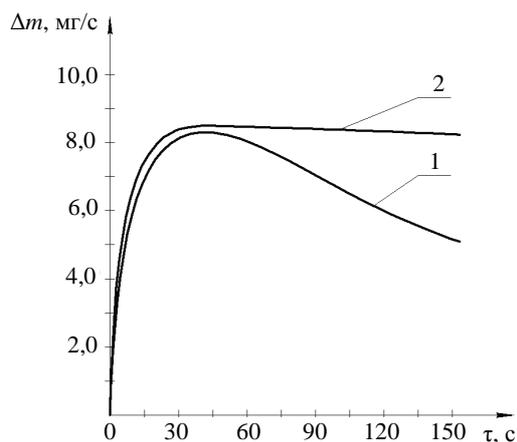
Интервал включения дополнительной магнитной системы $u(X_4)$ и продолжительность цикла работы дополнительной магнитной системы $\tau_d(X_5)$ не оказывают статистически значимого самостоятельного влияния, их роль проявляется только во взаимодействиях с другими факторами. Положительное влияние увеличения индукции B_d может быть усилено возрастанием длительности включения τ_d дополнительной магнитной системы.

Оптимизационная задача по поиску режима, обеспечивающего максимальную производительность, решена в программе MSExcel методом ОПГ (обобщённый приведенный градиент) [6]. В результате получено, что оптимальный режим находится на границе изученного факторного пространства (таблица 2).

Таблица 2. – Оптимальные значения факторов

Оптимальные значения факторов					Расчетное значение Δm
X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	8,44 мг/с
τ , с	B_d , Тл	V , м/с	u , с	τ_d , с	Экспериментальные значения Δm
30	1,9	0,9	5	6	9,33; 8,33; 7,67; 8,33

Проведённый эксперимент доказывает положительное воздействие дополнительного импульсного магнитного поля на производительность МАО. Применение дополнительного магнитного поля при МАО позволяет регенерировать ферроабразивную щётку и сохранять её режущую способность на протяжении длительного времени (рисунок 7).



1 – без регенерации ферроабразивной щётки;
2 – с регенерацией дополнительным импульсным магнитным полем

Рисунок 7. – Зависимость производительности от времени обработки

В заключение исследования можно сделать следующие **выводы**:

- в результате проведённых экспериментов установлено положительное влияние дополнительного магнитного поля на качество и производительность магнитно-абразивной обработки;
- определены оптимальные значения варьируемых факторов, обеспечивающие максимальное влияние на уменьшение шероховатости после МАО с дополнительной магнитной системой: $\tau = 60$ с; $B_d = 1,9$ Тл; $V = 0,9$ м/с; $u = 25$ с; $\tau_d = 6$ с;
- определены оптимальные значения варьируемых факторов, обеспечивающие максимальную производительность МАО с дополнительной магнитной системой: $\tau = 30$ с; $B_d = 1,9$ Тл; $V = 0,9$ м/с; $u = 5$ с; $\tau_d = 6$ с.

ЛИТЕРАТУРА

1. Акулович, Л.М. Основы магнитно-абразивной обработки металлических поверхностей / Л.М. Акулович, Л.Е. Сергеев, В.Я. Лебедев. – Минск : БГАТУ, 2012. – 316 с.

2. Сакулевич, Ф.Ю. Основы магнитно-абразивной обработки / Ф.Ю. Сакулевич. – Минск : Наука и техника, 1981. – 328 с.
3. Барон, Ю.М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов / Ю.М. Барон. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1986. – 176 с.
4. Акулович, Л.М. Управление обработкой поверхностей деталей машин в процессах магнитно-электрического упрочнения и магнитно-абразивной обработки / Л.М. Акулович, А.В. Миранович, О.Н. Ворошуха // Весці Нац. акад. навук Беларусі. Серыя фіз.-тэхн. навук. – 2016. – № 4. – С. 37–48.
5. Портал знаний [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://statistica.ru/glossary/general/studentizirovannye-udalennye-ostatki/>. – Дата доступа: 02.05.2016.
6. Відділення другої вищої та після дипломної освіти ННК "ІПСА" НТУУ "КПІ". – Нац. техн. ун-т України. – Київ. – [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://iasa.org.ua/lectons/iso/6/6.7.htm>. – Дата доступа 02.05.2016.

Поступила 27.06.2018

FEATURES OF MAGNETIC-ABRASIVE MACHINING WITH CUTTING TOOL CONTOUR REGENERATION BY PULSED MAGNETIC FIELD

L. AKULOVICH, M. DECHKO, O. VOROSHUHO

The influence of the contour regeneration of the cutting tool by a pulsed magnetic field on the quality of the surfaces of parts and performance in magnetic abrasive processing is considered. The positive effect of an additional magnetic field on the quality and performance of magnetic abrasive treatment was established. The optimal values of the variable factors providing the maximum effect on the reduction of roughness after this treatment with an additional magnetic system are determined.

Keywords: *magnetic-abrasive machining, ferroabrasive powder, pole tip, cutting tool contour regeneration, ferroabrasive brush.*

УДК 621.785.545

ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ДИФФУЗИОННОГО НАСЫЩЕНИЯ ПРОВОЛОКИ ПУТЕМ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО НАГРЕВА В РЕЖИМЕ ТЕРМОЦИКЛИРОВАНИЯ**М.В. СЕМЕНЧЕНКО***(Полоцкий государственный университет)*

Рассматривается перспективность создания проволочного материала определенного химического состава для формирования защитных покрытий. Предложен способ диффузионного насыщения стальной проволоки в условиях электроконтактного нагрева в режиме термоциклирования, основанный на совмещении электроконтактного нагрева и термоциклирования, осуществляемого по маятниковой схеме. Предложена методика оптимизации режимов диффузионного легирования и диффузионного отжига стальной проволоки при изменении диаметра проволоки, химических составов материала проволоки и насыщающей среды, времени обработки.

Ключевые слова: защитные покрытия, легирующие элементы, сложнелегированная проволока, диффузионное насыщение, термоциклирование.

Введение. Для формирования восстановительных покрытий используется проволока с подходящим химическим составом. Вид и количество легирующих элементов, входящих в состав присадочного материала, определяют защитные функции и долговечность формируемого покрытия. Производители предлагают высоколегированную проволоку, отличающуюся высокой стоимостью, что делает экономически невыгодным её использование при упрочнении или восстановлении дешевых малоресурсных деталей. Кроме того, большинство предприятий не имеет финансовой возможности для приобретения проволоки различных марок для защиты поверхностей, работающих в конкретных условиях.

Оптимальным вариантом является покупка дешевой углеродистой проволоки, которая будет использоваться в качестве основы для изготовления экономнелегированного материала с требуемым химическим составом. Последующее диффузионное насыщение позволит получить необходимое содержание легирующих элементов в присадочном материале и формируемом покрытии путем подбора состава насыщающей смеси и режимов термического воздействия [1].

Диффузионное насыщение длинномерных изделий в печи в порошковых смесях – трудоемкий процесс. Предприятие должно располагать оборудованием, позволяющим нагреть проволоку до требуемой температуры. Кроме того, необходимы специальные контейнеры [2], обеспечивающие равномерное насыщение проволоки в продольном и поперечном направлении. Их применение ограничивает протяженность проволочного материала и сужает возможную область использования проволоки. Альтернативным решением является диффузионное насыщение путем электроконтактного нагрева в режиме термоциклирования [3; 4]. При этом под электроконтактным нагревом понимается технологический процесс сквозного нагрева металла за счет тепловой энергии протекающего по металлу электрического тока [5]. Способ позволит повысить производительность процесса диффузионного насыщения и получить экономнелегированную проволоку с требуемой концентрацией легирующих элементов.

Методы. Реализовать способ диффузионного насыщения проволоки путем электроконтактного нагрева в режиме термоциклирования [6] можно на специальной установке [7] (рисунок 1), состоящей из трансформатора 1; контейнера с насыщающей смесью 2; токопроводящих роликов 3; блока управляющих импульсов 4; регулятора 5. Работает установка следующим образом: необработанная проволока проходит контейнер 2 с насыщающей смесью со скоростью $V = 0...0,1$ м/мин. К токопроводящим роликам 3 подается электрический ток от трансформатора 1. Блок управляющих импульсов 4 через регулятор 5 обеспечивает реализацию режима термоциклирования. Электрический ток пропускали через проволоку циклически с длительностью импульса 1...10 секунд и длительностью паузы 1...3 секунды. Силу тока изменяли от 15 до 30 А при постоянном напряжении 16,8 В.

Нами проведено диффузионное насыщение проволоки СВ08Г2С ГОСТ 2246-80 диаметром 1,2 мм бором, цинком, титаном и алюминием. Диффузионное насыщение проволоки осуществляли: *бором* в порошке ферробора ФБ 17 (17% В) ГОСТ (14848-69) и смеси, состоящей из 99% V_4C + 1% NaF; *титаном* в порошке ферротитана ФТи 35 (35% Ti) ГОСТ 4761-91; *алюминием* в смеси, состоящей из оксида алюминия (Al_2O_3) и чистого алюминия (Al).

Металлографические исследования проволоки, покрытий проводили на шлифах, изготовленных в соответствии с ГОСТ 9.302. Использовали металлографический комплекс на базе микроскопа Nikon-EpiPhot. Измерение микротвердости структурных составляющих проводили на микротвердомере IdentaMet 1106 (Викерс) с камерой UI-1540С и управляющим компьютером в комплекте. Кроме того, проведены исследования зависимости производительности борирования проволоки, измеряемой в $г/мм^2 \cdot мин$ (количество

легирующего элемента, введенного в единицу площади за единицу времени), от фракционного состава насыщающей среды. Для этого порошок ферробора в зависимости от фракционного состава частиц был разделен на четыре группы: первая группа – до 63 мкм; вторая – от 63 до 160 мкм; третья – от 160 мкм до 200 мкм; четвертая группа – от 200 до 315 мкм.

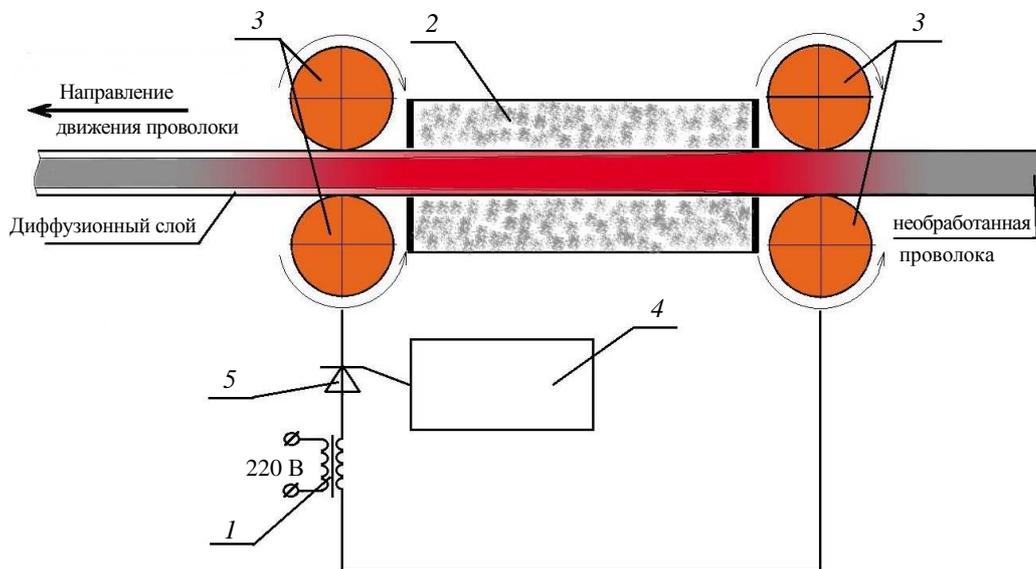


Рисунок 1. – Схема лабораторной установки для диффузионного насыщения проволоки

Разработана методика (рисунок 2), позволяющая назначить оптимальный режим обработки для проволоки различного диаметра, которую предстоит подвергнуть диффузионному насыщению в конкретной среде для получения материала определенного химического состава.



Рисунок 2. – Методика оптимизации режимов диффузионного легирования и диффузионного отжига проволоки в условиях циклического электронагрева

При заданной силе тока определяется время нагрева (длительность импульса τ_n) и охлаждения (длительность паузы $\tau_{n'}$) для каждого цикла обработки.

Первоначально определяли максимальный и минимальный режимы обработки проволоки.

Максимальный режим обработки – режим, при котором проволока нагревается до температуры, близкой к температуре плавления: проволока оплавляется, но при этом обеспечивается непрерывность процесса (максимально возможная длительность импульса $\tau_{n_{max}}$ и минимально возможная длительность паузы $\tau_{n'_{min}}$). Кроме этого, при назначении данного режима необходимо учитывать особенности насыщающей среды – отсутствие пирроэффекта, возгорания насыщающей среды.

При минимальном режиме обработки проволока нагревается до видимого красного свечения (минимально возможная длительность импульса $\tau_{n_{min}}$ и максимально возможная длительность паузы $\tau_{n'_{max}}$). Данный режим обработки зависит от характеристик и свойств обрабатываемой проволоки.

Далее назначались два пробных режима обработки:

1) длительность импульса определялась путем уменьшения максимальной длительности импульса на величину, не превышающую 1 секунду; длительность паузы – минимальная. При этом на поверхности проволоки полностью исключались участки оплавления;

2) длительность импульса минимальная, длительность паузы меньше максимальной длительности паузы на 1 секунду.

Проводились металлографические исследования с целью определения качества выполненной обработки: наличие и толщина диффузионного слоя, значение микротвердости диффузионного слоя и материала проволоки. Определялся режим с наилучшим качеством диффузионного слоя.

Далее назначались режимы обработки:

- путем уменьшения длительности импульса – если выбран максимальный режим обработки;

- путем увеличения длительности импульса – если выбран минимальный режим.

Назначение режимов обработки производят до получения оптимального результата.

Основная часть. Разработанная методика позволила назначить длительность импульса и длительность паузы для насыщения проволоки цинком – $\tau_n = 0,15$ с, $\tau_{n'} = 1$ с; алюминием, бором и титаном – $\tau_n = 10$ с, $\tau_{n'} = 1$ с.

Микроструктура алитированной проволоки представлена на рисунке 3.

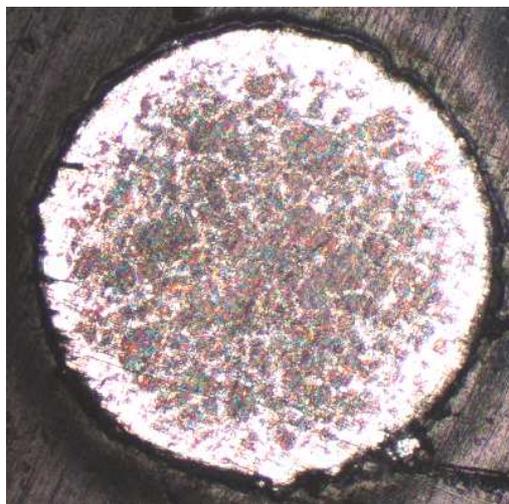
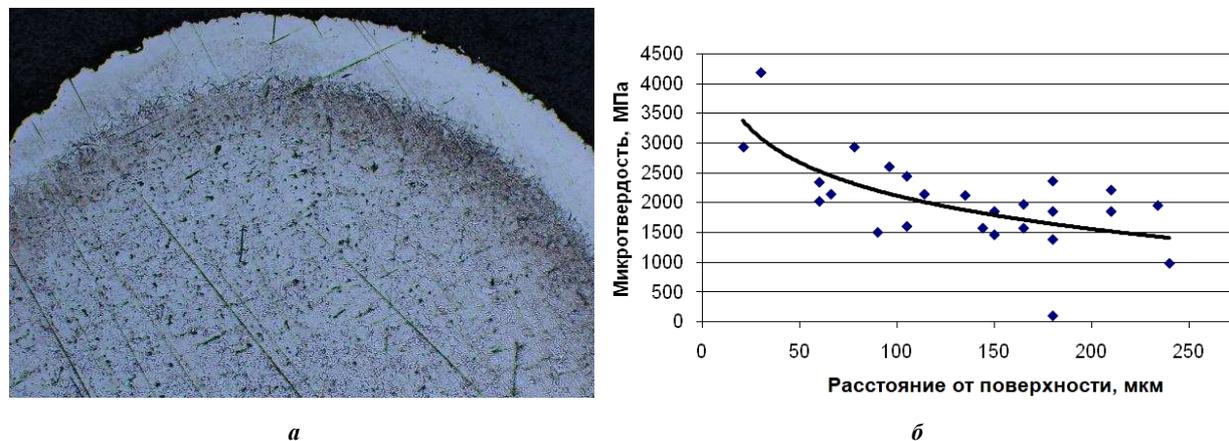


Рисунок 3. – Микроструктура алитированной проволоки, $\times 50$

Металлографические исследования проволоки, подвергнутой диффузионному насыщению бором в порошке ферробора ФБ 17, показали, что формирования химического соединения (FeB и FeB_2) не происходит. Микротвердость диффузионного слоя соответствует микротвердости твердого раствора бора в α -железе. Градиент концентрации бора в поперечном сечении проволоки в направлении от поверхности к центру меньше по сравнению с диффузионным насыщением в печи. Это снижает риск скалывания сформированного слоя, предотвращая тем самым уменьшение концентрации легирующего элемента в процессе формирования восстановительного покрытия. При этом качество поверхности

намного лучше, чем у проволочного материала, подвергнутого диффузионному насыщению в условиях печного нагрева.

Металлографические исследования проволоки, подвергнутой диффузионному насыщению титаном, подтвердили формирование сплошного слоя (рисунок 4, а). Значение микротвердости диффузионного слоя плавно снижается от 3500...4200 МПа на поверхности образца до 1200...1500 МПа на видимой границе раздела «слой – сердцевина» (рисунок 4, б).



а – микроструктура, $\times 100$; б – изменение микротвердости в поперечном сечении

Рисунок 4. – Титанированная проволока

Исследование влияния составов, используемых для диффузионного насыщения в режиме термоциклирования смесей [8], показало, что в качестве насыщающей среды предпочтительно применять порошки чистых металлов либо порошки химических веществ, из которых выделение активных атомов легирующего элемента не требует длительного времени и высокой температуры. Это обусловлено особенностями диффузионного насыщения стальной проволоки путем пропускания тока через изделие, при котором температура проволоки выше температуры насыщающей смеси и температура процесса постоянно меняется. В случае применения химических веществ, разлагающихся при высокой температуре в условиях длительной изотермической выдержки, диффузионный слой формироваться не будет из-за недостаточности времени для выделения активных атомов легирующего элемента. Так, при насыщении проволоки бором в смеси, содержащей 99% B_4C + 1% NaF, формирования диффузионного слоя не наблюдалось.

Исследования влияния фракционного состава насыщающей среды на производительность процесса показали, что диффузионный слой наибольшей толщины формируется при размере частиц до 63 мкм. Однако в этом случае местами наблюдается значительное прилипание частиц к поверхности проволоки, препятствующее её прохождению между электроконтактными роликами, что делает процесс насыщения нестабильным. Вследствие этого для борирования стальной проволоки рекомендуется применять насыщающую среду с размером частиц от 63 до 160 мкм.

Заключение. Предложенный способ позволяет получить относительно недорогую проволоку по сравнению со сложнелегированным проволочным материалом и за значительно меньший период времени по сравнению с традиционным насыщением в печи (время нахождения каждого микрообъема металла проволоки в зоне диффузионного насыщения составляет 2...4 минуты вместо нескольких часов). К тому же нет ограничений по длине обработки. Полученная экономно-легированная проволока может использоваться не только как присадочный материал при формировании защитного покрытия, но и как готовое изделие.

Таким образом, на основании проведенного исследования можно сделать следующие *выводы*:

- применение сложнелегированной проволоки для формирования восстановительных покрытий не всегда экономически оправданно. Представляется актуальным замена дорогостоящего материала на менее затратную экономно-легированную проволоку при восстановлении или упрочнении недорогих малоресурсных деталей.

- диффузионное насыщение, реализуемое путем совмещения электроконтактного нагрева и термоциклирования, – один из способов получения дешевой экономно-легированной проволоки защитных покрытий;

- разработанная методика позволяет назначить оптимальное время нагрева (длительность импульса τ_n) и охлаждения (длительность паузы τ_n) при заданной силе тока для диффузионного насыщения путем

электроконтактного нагрева в режиме термоциклирования проволоки различного диаметра из разных сред. Назначены режимы для насыщения проволоки СВ08Г2С ГОСТ 2246-80 диаметром 1,2 мм: цинком – $\tau_u = 0,15$ с, $\tau_n = 1$ с; алюминием, бором и титаном – $\tau_u = 10$ с, $\tau_n = 1$ с.

- диффузионное насыщение стальной проволоки с применением циклического электронагрева имеет ряд особенностей, которые необходимо учитывать при назначении режима обработки и выборе состава насыщающей среды. Так, в качестве насыщающей среды следует использовать порошки чистых металлов либо порошки химических веществ, из которых выделение активных атомов легирующего элемента не требует длительного времени и высокой температуры. Имеет значение фракционный состав. Для борирования стальной проволоки рекомендуется применять насыщающую среду с размером частиц от 63 до 160 мкм;

- применение электрического тока, проходящего через проволоку с длительностью импульса 0...10 секунд и длительностью паузы 0...3 секунды, позволяет повысить производительность диффузионного насыщения стальной проволоки различными химическими элементами, снижая время обработки каждого микрообъема проволоки с нескольких часов до 2...4 минут.

ЛИТЕРАТУРА

1. Boride hard-facing : pat. US 4172162 / Ronald H. Smith. – Publ. date Oct. 23, 1979.
2. Контейнер для химико-термической обработки проволоки : полез. модель ВУ 695В 21F21/00 / В.М. Константинов, А.С. Губанов, Ф.И. Пантелеенко, М.В. Семенченко. – Оpubл. 30.12.02.
3. Семенченко, М.В. Диффузионное насыщение стальной проволоки в условиях электроконтактного нагрева в режиме термоциклирования / М.В. Семенченко // Тенденции развития науки и образования. – 2017. – № 32-4. – С. 60–61.
4. Семенченко, М.В. Электроконтактный нагрев в режиме термоциклирования – перспективный способ получения экономно-легированной проволоки / М.В. Семенченко // Инновационные технологии в машиностроении : электрон. сб. материалов междунар. науч.-техн. конф., посвящ. 50-летию Полоцкого государственного университета / Полоц. гос. ун-т ; под ред. В.К. Шелега ; Н.Н. Попок, 2018. – С. 121–124.
5. Романов, Д.И. Электроконтактный нагрев металлов / Д.И. Романов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1981. – 168 с.
6. Способ диффузионного насыщения стальной проволоки : пат. ВУ 13370 / В.М. Константинов, М.В. Семенченко, В.Г. Дашкевич, А.С. Губанов. – Оpubл. 30.06.2010.
7. Установка для электротермической обработки проволоки : пат. ВУ 696 / В.М. Константинов, А.С. Губанов, С.Н. Абраменко, М.В. Семенченко. – Оpubл. 30.12.02.
8. Семенченко, М.В. Технологические особенности электроконтактной обработки в режиме термоциклирования / М.В. Семенченко // Инновационные технологии в машиностроении : материалы междунар. науч.-техн. конф., посвящ. 100-летию акад. П.И. Ящерицына и 40-летию машиностроительного факультета Полоцкого государственного университета ; под общ. ред. А.И. Гордиенко, В.К. Шелега. – Новополоцк, 2015. – С. 181–183.

Поступила 21.08.2018

IMPROVING THE PERFORMANCE OF DIFFUSION SATURATION OF THE ELECTRIC WIRE BY HEATING IN THE REGIME OF THERMAL CYCLING

M. SEMENCHENKO

The prospects of creation of a wire material of a certain chemical composition for the formation of protective coatings are noted. The method of diffusion saturation of a steel wire in the conditions of electrocontact heating in the mode of thermal cycling is offered. The method is based on the combination of electrocontact heating and thermal cycling, carried out by pendulum circuit. The technique of optimization of modes of diffusion alloying and diffusion annealing of a steel wire at change of diameter of a wire, chemical compositions of a material of a wire and the saturating environment, time of processing is offered.

Keywords: protective coatings, alloying elements, complex-alloyed wire, diffusion saturation, thermal cycling.

УДК 621.62:678.546

**ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ НАНЕСЕНИЯ МОДИФИЦИРОВАННЫХ
ПОЛИМЕРНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ИХ АДГЕЗИОННУЮ ПРОЧНОСТЬ****Г.А. ВАРИКОВ; К.М. ДРОЗД***(Университет гражданской защиты МЧС Республики Беларусь, Минск);**д-р техн. наук, доц. В.И. ЖОРНИК**(Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск)*

Показано, что модифицирование газопламенных полимерных покрытий на основе порошков полиэтилентерефталата (ПЭТФ), полиэтилена высокого давления (ПЭВД) и полшамида (ПА-6) дисперсностью 150...250 мкм неорганическими наполнителями (ситалл дисперсностью 100...150 мкм, алюминиевая пудра дисперсностью 10...20 мкм) способствует увеличению их адгезии к стали на 15...20%. Наиболее высокие показатели прочности сцепления (7,9...8,5 МПа) имеют покрытия на основе порошка ПЭТФ. Более рациональные с точки зрения адгезионной прочности покрытий режимы газопламенного напыления (дистанция напыления l , давление горючей смеси в камере сгорания P) находятся в пределах: $P = 0,30$ МПа, $l = 200...220$ мм для покрытий на основе порошка ПЭТФ; $P = 0,30$ МПа, $l = 170...180$ мм для покрытий на основе порошков ПЭВД и ПА-6.

Ключевые слова: полимерные покрытия, газопламенное напыление, микроразмерный наполнитель, режимы напыления, адгезионная прочность.

Введение. Работоспособность изделий с покрытиями в значительной степени определяется прочностью сцепления покрытий с основой, то есть их адгезионной прочностью. Анализ работ по изучению работоспособности изделий с полимерными покрытиями, полученными различными, в том числе и газотермическими, методами [1–4], показывает, что при всем многообразии воздействующих внешних факторов, которым подвергается в процессе эксплуатации изделий поверхность полимерного покрытия, основной причиной его разрушения является недостаточная адгезионная прочность и невысокая устойчивость адгезионных связей «полимер – металл». Основным условием работоспособности композиции «металл-полимер» является сохранение сплошности покрытия, так как образование любого сквозного дефекта в полимерном покрытии приводит к нарушению адгезионной связи и появлению коррозии металла [5].

Адгезионная прочность – многофакторный показатель, зависящий от природы полимера, основы и условий формирования покрытия. Наиболее высокой адгезионной прочностью обладают покрытия из мономерных и олигомерных пленкообразователей, превращаемые в полимерное (трехмерное) состояние непосредственно на основе. Мономеры и олигомеры в ряде случаев способны хемосорбироваться на поверхности металлов, а последующая их полимеризация или поликонденсация приводит к образованию привитых полимеров, химически связанных с основой [6].

Известно также, что увеличению гибкости цепей способствует достижение большего молекулярного контакта, а повышение полярности – усилению взаимодействия на межфазной границе. Однако для каждой полимерной системы существует оптимальная степень полярности, выше которой возрастающее диполь-дипольное взаимодействие между цепями уменьшает их адгезионную способность [7].

При этом, как отмечено в работе [6], имеется определенная корреляция адгезии с энергией связи молекул в полимере (энергией когезии): чем выше энергия когезии функциональных групп полимера, тем выше его адгезионная способность.

Рассматриваются также возможности повышения адгезии полимерных покрытий объемным модифицированием наносимого полимера [8–12]. Наполнители широко используются для изменения механических, структурных, химических и других свойств полимеров, в том числе прочности адгезионных соединений полимер-металл. Наполнители в зависимости от их природы могут как увеличивать, так и уменьшать прочность адгезионного соединения. В частности, введение частиц оксида циркония в сверхвысокомолекулярный полиэтилен повышает адгезионную прочность газопламенных полимерных покрытий в 2...4 раза [10]. Исследование влияния на когезионную и адгезионную прочность полиэфирных покрытий при введении в них двуокиси титана показало, что с увеличением содержания наполнителя до 16 об.% внутренние напряжения возрастают, а при превышении указанного уровня начинают снижаться. Установлено также, что под действием внутренних напряжений длительная адгезионная прочность снижается [12].

Цель данной работы – установление характера зависимости адгезионной прочности газопламенных полимерных покрытий с режимами напыления, грануляцией полимерного порошка и степенью модифицирования покрытия наполнителями различной природы и дисперсности.

Материалы и методика исследований. В качестве матрицы композиционного покрытия использовались гранулы полиэтилена высокого давления (ГОСТ 16337-77) производства завода «Полимир» ОАО «Нафтан» (г. Новополоцк), полиамида ПА-6 (ТУ 6-13-3-88) производства ОАО «Азот» (г. Гродно) и полиэтилентерефталата (ГОСТ 51695-2000) производства ОАО «Могилевхимволокно», измельченные до дисперсности 30...400 мкм.

В качестве неорганических добавок использовались порошки следующих веществ: ситалл (измельченное стекло ВВС) с размером частиц 100...150 мкм и алюминиевая пудра с размером частиц 10...20 мкм. Данные неорганические добавки вводились в различных количествах в полимерный порошок и смешивались с образованием композиционного состава. Далее производилось газопламенное напыление полученной смеси на режимах, принятых для полимера. С учетом данных [8] напыление газопламенных покрытий при среднем размере частиц полимера 100...300 мкм осуществлялось в нормальном пламени (при соотношении воздуха и пропана в смеси 20/1...24/1).

Исследовалось влияние содержания наполнителя, вида полимерной матрицы и дисперсности её частиц, а также режимов напыления (дистанция, давление горючей смеси) на прочность адгезионного соединения.

Для измерения толщины полимерных покрытий использовался цифровой магнитный толщиномер МТЦ-2М, разработанный Институтом прикладной физики НАН Беларуси. Прочность сцепления покрытия с основным металлом (адгезионная прочность) определялась штифтовым методом [13].

Результаты исследований и их обсуждение. Результаты исследования влияния вида и концентрации микроразмерного наполнителя на уровень адгезионной прочности композиционного полимерного покрытия свидетельствуют о том, что эта зависимость имеет экстремальный характер, при этом величина критического содержания наполнителя и для ситалла, и для алюминиевой пудры составляет примерно 15 об.%. Однако для варианта с ситаллом адгезионная прочность модифицированного покрытия оказалась несколько выше. В целом, введение микроразмерных неорганических наполнителей в полиэтилен высокого давления (ПЭВД) способствует увеличению его адгезии к стали на 15...20 % (таблица 1).

Таблица 1. – Влияние наполнителя на прочность сцепления покрытий из ПЭВД

Наполнитель	Содержание наполнителя, об.%	Прочность сцепления, МПа
Без наполнителя	–	6,24
Ситалл	5	6,51
	10	7,00
	15	7,11
	20	6,65
	25	5,93
	30	5,70
Алюминиевая пудра	5	6,30
	10	6,45
	15	6,63
	20	6,29
	25	5,68
	30	5,08

Экспериментальные исследования по определению влияния размера частиц напыляемого полимерного материала на адгезионную прочность покрытия проводились следующим образом. На предварительно подготовленную поверхность методом газопламенного напыления наносились смеси полимерных порошков с ситаллом (10 об.%) со средним размером частиц полимера от 50 до 350 мкм при $d_{max}/d_{min}=1,5$ (здесь d_{max} и d_{min} – соответственно максимальный и минимальный размеры частиц напыляемого порошка). Толщина полимер-ситаллового покрытия составляла 0,8...1,0 мм.

Результаты экспериментальных исследований по определению влияния размера полимерных частиц на адгезию наносимого покрытия из различных полимеров представлены на рисунке 1.

Полученные данные свидетельствуют о том, что при нанесении различных полимерных покрытий наибольшая адгезионная прочность достигается напылением порошков с размерами частиц в диапазоне от 100 до 300 мкм, что может быть обусловлено следующими обстоятельствами. *Во-первых*, при газопламенном напылении порошки с размерами частиц менее 100 мкм подвергаются повышенной термодеструкции, что приводит к попаданию не полностью сгоревших частиц в зону контакта полимера с напыляемой поверхностью и, соответственно, способствует снижению прочности сцепления полимерного покрытия с основой. *Во-вторых*, порошки полимера с размерами частиц более 300 мкм не успевают расплавиться под действием тепла факела, что приводит к попаданию не полностью расплавленных частиц в зону контакта полимера и напыляемой поверхности и способствует снижению адгезионной прочности покрытия.

Очевидно, что при наличии в порошковой композиции крупных и мелких фракций их необходимо классифицировать на более узкий размерный диапазон, поскольку нагрев и оплавление крупных и мелких полимерных частиц происходит неравномерно: крупные частицы не успевают полностью расплавиться, а мелкие сгорают. Это приводит к возникновению в напыляемом покрытии внутренних напряжений, появлению трещин и, как следствие, снижению адгезионной прочности покрытия.

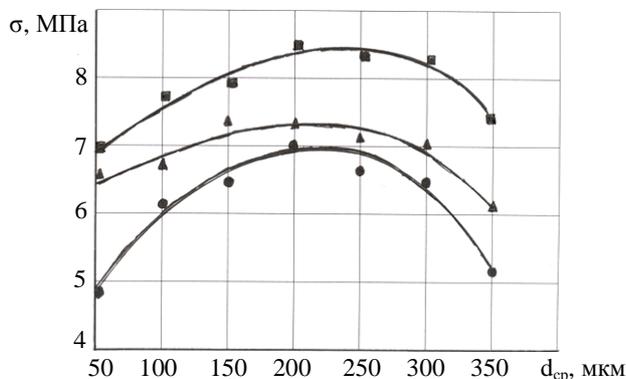


Рисунок 1. – Зависимость прочности σ сцепления покрытий от среднего размера d частиц порошков полиэтилентерефталата (■), полиэтилена (▲) и полиамида (●)

Результаты экспериментальных исследований по определению оптимального фракционного диапазона полимерных порошков со средним размером частиц от 100 до 300 мкм, представленные на рисунке 2, свидетельствуют о том, что максимальная прочность сцепления покрытий с основой наблюдается для соотношения $d_{max}/d_{min} < (1,8...2,0)$.

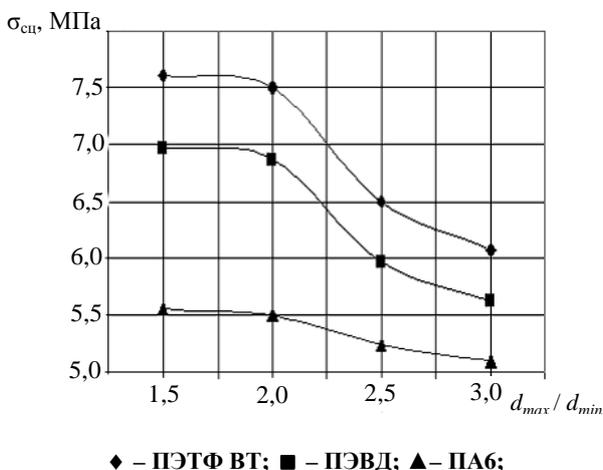


Рисунок 2. – Зависимость прочности сцепления полимерных покрытий от соотношения d_{max}/d_{min} (содержание наполнителя 10 об.%)

При этом приведенные на рисунках 1 и 2 данные показывают, что наибольшей прочностью сцепления обладают ситалл-полимерные покрытия на основе порошка полиэтилентерефталата, что может быть обусловлено более высоким уровнем энергии функциональных групп для этого полимера по сравнению с полиэтиленом ПЭВД и полиамидом ПА-6 [6].

Адгезионная прочность газопламенных полимерных покрытий в значительной степени зависит от дистанции напыления и расхода горючей смеси (давления в камере сгорания), которые являются одними из основных технологических параметров процесса формирования покрытия.

Согласно рекомендациям, приведенным в работах [8; 9; 14], оптимальная дистанция напыления при формировании покрытий порошковыми материалами должна выбираться из условия достижения частицами максимальной температуры, но при этом воздействие самого факела на слой должно быть минимальным во избежание перегрева материала слоя и основы. Исходя из этих соображений дистанция напыления порошков полимеров была выбрана в пределах 100...300 мм.

Результаты исследования зависимости адгезионной прочности полимерных покрытий от дистанции напыления приведены на рисунке 3.

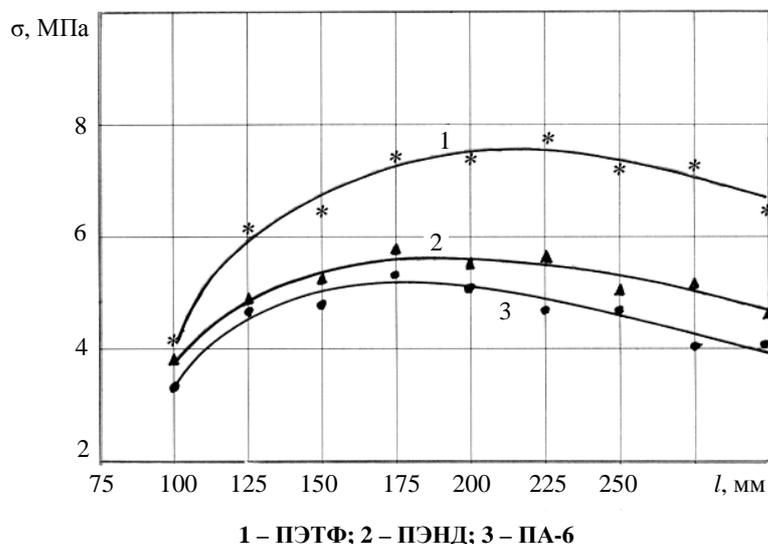


Рисунок 3. – Зависимость прочности сцепления напыленных слоев от дистанции напыления (средний размер частиц ~ 150 мкм)

Проведенный анализ показал, что наиболее высокую прочность сцепления покрытия с основой во всем исследованном диапазоне дистанций напыления имеют покрытия из полиэтилентерефталата, причем дистанция напыления для порошков с размером частиц около 100 мкм должна быть не менее 200...220 мм. Для полиамида ПА-6 и полиэтилена ПЭВД эта величина должна составлять 170...180 мм.

В результате исследования влияния давления горючей смеси в камере сгорания на прочность сцепления покрытия с основой в диапазоне давлений $P = 0,05...0,30$ МПа установлено близкое к прямо пропорциональному увеличению адгезионной прочности покрытий при повышении давления горючей смеси в камере сгорания с максимальными ее значениями на уровне $\sigma_{сц} = 5,3...7,9$ МПа при $P = 0,30$ МПа. Подобный характер зависимости, вероятно, обусловлен тем, что с повышением давления горючих газов в камере сгорания увеличивается скорость истечения газового потока из сопла горелки [8] и, естественно, возрастают скорость полета и кинетическая энергия частиц порошка. Это, в свою очередь, благоприятно сказывается на характере взаимодействия последних с поверхностью основы и адгезионной прочности напыленных покрытий. Однако повышать давление горючей смеси в камере сгорания горелки выше верхнего уровня выбранного диапазона ($P > 0,30$ МПа) экономически нецелесообразно [8].

Заключение. Показано, что зависимость адгезионной прочности композиционного полимерного покрытия от концентрации микроразмерного наполнителя имеет экстремальный характер, при этом величина критического содержания наполнителя составляет примерно 15 об.%, и введение микроразмерных неорганических наполнителей (ситалл, алюминиевая пудра) в полимерные покрытия на основе порошков ПЭТФ, ПЭВД и ПА-6 способствует увеличению их адгезии к стали на 15...20%.

С точки зрения обеспечения адгезионной прочности покрытия наиболее целесообразно использовать полимерные порошки дисперсностью 150...250 мкм, при этом наиболее высокие показатели прочности сцепления выявлены у покрытий на основе порошка полиэтилентерефталата. Это может быть обусловлено более высоким уровнем энергии функциональных групп в этом полимере по сравнению с полиэтиленом ПЭВД и полиамидом ПА-6.

В результате исследования взаимосвязи режимов газопламенного напыления (дистанция напыления l , давление горючей смеси в камере сгорания P) с адгезионной прочностью напыленных полимерных покрытий $\sigma_{сц}$ показано, что в исследованном диапазоне указанных технологических параметров ($l = 100...300$ мм, $P = 0,05...0,30$ МПа) наибольшие значения показателя $\sigma_{сц}$ имеют место для покрытий на основе порошка ПЭТФ при $P = 0,30$ МПа и $l = 200...220$ мм, а для покрытий на основе порошков ПЭВД и ПА-6 при $P = 0,30$ МПа и $l = 170...180$ мм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Комаров, Г.В. Способы соединения деталей из пластических масс / Г.В. Комаров. – М. : Химия. – 1976. – 286 с.

2. Довгяло, А.В. Композиционные материалы и покрытия на основе дисперсных полимеров. Технологические процессы / А.В. Довгяло, О.Р. Юркевич. – Минск : Наука і тэхніка, 1992. – 256 с.
3. Гартман, Е.В. Свойства покрытий из порошковых композиций на основе полиамидов / Е.В. Гартман, Л.Л. Миронович // Материалы. Технологии. Инструменты. – 2001. – Т. 6, № 3. – С. 45–47.
4. Комбинированные металлополимерные покрытия и материалы / А.Г. Терхун [и др.]. – Киев : Техніка. 1983. – 168 с.
5. Липовская, Е.П. Оптимизация адгезионной прочности композиции металл-полимер / Е.П. Липовская, С.И. Пелевин // Техничко-технологические проблемы сервиса. – 2011. – № 1 (16). – С. 32–36.
6. Белый, В.А. Адгезия полимеров к металлам / В.А. Белый, Н.И. Егоренков, Ю.М. Плескачевский. – Минск : Наука и техника, 1971. – 288 с.
7. Басин, В.Е. Адгезионная прочность / В.Е. Басин. – М. : Химия, 1981. – 208 с.
8. Белоцерковский, М.А. Активированное газопламенное напыление покрытий порошками полимеров / М.А. Белоцерковский // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2007. – № 6. – С. 19–23.
9. Белоцерковский, М.А. Повышение адгезии защитных покрытий из вторичных полимеров / М.А. Белоцерковский, А.В. Федаравичус // Сварка и родственные технологии. – 2001. – № 4. – С. 94–97.
10. Влияние наноструктурных наполнителей на структуру и свойства газопламенных покрытий на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена / С.В. Панин [и др.] // Физическая мезомеханика. – 2006. – № 9. – С. 141–144.
11. Антонова, Н.М. Адгезионная прочность композиционных покрытий с порошком алюминия, дисперсно-упрочненных частицами Zr / Н.М. Антонова // Изв. высш. учеб. заведений. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. – 2011. – № 2. – С. 52–58.
12. Воронин, И.В. Долговечность адгезионных связей полимерных покрытий / И.В. Воронин, Э.К. Кондрашов // Лакокрасочные материалы и их применение. – 1991. – № 1. – С. 32–36.
13. Андреева, А.В. Адгезия в полимерных композиционных материалах : метод. указания / А.В. Андреева. – Саратов : Саратов. гос. техн. ун-т, 2011. – 26 с.
14. Способ нанесения покрытия порошком термопластичного полимера : пат. ВУ 8528 / М.А. Белоцерковский, А.В. Голопятин, М.А. Леванцевич, А.М. Гоман. – Опубл. 30.10.2006.

Поступила 05.08.1018

INFLUENCE OF MODES OF APPLICATION OF MODIFIED POLYMER COATINGS ON THEIR ADHESION STRENGTH

G. VARIKOV, K. DROZD, V. ZHORNİK

It is shown that the modification of gas-flame polymer coatings based on poly-ethylene terephthalate (PET), high-pressure polyethylene (HDPE) and polyamide (PA-6) powders with a dispersion of 150...250 microns by inorganic fillers (100...150 microns citall, aluminum powder with a dispersion of 10...20 microns) increases their adhesion to steel by 15...20%. The highest rates of adhesion strength (7,9...8,5 MPa) have coatings based on PET powder. More rational from the point of view of adhesive strength of coatings modes of flame spraying (spraying distance l , the pressure of the combustible mixture in the combustion chamber P) are within: $P = 0,30$ MPa, $l = 200...220$ mm for coatings based on PET powder; $P = 0,30$ MPa, $l = 170...180$ mm for coatings based on LDPE and PA-6 powders.

Keywords: polymer coatings, flame spraying, microfine filler, spraying modes, adhesion strength.

УДК 621.791

ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ПОКРЫТИЙ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ЭЛЕКТРОХИРУРГИЧЕСКИХ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ БИПОЛЯРНОЙ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ СВАРКИ

*канд. техн. наук А.Г. ДУБКО; канд. техн. наук Н.А. ЧВЕРТКО
(Институт электросварки им. Е.О. Патона, НАН Украины, Киев);
д-р техн. наук, проф. А.В. ЛЕБЕДЕВ
(Национальный технический ун-т Украины
«Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского»)*

Представлено комплексное исследование по применению токов высокой частоты в хирургической практике. Разработана широкая гамма оборудования, в состав которого входят электрохирургические инструменты. Важнейшим элементом конструкции таких инструментов служит покрытие, обеспечивающее надежную работу при многократном их использовании, соответствуя при этом ряду медицинских, санитарно-гигиенических и технических требований. По результатам испытаний для серийного выпуска многократного электрохирургического инструмента выбрано покрытие «TIGER-Drylac», которое сегодня успешно применяется при изготовлении серийно выпускаемых электрохирургических инструментов для широко используемого в клиниках Украины сварочного комплекса ЕКВ3-300 «Патонмед».

Ключевые слова: *высокочастотная сварка, электрохирургические инструменты, химическая стойкость покрытий, живые биологические ткани, биосовместимость, электробезопасность.*

Использование возможностей соединения биологических тканей сваркой с целью улучшения здоровья человека и качества его жизни является в настоящее время одним из приоритетных направлений научных исследований. В Институте электросварки имени Е.О. Патона ведутся комплексные исследования по применению токов высокой частоты в хирургической практике, разработана широкая гамма оборудования, в состав которого входят электрохирургические инструменты. Важнейшим элементом конструкции таких инструментов служит покрытие, обеспечивающее надежную работу при многократном их использовании. Покрытие электрохирургических инструментов должно соответствовать целому ряду медицинских, санитарно-гигиенических и технических требований, основными из которых являются: биосовместимость, электробезопасность, химическая стойкость к дезинфицирующим и стерилизующим растворам, механическая прочность, обеспечение равномерности и однородности нанесения (отсутствие пор, включений), эстетический внешний вид.

Авторами представляемой работы проведены многочисленные эксперименты по испытаниям покрытий медицинских инструментов, рекомендуемых для применения в медицинской практике: цианид-акрил; эпоксикремнеорганическая эмаль; специальный лакокрасочный материал; полиэтилен; порошковое покрытие в композиции с эпоксиполиэфирными смолами (TIGER-Drylac). По результатам испытаний для серийного выпуска многократного электрохирургического инструмента выбрано покрытие «TIGER-Drylac». Электрохирургический инструмент с таким покрытием был успешно испытан при проведении хирургических операций на животных. Сегодня покрытие «TIGER-Drylac» успешно применяется при изготовлении серийно выпускаемых электрохирургических инструментов для сварочного комплекса ЕКВ3-300 «Патонмед», который широко используется в клиниках Украины.

В Институте электросварки (ИЭС) им. Е.О. Патона в настоящее время ведутся комплексные исследования по применению токов высокой частоты в хирургической практике [1–4]. Разработана широкая гамма аппаратуры, в состав которой входят биполярный высокочастотный аппарат и электрохирургические инструменты.

По сравнению с традиционными механическими (ниточные, скобковые, клеевые), электрическими (лазерные, плазменные) и другими известными методами, которые применяются в хирургической практике для резания, коагуляции и соединения сваркой живых биологических тканей, такие сварочные комплексы имеют ряд существенных преимуществ [5].

Важнейшим элементом конструкции биполярных электрохирургических инструментов служит покрытие, которое наносится на поверхность его браншей и электродов. Покрытие необходимо для обеспечения электробезопасности медицинского персонала, защиты пациента при проведении оперативного вмешательства и эстетического внешнего вида инструментов. При этом важной задачей является необходимость обеспечения адгезионной прочности, равномерности и однородности покрытия по всей поверхности нанесения, отсутствия посторонних включений, пор и возможности нанесения маркировки на инструмент. Также необходимо учитывать, что применение биполярных инструментов в операционной обу-

словливает контактирование электродных поверхностей с живой биологической тканью, поэтому покрытие должно быть изготовлено из биосовместимых материалов, соответствовать токсикологическим, санитарно-гигиеническим и медицинским требованиям.

В связи с необходимостью дезинфекции и стерилизации электрохирургических инструментов перед операциями покрытия должны быть стойкими к стерилизующим и дезинфицирующим растворам.

Известные зарубежные фирмы различных стран Европы и Америки выпускают электрохирургические инструменты одноразового применения, которые после операций утилизируются. В большинстве случаев такие инструменты имеют полимерное покрытие тефлоном [6].

По ряду причин электрохирургические инструменты отечественного производства являются многоразовыми, что влечет за собой, кроме перечисленных выше, несколько важнейших специфических требований к ним самим и к их покрытиям. В связи с вышеизложенным делаем вывод – покрытия электрохирургических инструментов должны обладать рядом свойств, определяемых условиями их работы. Первоочередными требованиями являются адгезионная прочность, электробезопасность и стойкость при проведении предоперационной подготовки, а именно мероприятий по дезинфекции и стерилизации; при минимально возможной толщине слоя покрытие электрохирургических инструментов должно выдерживать испытания на электробезопасность (пробой) [7; 8].

Обычно применяемые механические медицинские инструменты (пинцеты, зажимы и др.) изготавливают из нержавеющей стали (типа 12Х18Н9Т, 12Х18Н10Т).

При разработке и изготовлении электрохирургических инструментов к дистальным концам их браншей серебряными припоями (типа ПСр-50) припаивают биполярные электроды, материалом которых являются медь М1, композит медь-молибден [9] и некоторые другие биосовместимые материалы, затем на поверхности: браншей, места пайки и наружных поверхностей электродов наносится изоляционное покрытие.

Для получения разрешительных документов на использование электрохирургических инструментов в операционной нами проведен полный объем испытаний: проверка изоляции электрохирургического инструмента на пробой; проверка стойкости к дезинфекции (проводится перед стерилизацией); проверка стойкости к стерилизации инструментов стерилизующими реагентами; проверка механической стойкости инструмента в случае его свободного падения [7].

Совместно с медицинскими работниками нами исследованы и проверены на образцах живых тканей ряд покрытий электрохирургических инструментов, имеющих характеристики, необходимые для создания многоразовых инструментов для сварки, резки и коагуляции живых тканей, и разрешенных для применения в клинических условиях. В процессе проведения клинических испытаний электрохирургических инструментов придерживались принципов биоэтики, законодательных норм и требований по проведению таких испытаний: Хельсинской декларации (2000 г.); Конституции и Гражданского кодекса Украины (1996 и 2006 г. соответственно); Основ законодательства Украины об охране здоровья 1992 г.; Постановления по клиническим исследованиям Министерства здравоохранения Украины № 66 «Про затвердження порядку проведення клінічних випробувань лікарських засобів та експертизи матеріалів клінічних випробувань і типового положення про комісію з питань етики» (2006 г.); Закона Украины № 3447-IV «Про захист тварин від жорстокого поводження» (2006 г.).

Авторами были изучены литературные данные [10], в которых содержатся рекомендации по материалам, разрешенным к использованию в медицинской практике: полиэтилен, поликарбонаты, полимеры, терифтолат, политетрафторэтилен (тефлон), полипропилен, полиуретаны, цианид-акрил.

Согласно техническим требованиям, предъявляемым к электрохирургическому инструменту медицинского назначения, а также учитывая стоимость и некоторые другие аспекты его применения, из вышеперечисленных видов покрытий реальные эксперименты были проведены только выборочно, на наиболее подходящих из них. Надо отметить, что выбор покрытия электрохирургических инструментов многоразового применения проводили с учетом соблюдения медицинских правил и норм по их применению в медицинской практике. Это служило ориентиром во всех наших экспериментах.

Электрохирургические инструменты с *клеевым покрытием «цианид-акрил»* разработки Института органической химии НАН Украины были испытаны при проведении хирургических операций на крысах и кроликах. Данное покрытие наносится методом полимеризационного окрашивания, не нуждается в последнем нанесении, в связи с чем не возникает прослойки, наличие которых приводит к неравномерности распределения сил сцепления покрытия с основой. Одновременно может быть нанесено однородное покрытие толщиной от 50 до 320 мкм. Первые эксперименты проводили на образцах электрохирургических пинцетов в количестве 20 штук. Был проведен цикл предоперационных процедур по дезинфекции хирургического инструмента с помощью муравьиной кислоты (50 мл муравьиной кислоты из 100 мл перекиси водорода с добавлением дистиллированной воды (весь объем – 5 л). Этот раствор, по нашим данным, наиболее часто применяется в клиниках. После дезинфекции эти инструменты были испытаны в операционной при проведении оперативных вмешательств на животных (крысах). При температуре нагревания биологических тканей 75...85 °С пинцеты выдерживали не больше 3-х операций.

Испытания *тефлоновых покрытий*, нанесенных на электрохирургические инструменты, несмотря на их высокотемпературные характеристики, были неудачными. Сразу после стерилизации нагрев электродов и биологической ткани при прохождении высокочастотного тока приводит к разрушению этих покрытий.

Дальнейшие исследования касались разработки технологии нанесения на электроды и бранши биполярного электрохирургического инструмента защитных кремнийорганических покрытий [11; 12] и проведения соответствующих испытаний. Эти покрытия были разработаны на кафедре химии вяжущих полимеров и композитных материалов Национального университета (КПИ имени Игора Сикорского) под руководством доктора технических наук, профессора В.А. Свидерского.

Двухкомпонентная эмаль ЭКО-501 в качестве покрытия представляет собой суспензию пигментов и наполнителей в синтетическом пленкообразующем модифицированном растворе эпоксидной смолы на основе кремнийорганического лака, которое приводится в твердое состояние с помощью полиэтиленполиамин, имеет все необходимые санитарные разрешения и выпускается серийно. Эмаль ЭКО-501 соответствует техническим и медицинским требованиям, необходимым для изготовления биполярного электрохирургического инструмента.

Для электрохирургических инструментов, работающих в условиях максимальных режимов биполярной высокочастотной коагуляции, резки и сварки больших объемов живых тканей (например, при абдоминальных онкологических операциях), на кафедре химии вяжущих полимеров и композитных материалов Национального университета (КПИ) разработана специальная технология многослойного нанесения покрытия на электроды и бранши электрохирургических инструментов. Для этого использовали *лакокрасочный материал (ЛКМ)*, после нанесения которого производили «запекание» в печи при температуре 1100 °С и долговременную выдержку при комнатной температуре.

Важнейшей характеристикой является адгезия покрытий, которая зависит от многочисленных факторов и обусловлена взаимодействием между молекулами контактирующих тел. При оценке адгезионной прочности решающее значение имеет площадь контакта покрытия с поверхностью деталей медицинского инструмента [13]. Для получения необходимой адгезионной прочности покрытия с основным материалом браншей электроинструмента и электродного материала (не менее 10 МПа) разработана технология нанесения *прослойки окиси циркония* методом микроплазменного напыления на предварительно очищенную поверхность электрохирургического инструмента. Эта прослойка дает возможность обеспечить определенную шероховатость поверхности, на которую наносится *кремнийорганическое покрытие*, увеличивая при этом адгезионную прочность покрытия. Окись циркония характеризуется малым коэффициентом теплового расширения и стойкостью к химическим воздействиям. Прослойка окиси циркония с малым коэффициентом теплового расширения позволяет уменьшить разницу коэффициентов теплового расширения материалов, из которых изготавливается электрохирургический инструмент и его покрытие, что позволяет значительно снизить опасность механического разрушения покрытия. Покрытия электрохирургического инструмента, полученные по описанной выше технологии, также обеспечивают химическую стойкость к стерилизующим и дезинфицирующим растворам, что необходимо при проведении стерилизации электрохирургического инструмента; сохранение диэлектрических свойств при протекании переменного тока напряжением, составляющим 1500 В, в течение 60 секунд; стойкость без разрушения в течение 300 циклов работы высокочастотного аппарата на максимальных режимах при температуре до 120 °С.

Опытная партия электрохирургических инструментов в количестве 50 штук с *покрытием ЭКО-501* опробована на воздействие термических нагрузок при испытаниях на термоциклирование, которые проводились при следующих условиях: нагрев до +300 °С в течение 1 минуты; охлаждение воздухом на протяжении 10 минут (до комнатной температуры). Все электроинструменты выдержали 193 цикла «нагрев – охлаждение», что является достаточно хорошим показателем работоспособности испытанного покрытия.

В качестве возможного покрытия многоцветных электрохирургических инструментов авторами также был испытан *полиэтилен*, который широко применяется в медицинской практике и пищевой промышленности. Полиэтилен наносился на поверхность электрохирургических инструментов в виде суспензии из тонкоизмельченного полимера, растворителя, воды и стабилизатора. Суспензия, подогретая до 260...275 °С, наносилась на инструмент распылением. Основным препятствием, которое не позволяет применить эти покрытия для изготовления многоцветных электрохирургических инструментов, являлось то, что полиэтилен не выдерживает основного требования, предъявляемого к покрытию: размягчается («плавает») при нагревании выше 80 °С.

Несмотря на некоторые отмеченные положительные результаты испытанных авторами покрытий, для производства многоцветного электрохирургического инструмента они оказались непригодными.

При дальнейшем выборе покрытия, соответствующего требованиям производства многоцветного электрохирургического инструмента, нами было выбрано полимерное покрытие «*TIGER-Drilac*» (производства Tiger Coating GmbH Co., Австрия), которое отвечает всем требованиям действующего санитарного законодательства Украины, критериям безопасности, имеет сертификат качества, в котором указаны основ-

ные его характеристики. Срок действия сертификата постоянно обновляется. Механические свойства этого покрытия, температура плавления, химическая стойкость определяются международными нормативами.

Покрытие «TIGER-Drilac» создано на основе насыщенных сложных полиэфиров в композиции с эпоксиполиэфирными смолами, пигментами и наполнителями. Совместно с Институтом химии высокомолекулярных соединений НАН Украины по методике, описанной в [9], были выполнены токсиколого-гигиенические исследования и обобщены их результаты, оформленные в виде доклинических испытаний покрытия «TIGER-Drilac», нанесенного на электрохирургические инструменты (пинцеты). При этом подтверждена безопасность покрытия «TIGER-Drilac» по раздражающему и сенсибилизирующему влиянию на подопытных животных, сделано заключение, что полимерное покрытие «TIGER-Drilac», нанесенное на образцы сварочных биполярных хирургических инструментов (пинцетов), отвечает всем нормативным требованиям, которые предъявляют к данному виду материалов, и является безопасным для применения по назначению, т.е. в медицинской практике.

Для получения свидетельства о государственной регистрации на серийный выпуск сварочного комплекса «Электрокоагулятор высокочастотный сварочный ЕКВЗ-300», в состав которого входят электрохирургические инструменты, проведены квалификационные испытания, и согласно Программе этих испытаний электрохирургический инструмент был проверен по всем действующим санитарным нормам [15; 16].

Проверка устойчивости к дезинфекции электрохирургического инструмента осуществлялась путем погружения инструмента в 0,1%-ный раствор Экотаб-форте (производства фирмы «Новомед», Россия) в течение 1 минуты, с последующей промывкой проточной водой; после этого промывали дистиллированной водой для удаления солевого налета.

Проверка устойчивости к стерилизации электрохирургического инструмента производилась химическими методами путем погружения инструмента в химические растворы:

- 1) инструмент с предварительно нанесенным покрытием погружали в 6%-ный раствор перекиси водорода и выдерживали в течение 6 ч, затем промывали 10-ю литрами стерильной дистиллированной воды;
- 2) инструмент с предварительно нанесенным покрытием замачивали в 1%-ном растворе Экотаб-форте в течение одного часа, промывали 10-ю литрами стерильной дистиллированной воды;
- 3) инструмент с предварительно нанесенным покрытием замачивали в 8%-ном растворе Лизоформин 3000 (производства фирмы «Лизоформ Др. Ханс Роземан ГМБХ») в течение одного часа, промывали 10-ю литрами стерильной дистиллированной воды;
- 4) инструмент с предварительно нанесенным покрытием замачивали в 5%-ном растворе Корзолекс-базик (производства «Боде Хеми ГмбХ») в течение 4-х часов, промывали 10-ю литрами стерильной дистиллированной воды.

В итоге были получены положительные результаты испытаний: после двадцати циклов каждого из проведенных испытаний внешний вид поверхностей электрохирургического инструмента с покрытием «TIGER-Drilac» не изменился.

«Базовый» комплект биполярных электрохирургических инструментов (пинцеты и зажимы) входит в состав сварочного комплекса «Электрокоагулятор высокочастотный сварочный ЕКВЗ-300». Данный комплекс имеет свидетельство о государственной регистрации № 14574/2015, которое удостоверяет, что прошедший процедуру государственной регистрации комплекс в полной мере соответствует всем санитарным и гигиеническим нормам, установленным на территории Украины.

На рисунке 1 представлен сварочный комплекс ЕКВЗ-300 [14].



Рисунок 1. – Сварочный комплекс ЕКВЗ-300

На рисунке 2 показаны в качестве примера серийно выпускаемые биполярные электрохирургические инструменты с покрытием «TIGER-Drylac», предназначенные для применения в составе сварочного комплекса ЕКВЗ-300.

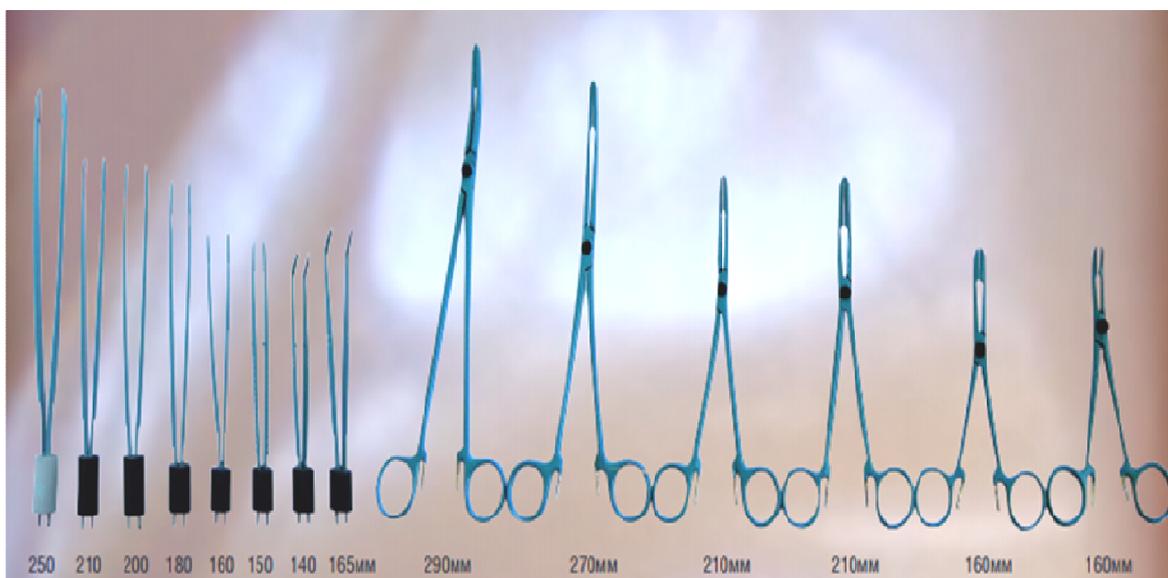


Рисунок 2. – Пример серийно выпускаемых биполярных электрохирургических инструментов

Использование возможностей, предоставляемых новыми технологиями сварки биологических тканей с целью улучшения здоровья человека и качества его жизни, является в настоящее время одним из приоритетных направлений научных исследований ИЭС им. Е.О. Патона совместно с рядом медицинских учреждений Украины, начатых еще в 1990-х годах.

Способ высокочастотной сварки живых тканей, разработанный в ИЭС, показал свою эффективность и успешно используется в медицинской практике уже более 10 лет [17–20]. За это время освоено более сотни различных хирургических методик и успешно выполнено более двухсот тысяч хирургических операций в таких областях, как общая и абдоминальная хирургия, травматология, пульмонология, проктология, урология, маммология, оториноларингология, гинекология, офтальмология и др.

На сегодняшний день, по нашим оценкам, в Украине на аппаратах, разработанных в Институте электросварки им. Е.О. Патона, выполняется в среднем от 15 до 20 тыс. операций в год.

По сравнению с традиционными технологиями, применяемыми в хирургии, способ высокочастотной сварки живых тканей обеспечивает:

- бескровное, быстрое, удобное для хирурга и малотравматичное для пациента выполнение оперативных вмешательств; надежный гемостаз;
- снижение кровопотери (более чем на 50%);
- сокращение продолжительности операций на 20...50%;
- высокую степень невозвращения онкологических процессов (абластичности);
- отсутствие нагноений;
- быструю и полноценную послеоперационную реабилитацию;
- возможность хирургического лечения больных, которые считались неоперабельными [21; 22].

Преимущества этого способа подтверждены многочисленными отзывами хирургов, а также неоднократно отмечались в докладах, представленных на международных научно-практических конференциях [23–29].

По отзывам оперирующих хирургов, *сварочный комплекс ЕКВЗ-300*, выпускающийся серийно в Украине, имеет ряд существенных преимуществ перед традиционно применяемым оборудованием, а покрытие электрохирургических инструментов «TIGER-Drilac» является стойким к химическим реактивам, безопасным как для пациента, так и для оперирующего хирурга.

По результатам проведенных исследований сделаны следующие **выводы:**

- в рамках комплексных исследований, проводящихся в Институте электросварки им. Е.О. Патона по применению токов высокой частоты в хирургии, изучены существующие медицинские, санитарно-гигиенические и технические требования безопасности, касающиеся покрытий электрохирургических инструментов, определен перечень биосовместимых покрытий, отвечающих указанным требованиям;

- совместно с Институтом органической химии, Национальным университетом (КПИ имени Игоря Сикорского) проведены многочисленные эксперименты по испытаниям покрытий медицинских инструментов, рекомендуемых для применения в медицинской практике: цианид-акрил; эпоксикремнийорганическая эмаль (ЭКО-501); специальный лакокрасочный материал (ЛКМ); полиэтилен; порошковое покрытие в композиции с эпоксиполиэфирными смолами «TIGER-Drylac»;

- доказано, что наилучшим покрытием электрохирургического инструмента является «TIGER-Drylac» как отвечающее всем необходимым требованиям и нормативным документам, успешно выдерживающее как механические, так и испытания на предоперационную дезинфекцию и стерилизацию, безопасное для пациента и хирурга;

- экспериментами на образцах биологических тканей и животных показано отсутствие раздражающего и сенсибилизирующего влияния покрытия «TIGER-Drylac», нанесенного на электрохирургический инструмент;

- организован серийный выпуск сварочного комплекса ЕКВЗ-300 «Патонмед» с набором электрохирургических инструментов, имеющих покрытие «TIGER-Drylac», успешно внедряемого в клинику Украины.

ЛИТЕРАТУРА

1. Paton, B.E. Electric Welding of Soft Tissues in Surgery / B.E. Paton // The Paton Welding J. – 2004. – № 9. – P. 6–10.
2. High-Frequency Electric Welding: a Novel Method for Improved Immediate Chorioretinal Adhesion in Vitreoretinal Surgery / N. Umanets [et al.] // Graefes Arch. Clin. Exp. Ophthalmol. – 2014. – Nov 252 (11). – P. 1697–1703.
3. Linchevskyy, O. Sealing Using the Tissue-Welding Technology in Spontaneous Pneumothorax / O. Linchevskyy, A. Makarov, V. Getman // Eur. J. Cardiothorac. Surg. – 2010. – 37(5). – P. 1126–1128.
4. Sydorets, V. Increase of Efficiency of Electrosurgical Tools for Welding of Live Biological Tissues / V. Sydorets, A. Dubko // 2nd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS-2016), Kyiv, Ukraine. – 2016. – P. 236–238.
5. Сварка, резка и термическая обработка живых тканей / Б.Е. Патон [и др.] // Автоматическая сварка. – 2013. – № 10–11. – С. 135–146.
6. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: [//www.karlstorz.com](http://www.karlstorz.com).
7. Вироби медичні електричні. Частина перша. Загальні вимоги безпеки : ДСТУ 3798 (IEC 601-1-88) : Державний Стандарт України.
8. Изделия медицинские электрические : ГОСТ 30324.2. Часть вторая. Частные требования безопасности к высокочастотным электрохирургическим аппаратам.
9. Дубко, А.Г. Усовершенствование электродов электрохирургических инструментов многоразового применения / А.Г. Дубко, Н.А. Чвертко, А.В. Лебедев // Вестник Полоцкого государственного университета, Сер В, Промышленность. Прикладные науки. – 2017. – № 11. – С. 38–42.
10. Волова, Т.Г. Материалы для медицины, клеточной и тканевой инженерии : электрон. учеб. пособие / Т.Г. Волова, Е.И. Шишацкая, П.В. Миронов. – Красноярск : ИПК СФУ, 2009. – 262 с.
11. Пашенко, А.А. Кремнийорганические покрытия для защиты от биокоррозии / А.А. Пашенко, В.А. Сви́дерский. – Киев : Техніка, 1988. – 136 с.
12. Бригинец, Р.В. Физико-механические свойства эпоксикремнийорганических компаундов / Р.В. Бригинец, В.А. Сви́дерский // Вестник НТУУ «КПИ». – Серия «Химическая инженерия, экология и ресурсосбережение». – 2013. – № 1 (11). – С. 47–49.
13. Зимон, А.Д. Адгезия пленок и покрытий / А.Д. Зимон. – М. : Химия, 1977. – 352 с.
14. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://files.nas.gov.ua/NASDevelopmentsBook/PDF/0706.pdf>.
15. Стерилизация и дезинфекция изделий медицинского назначения. Методы, средства, режимы : ОСТ 42-21-2-85.
16. Санитарные правила организации технологических процессов и гигиенические требования к производственному оборудованию : СП 1042-73.
17. Патон, Б.Е. Электрическая сварка мягких тканей в хирургии / Б.Е. Патон // Автоматическая сварка. – 2004. – № 9. – С. 7–11.
18. Максимальна міцність шва при пересіченні артерії за допомогою електрозварювання / С.С. Подпрятков [та ін.] // Серце і судини. – 2006. – № 4. – С. 387–389.
19. Тканесохраняющая высокочастотная электросварочная хирургия. Атлас / под ред. Б.Е. Патона и О.Н. Ивановой. – Киев : Наукова думка, 2009. – 197 с.
20. Применение сварки в хирургии / В.К. Лебедев [и др.] // Сварочное производство. – 2008. – № 11. – С. 23–25.

21. Высокочастотная сварка и термическая обработка живых тканей в хирургии / Б.Е. Патон [и др.] // Наука і практика : міжвідомчий медичний журнал. – 2013. – № 1. – С. 25–40.
22. Стендовые исследования высокочастотной электросварки биологических тканей / Г.С. Маринский [и др.] // Автоматическая сварка. – 2016. – № 12. – С. 41–45.
23. Повышение эффективности работы электродов высокочастотных электрохирургических инструментов / А.Г. Дубко [и др.] // Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах : седьмая междунар. конф. – Одесса, 2014. – С. 34–35.
24. Моделювання фізичних процесів в біологічних тканинах та електродах електрохірургічних інструментів при проходженні через них струму / М.М. Сичик [та ін.] // Сварка и термическая обработка живых тканей. Теория. Практика. Перспективы : девятая междунар. науч.-практ. конф. Киев, ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины. – Киев, 2014. – С. 56–57.
25. Sydorets, V. Mathematical modeling of the current density distribution in a high-frequency electrosurgery / V. Sydorets, A. Lebedev, A. Dubko // 16th International Conference on Computational Problems of Electrical Engineering (CPEE), Lviv, Ukraine, 2015. – P. 215–217.
26. Influence of Skin Effect on Current Flow Through Electrodes of Electro-Surgical Instruments and Biological Tissue / V. Sydorets [et al.] // 15th Biennial Conference on Electronics and Embedded Systems (BEC-2016), Tallinn, Estonia. – 2016. – P. 211–214.
27. Лебедев, А.В. Моделирование контактной микросварки живых тканей / А.В. Лебедев, А.Г. Дубко, С.А. Яровая // Зварювання та термічна обробка живих тканин. Теорія. Практика. Перспективи : XI Міжнар. наук.-практ. конф., Київ, ІЕЗ ім. С.О. Патона НАН України. – Київ, 2016. – С. 43–44.
28. Bondarenko, O. Resistance Welding Control Based On Dilatometry Effect / O. Bondarenko, A. Dubko, T. Khyzhmiak // Topical problems in the field of electrical and power engineering : 16th International Symposium, Parnu, Estonia. – Parnu, 2017. – P. 21–24.
29. Дубко, А.Г. Математичне моделювання електромагнітних процесів, що відбуваються в зварювальних електродах електрохірургічних інструментів / А.Г. Дубко, В.М. Сидорець, Г.С. Маринський // Зварювання та термічна обробка живих тканин. Теорія. Практика. Перспективи : XII Наук.-практ. конф., Київ, ІЕЗ ім. С.О. Патона НАН України. – Київ, 2017. – С. 31.

Поступила 27.06.2018

PECULIARITIES OF USING COATINGS IN THE MANUFACTURE OF ELECTROSURGERIC INSTRUMENTS FOR BIPOLAR HIGH-FREQUENCY WELDING

A. DUBKO, N. CHVERTKO, A. LEBEDEV

A comprehensive study on the use of high-frequency currents in surgical practice is presented. A wide range of equipment, which includes electrosurgical instruments, has been developed. The most important element of the design of such tools is a coating that ensures reliable operation with their reusable use, while meeting a number of medical, sanitary and technical requirements. According to the results of the tests for serial production of reusable electrosurgical instruments selected coating "TIGER-Drylac", which is now successfully used in the manufacture of commercially available electrosurgical instruments for widely used in clinics of Ukraine of the welding set, EKVZ-300 "Patonmed".

Keywords: *high-frequency welding, electrosurgical instruments, chemical resistance of coatings, living biological tissues, biocompatibility; electrical safety.*

УДК 621.793

**ОСОБЕННОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ПОКРЫТИЙ
ИЗ ПСЕВДОСПЛАВОВ МЕТОДОМ ГИПЕРЗВУКОВОЙ МЕТАЛЛИЗАЦИИ**

д-р техн. наук М.А. БЕЛОЦЕРКОВСКИЙ; канд. техн. наук А.В. СОСНОВСКИЙ;
канд. техн. наук А.Н. ГРИГОРЧИК
(Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск);
А.П. ЯЛОВИК
(ОАО «Нефтезаводмонтаж», Новополоцк, Республика Беларусь);
канд. техн. наук, доц. А.В. ДУДАН
(Полоцкий государственный университет)

Исследованы особенности формирования псевдосплавных покрытий методом гиперзвуковой металлизации. Изучены структура и свойства покрытий, полученных одновременным распылением проволок из сталей мартенситного и аустенитного классов. Установлена связь между качеством покрытий, формируемых проволоками с различными температурами плавления, и соотношением их диаметров, а также полярностью подключения проволок к источнику сварочного тока.

Ключевые слова: *псевдосплавы, гиперзвуковая металлизация, структура, триботехнические свойства.*

Введение. Большинство методов газотермического напыления позволяют получать гетерофазные покрытия со структурой и свойствами, присущими композиционному материалу. В процессе гиперзвуковой металлизации (ГМ) двух разных по составу или разнородных проволок [1] формируется многокомпонентное покрытие, в котором частицы каждого из наносимых металлов или сплавов сохраняются индивидуально, хотя при металлизации они и находились в расплавленном состоянии. Подобные многокомпонентные покрытия называют псевдосплавными. Материалы типа псевдосплавов характеризуются рядом важных свойств – сочетанием высоких значений температуры плавления и испарения с механической прочностью, твердостью, демпфирующей способностью, износостойкостью, способностью к самосмазыванию в условиях сухого трения, а также высоким уровнем электро- и теплопроводности [2; 3]. Требуемые свойства псевдосплавов получают путем изменения соотношения компонентов.

Поскольку метод гиперзвуковой металлизации позволяет использовать для нанесения покрытий проволоки из различных сплавов и в достаточно широких пределах изменять диаметры распыляемых проволок, задачей исследования, результаты которого отражены в данной работе, явилось исследование особенностей процесса ГМ псевдосплавов из различных сталей и комбинаций «сталь – цветной металл».

Материалы, оборудование и методики исследований. Псевдосплавы из проволочных материалов наносились с использованием установки для гиперзвуковой металлизации АДМ-10, разработанной в Объединенном институте машиностроения НАН Беларуси [4]. В качестве горючего газа для формирования распыляющего факела использовался пропан. Материал распыляемых проволок: сталь мартенситного класса 40X13, сталь аустенитного класса 12X18H10T, бронза БрАЖ9-4, цинк Ц1, алюминий АМг3.

Электрические параметры металлизации, а также давление пропана и воздуха, подаваемых в камеру сгорания и образующих реактивную распыляющую струю, соответствовали паспортным данным установки АДМ-10.

Металлографические исследования проводились на оптическом микроскопе АЛЬТАМИ МЕТ 1МТ. Исследование фазового состояния напыленного псевдосплава осуществляли на дифрактометре ДРОН-2.0 в монохроматизированном кобальтовом (CoK_α) излучении при напряжении 30 кВ и анодном токе 10 мА. Расшифровка рентгенограмм осуществлялось при помощи программного обеспечения Crystallographica Search-Match с картотекой PDF-2.

Измерения твердости по Виккерсу выполнялись на твердомере DuraScan 20 при нагрузке на индентор (P), равной 10 г и 10 кг.

Триботехнические испытания образцов напыленного сплава проводились на трибометре АТВП. Испытания осуществлялись по схеме возвратно-поступательного движения контактирующих тел при средней скорости взаимного перемещения $\approx 0,1$ м/с в режиме трения без смазочного материала (удельная нагрузка испытаний составляла $p = 1,5$ МПа). При испытаниях использовалось контртело, изготовленное из закаленной стали У8 (800 HV10). Испытания проводились до достижения 20 000 циклов с промежуточными взвешиваниями. Путь трения составлял ≈ 1200 м.

Результаты исследований и их обсуждение. На первом этапе работы были выполнены исследования псевдосплава, получаемого распылением стальных проволок 40X13 и 12X18H10T. Установлено, что формируемое покрытие состоит не только из отдельных частиц мартенситной и аустенитной сталей,

но и из сплавленных частиц, имеющих разный химический состав. В частности, напыленные частицы псевдосплава имеют различное содержание углерода, хрома, никеля, железа и других легирующих элементов, что обуславливает отличия в их физико-механических свойствах.

Усредненный химический состав напыленного методом ГМ псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T представлен в таблице 1. Характерная микроструктура напыленного псевдосплава из высокохромистых сталей показана на рисунке 1.

Таблица 1. – Химический состав напыляемых проволок и усредненный состав напыленного псевдосплава

Материал	Концентрация элементов, масс.%						
	C	Cr	Ni	Ti	Mn	Si	Fe
40X13	0,42	13,2	0,60	0,35	0,40	0,42	основа
12X18H10T	0,12	18,3	10,1	0,80	2,00	0,80	основа
Псевдосплав	0,2...0,3	15,7	3,97	–	0,75	0,44	основа

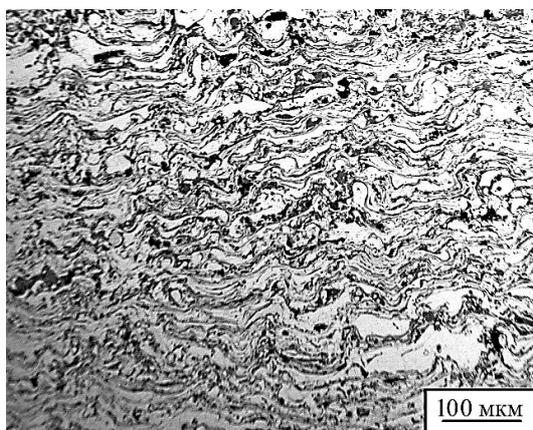


Рисунок 1. – Характерная микроструктура псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T

Фрагмент рентгеновской дифрактограммы от поверхностных слоев псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T представлен на рисунке 2.

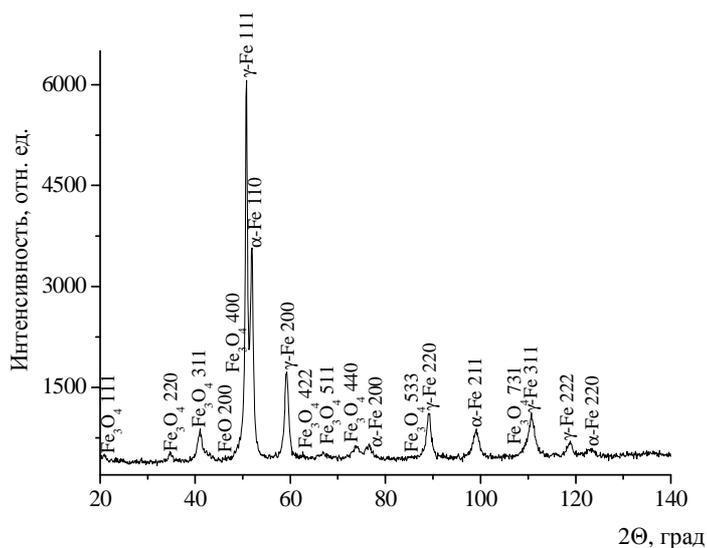


Рисунок 2. – Фрагмент рентгеновской дифрактограммы (CoK α) от поверхностных слоев псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T

Как следует из дифрактограммы, фазовый состав псевдосплава включает в себя: γ -Fe (60 об.%), α -Fe (15 об.%), оксиды Fe_3O_4 и FeO (25 об.%). Повышенное количество аустенита в газотермическом псевдо-

сплаве связано с особыми условиями формирования покрытий при напылении [5], в результате которых протекает изотермическая выдержка напыляемых слоев при температурах, превышающих интервал мартенситного превращения. Кроме этого, дополнительная термическая стабилизация аустенитной фазы в псевдосплаве обеспечивается высоким содержанием в нем никеля (см. таблицу 1). Твердость напыленного псевдосплава составляет $\approx 370 \dots 380$ HV 10, что близко к твердости газотермического покрытия из аустенитной стали 06X19H9T [5].

Результаты триботехнических испытаний псевдосплава из высокохромистых сталей в условиях трения без смазочного материала представлены на рисунке 3. Кроме этого, на рисунке 3 приведены зависимости массового износа от пути трения для газотермических покрытий из сталей 40X13 и 06X19H9T [6].

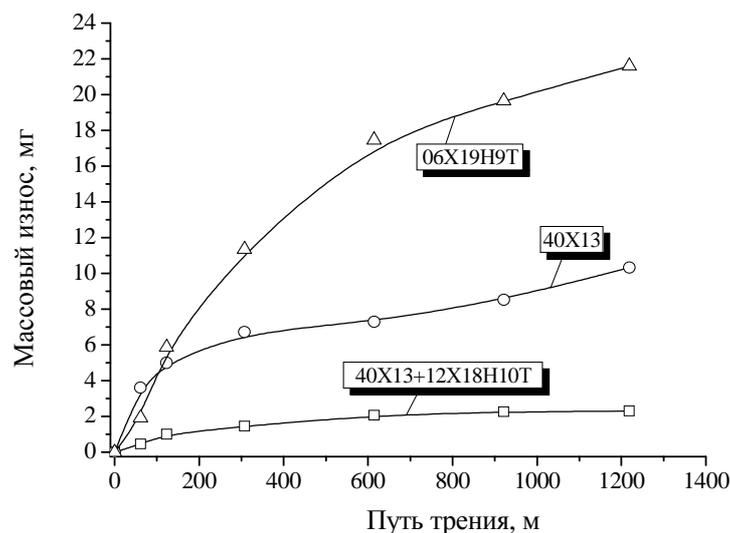


Рисунок 3. – Зависимости массового износа от пути трения для газотермических покрытий из сталей различных классов, а также псевдосплава из высокохромистых сталей

Анализ графиков, представленных на рисунке 3, показывает, что износостойкость при сухом трении псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T примерно в 3,8 раза и в 12,0 раз выше, чем у газотермических покрытий из сталей 40X13 и 06X19H9T, соответственно. При этом интенсивность массового изнашивания полученного гиперзвуковой металлизацией псевдосплава составляет около $1,2 \cdot 10^{-3}$ мг/м. В процессе фрикционного взаимодействия снижается содержание аустенитной фазы в поверхностных слоях псевдосплава до ≈ 45 об.%, а его микротвердость возрастает до ≈ 850 HV 0,01.

Предполагается, что высокая износостойкость псевдосплава из двух сталей 40X13 и 12X18H10T достигается за счет деформационно-активированного $\gamma \rightarrow \alpha$ -превращения, протекающего в процессе трения в поверхностных слоях покрытия (рисунок 4), а также за счет деформационного упрочнения γ -фазы и возможного ее насыщения азотом в процессе напыления [5; 6]. Кроме этого повышенные триботехнические свойства псевдосплава обеспечиваются наличием в нем частиц из мартенситной стали 40X13, которые обуславливают более высокую прочность покрытия. В частности, для случая трения без смазочного материала газотермического покрытия из аустенитной стали 06X19H9T, содержащего близкое количество γ -фазы (≈ 68 об.%), регистрируется повышенный износ (рисунок 3), обусловленный низкими прочностными свойствами напыленных частиц.

Таким образом, можно заключить, что псевдосплав на основе высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T, получаемый методом ГМ, может быть использован при восстановлении-упрочнении большого класса деталей, работающих в присутствии агрессивных сред.

На следующем этапе исследований изучались особенности формирования псевдосплавов: «сталь-алюминий»; «сталь-бронза»; «сталь-цинк»; «бронза – алюминий»; «бронза – цинк»; «алюминий – цинк»; при различном соотношении диаметров распыляемых проволок

В ходе исследования выявлено, что при подключении проволоки из более тугоплавкого материала к положительному потенциалу сварочного источника, использующегося в установке ГМ, равномерность распыления резко возрастала и достигала своего максимума при некотором увеличении диаметра легкоплавкой проволоки относительно тугоплавкой. Вероятней всего, это происходит в силу того, что с катода испускается поток электронов, который переносится на анод. В результате соударения электронов с ионами металла анода и происходит большее тепловыделение, чем на катоде [7].

В представленных ниже результатах проволока из материала, имеющего в выбранной паре большую температуру плавления, подключалась только к положительному полюсу сварочного источника ВДУ-506.

Оценивалась стабильность процесса ГМ и внешнее качество покрытий. Результаты исследований представлены в таблице 2.

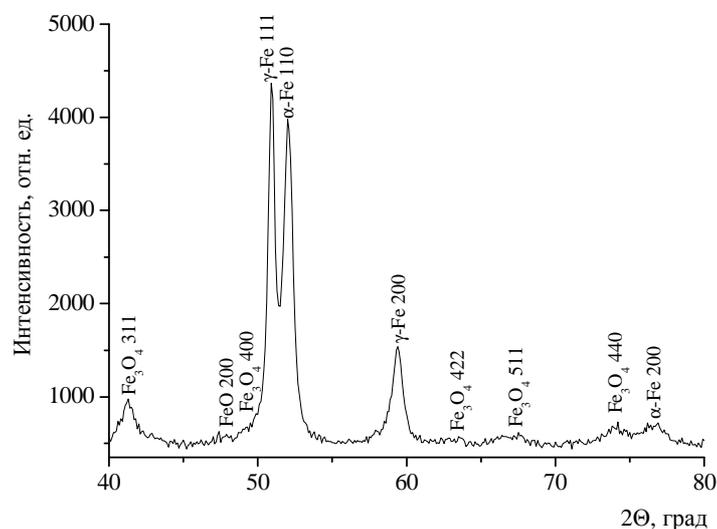


Рисунок 4. – Фрагмент рентгеновской дифрактограммы (CoK α) от поверхностных слоев псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18N10T после трения без смазки при 1,5 МПа

Таблица 2. – Результаты, полученные при гиперзвуковой металлизации псевдосплавов

№	Материал тугоплавкой проволоки	Диаметр тугоплавкой проволоки, мм	Материал легкоплавкой проволоки	Диаметр легкоплавкой проволоки, мм	Результаты металлизации, качество покрытия
1	сталь	2,0	алюминий	1,6	Имеются дефектные участки покрытия
2	то же	2,0	то же	2,0	Имеются дефектные участки покрытия
3	-"	2,0	-"	2,4	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
4	-"	2,0	-"	2,5	Имеются дефектные участки покрытия
5	-"	1,6	-"	1,8	Имеются дефектные участки покрытия
6	-"	1,6	-"	2,0	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
7	-"	2,0	-"	2,0	Процесс не стабилен
8	-"	2,0	бронза	2,0	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
9	-"	2,0	то же	2,2	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
10	-"	2,0	-"	2,5	Процесс не стабилен
11	-"	1,8	-"	2,0	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
12	-"	1,8	-"	2,2	Имеются дефектные участки покрытия
13	-"	2,0	цинк	1,8	Процесс не стабилен
14	-"	2,0	то же	2,0	Процесс не стабилен
15	-"	2,0	-"	2,5	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
16	-"	1,6	-"	1,8	Имеются дефектные участки покрытия
17	-"	1,6	-"	2,0	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>

Окончание таблицы 2

№	Материал тугоплавкой проволоки	Диаметр тугоплавкой проволоки, мм	Материал легкоплавкой проволоки	Диаметр легкоплавкой проволоки, мм	Результаты металлизации, качество покрытия
18	бронза	2,0	алюминий	1,6	Процесс не стабилен
19	то же	2,0	то же	1,8	Имеются дефектные участки покрытия
20	"-	2,0	"-	2,0	Имеются дефектные участки покрытия
21	"-	2,0	"-	2,2	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
22	"-	2,0	"-	2,5	Имеются дефектные участки покрытия
23	"-	1,8	"-	2,0	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
24	"-	1,8	"-	2,5	Имеются дефектные участки покрытия
25	"-	2,0	цинк	1,8	Имеются дефектные участки покрытия
26	"-	2,0	"-	2,0	Процесс не стабилен
27	"-	2,0	"-	2,2	Процесс не стабилен
28	"-	2,0	"-	2,5	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
29	алюминий	2,0	цинк	2,0	Имеются дефектные участки покрытия
30	то же	2,0	то же	2,2	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
31	"-	2,0	"-	2,5	Процесс не стабилен
32	"-	1,8	"-	2,5	Процесс не стабилен
33	"-	1,8	"-	2,0	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
34	"-	1,8	"-	1,8	Имеются дефектные участки покрытия
35	"-	1,6	"-	1,8	<i>Процесс стабилен, качество покрытий хорошее</i>
36	"-	1,6	"-	2,0	Имеются дефектные участки покрытия

В ходе анализа полученных результатов были выделены три характерные группы режимов напыления и качества покрытий. В первую входили покрытия, формирование которых происходило при отсутствии стабильности процесса металлизации (перерывы, «плевки» металла). Покрытия наносились неравномерно, поверхностная пористость находилась в пределах от 3 до 10%, размер открытых пор составил от 8 до 30 мкм.

У следующей группы покрытий процесс нанесения прерывался через каждые 8...12 с, возобновляясь вновь, но при этом на покрытии образовывались дефектные участки (наплывы) из больших кусков (от 40 до 100 мкм) расплавленного материала проволок.

Третья группа характеризовалась стабильностью процесса гиперзвуковой металлизации, равномерностью формирования покрытий, низкой пористостью ($\leq 3\%$).

При математической обработке результатов получена эмпирическая зависимость между диаметром распыляемых проволок и их температурой плавления, которая описывается следующим выражением:

$$d_n/d_T = (T_T / T_n)^{0,25},$$

где d_n , T_n – соответственно диаметр (мм) и температура плавления ($^{\circ}\text{C}$) более легкоплавкой проволоки, мм; d_T , T_T – диаметр (мм) и температура плавления ($^{\circ}\text{C}$) более тугоплавкой проволоки.

Отмечено также, что при распылении только сжатым воздухом (схема традиционной электродуговой металлизации) диапазон диаметров проволок, обеспечивающих стабильный процесс, несколько расширяется, что можно объяснить большей «чувствительностью» процесса гиперзвуковой металлизации, обусловленной высокими динамическими параметрами струи.

Заключение

Исследовано структурно-фазовое состояние и трибомеханические свойства покрытий псевдосплава из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T, полученного гиперзвуковой металлизацией. Установлено, что псевдосплав содержит аномально высокое количество γ -фазы (≈ 60 об.%), что вероятно связано с повышенным содержанием в нем никеля, обеспечивающего термическую стабилизацию аустенитной фазы, а также особыми условиями формирования ГМ покрытий.

Показано, что псевдосплав из высокохромистых сталей 40X13 и 12X18H10T характеризуется сравнительно невысокой твердостью 370...380 HV 10 и при этом повышенной износостойкостью в режиме трения без смазочного материала. Интенсивность массового изнашивания псевдосплава составляет $1,2 \cdot 10^{-3}$ мг/м, что соответственно в 3,8 и 12,0 раз выше, чем у газотермических покрытий из сталей 40X13 и 06X19H9T. Высокая износостойкость псевдосплава из высокохромистых сталей достигается за счет протекания в его поверхностных слоях деформационно-активированного $\gamma \rightarrow \alpha$ -превращения, придающего им повышенную микротвердость и износостойкость, а также за счет деформационного упрочнения γ -фазы. Кроме этого, дополнительный вклад в упрочнение псевдосплава может вносить насыщение его азотом в процессе напыления.

Установлено, что при одновременном распылении проволок из материалов с различной температурой плавления («сталь-алюминий»; «сталь-бронза», «сталь-цинк», «бронза-алюминий», «бронза-цинк»; «алюминий-цинк») методом гиперзвуковой металлзации, равномерность процесса и качество покрытий достигали максимума при подключении проволоки из более тугоплавкого материала к положительному потенциалу сварочного источника, использующегося в установке ГМ.

Отмечена связь качества покрытий с соотношением диаметров распыляемых проволок из материалов с различной температурой плавления. Получена эмпирическая зависимость между диаметрами распыляемых при гиперзвуковой металлзации проволок и их температурой плавления.

ЛИТЕРАТУРА

1. Восстановление валов нанесением комбинированных покрытий гиперзвуковой металлзацией / М.А. Белоцерковский [и др.] // Вестник Полоцкого государственного университета. Сер. В, Промышленность. Прикладные науки. – 2017. – № 11. – С. 79–83.
2. Леонов, В.В. Материаловедение и технология композиционных материалов / В.В. Леонов, О.А. Артемьева, Е.Д. Кравцова ; СГОУВПО «Сибирский федеральный университет». – Красноярск, 2007. – 238 с.
3. Вигилянская, Н.В. Газотермическое напыление псевдосплавных покрытий / Н.В. Вигилянская, Ю.С. Борисов, И.А. Демьянов // Автоматическая сварка. – 2012. – № 1. – С. 48–55.
4. Белоцерковский, М.А. Перспективные материалы и технологии : в 2-х т. ; под ред. В.В. Клубовича. Т. 1. Гл. 9 / М.А. Белоцерковский, А.В. Сосновский, Д.И. Трусов // Исследование процесса гиперзвуковой металлзации стальных износо- и коррозионностойких покрытий. – Витебск : УО «ВГТУ», 2017. – С. 127–143.
5. О природе формирования метастабильной аустенитной структуры при газотермическом напылении высокохромистой стали мартенситного класса 95X18 / В.А. Кукареко [и др.] // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2017. – Т. 13, № 7 (151). – С. 318–322.
6. Влияние ионно-лучевого азотирования на структурно-фазовое состояние и триботехнические свойства экономичных газотермических покрытий из проволочных сталей различных классов / В.А. Кукареко [и др.] // Трение и износ. – 2013 (34). – № 6. – С. 621–627.
7. Мотяхов, М.Ф. Электродуговая сварка металлов / М.Ф. Мотяхов. – М. : Высш. шк., 1975. – 232 с.

Поступила 29.06.2018

FEATURES OF COATINGS OF PSEUDOPLANES METHOD OF HYPERSONIC METALLIZATION

*M. BELOTSERKOVSKY, A. SOSNOVSKIY, A. GRIGORCHIK,
A. ELOVIC, A. DUDAN*

The features of the formation of pseudo-alloy coatings by hypersonic metallization are investigated. The structure and properties of coatings obtained by simultaneous spraying of wires from martensitic and austenitic steels are studied. The connection between the quality of coatings formed by wires with different melting temperatures, and the ratio of their diameters, as well as the polarity of the wires to the welding current source is established.

Keywords: *pseudoplane, hypersonic metallization, structure, tribological properties.*

ХИМИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

УДК 665.766.4

ИННОВАЦИОННЫЕ ИДЕИ МОДЕРНИЗАЦИИ ПРОЦЕССА АЛКИЛИРОВАНИЯ ФЕНОЛА С ЦЕЛЮ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА АЛКИЛАТА

канд. хим. наук, доц. С.В. ПОКРОВСКАЯ; Е.Я. КОРБУТ
(Полоцкий государственный университет)

Рассмотрены основные направления модернизации проведения процесса алкилирования фенола на СООО «ЛЛК-Нафтан». Показаны теоретические основы процесса алкилирования фенола, а также перспективные направления совершенствования технологий производства алкилфенола. В рамках модернизации с целью улучшения качества целевого продукта предложена замена алкилирующего агента тетрамеров пропилена на альфа-олефины, рассмотрена перспектива замены макропористого сульфокатионитного катализатора на более эффективный цеолитсодержащий катализатор морденит, обладающий улучшенными физико-химическими и эксплуатационными характеристиками. Рассмотрена возможность ввода нового оборудования в эксплуатацию, а именно выпарного аппарата перед блоком разгонки алкилфенола, для улучшения качества разделенной продуктовой смеси.

Ключевые слова: нефтехимическая промышленность, производство фенольных присадок, алкилирование фенола, цеолитсодержащие катализаторы, сульфокатионные катализаторы.

Одна из актуальных задач, поставленных перед белорусскими и российскими производителями масел, – улучшение качества смазочных масел с целью обеспечения длительной и безотказной работы транспорта, технологического оборудования и современных энергетических установок.

Для обеспечения эффективной работы смазочные материалы должны обладать определенными свойствами, например, иметь соответствующую вязкость, высокую прочность пленки, малую коррозионность и низкую температуру застывания, обладать хорошими антифрикционными, моющими и диспергирующими свойствами, быть нетоксичными [1]. С целью улучшения химмотологических свойств в базовые масла вводят присадки (добавки) различного функционального действия. В связи с этим у производителей масел в центре внимания применение новых, а также совершенствование существующих технологий получения присадок к моторным маслам, что является наиболее прогрессивным и экономически выгодным способом получения высококачественных моторных масел отечественного производства. В связи с возросшими требованиями к качеству смазочных масел и прогрессом в области моторо- и машиностроения наиболее перспективный путь производства моторных масел – использование при их приготовлении пакетированных присадок различного функционального действия. Поэтому в последние годы ведущие зарубежные фирмы по производству масел и присадок для них поставляют на мировой рынок не отдельные присадки, а готовые пакеты присадок.

Специалистами производства СООО «ЛЛК-Нафтан» разрабатываются перспективные комплексные программы, направленные на совершенствование технологии производства присадок. Существующая технологическая схема производства позволяет вырабатывать широкий спектр присадок с разными функциональными свойствами, использование которых позволяет вырабатывать практически все основные группы моторных масел, применяемых в технике. Одним из основных направлений развития присадок собственного производства в СООО «ЛЛК-Нафтан» является применение в качестве сырья для алкилфенольных присадок додецилфенола, который, в свою очередь, целесообразнее всего получать, используя в качестве сырья фенол и альфа-олефины.

Алкилирование фенола, как и других ароматических соединений, протекает через стадию присоединения протонированного алкилкатаиона к sp^2 -гибридизированному атому углерода в ароматическом ядре с образованием карбкатиона (σ -комплекса), как показано на рисунке 1.



Рисунок 1. – Образование карбкатиона

Считают, что образование алкилфенола протекает далее, как и при традиционном алкилировании ароматических углеводородов, в ядро в результате быстрого отщепления протона от указанного ком-

плекса (рисунок 2). Однако для σ -комплексов вышеуказанного типа характерна высокая подвижность протона в гидроксильной группе. Поэтому они склонны к его отщеплению с образованием нейтрального алкилциклогексадиена, перегруппирующегося в алкилфенол (рисунок 3).

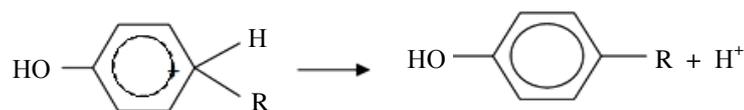


Рисунок 2. – Отщепление протона от σ -комплекса



Рисунок 3. – Образование нейтрального алкилциклогексадиена, перегруппирующегося в алкилфенол

Промежуточное образование алкилциклогексадиена считается отличительной чертой механизма алкилирования фенола и других реакций электрофильного замещения в фенолах.

Лимитирующей стадией реакции алкилирования фенола является, как правило, образование карбкатиона. Образование циклогексадиена идет синхронно с электрофильной атакой фенола алкилкатионом. Если синхронность нарушается, то образуются алкилфеноловые эфиры, которые под действием кислот легко перегруппировываются (изомеризируются) в алкилфенолы (рисунок 4).

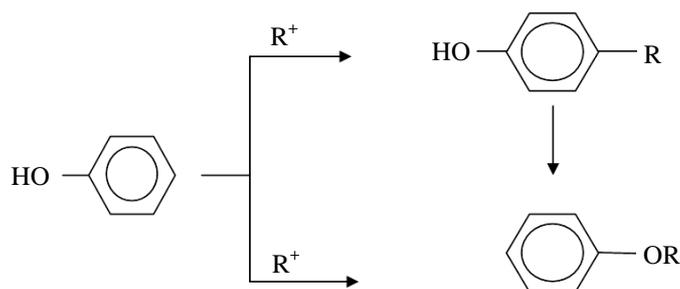


Рисунок 4. – Образование алкилфенола

Взаимодействие молекулы фенола с электрофильным карбкатионом олефина проходит через стадию образования промежуточного комплекса. Энергия активации реакции, проходящей через переходное состояние, подобное пара-бензохинону, меньше, чем орто-бензохинона, вследствие этого пара-замещение протекает быстрее, чем орто-замещение.

На соотношение скоростей этих реакций существенное влияние оказывает структура олефина.

Алкилирование протекает последовательно с образованием моно-, ди- и триалкилфенолов. Известно, что вследствие эффекта сопряжения, вызываемого гидроксильной группой, электронная плотность в ароматическом ядре фенола повышена в орто- и пара-положениях. Поэтому первичная атака ядра алкилкатионом должна быть направлена именно в эти положения. В больших количествах получают пара-замещенные алкилфенолы по сравнению с орто-замещенными изомерами. Поэтому с повышением активности катализатора, температуры и продолжительности реакции доля пара-изомера может возрасти от 60...80 до 95% и более за счет такой изомеризации.

При последовательном введении алкильных групп первая стадия протекает быстрее второй, а последняя, в свою очередь, быстрее третьей. На состав продуктов также влияет реакция переалкилирования между полиалкилфенолом и фенолом. С повышением активности катализатора, температуры и продолжительности реакции содержание моноалкилфенолов в получаемой смеси значительно возрастает. Поэтому для получения моноалкилфенолов соотношение исходных компонентов берут эквимолярное или с небольшим избытком фенола, а для получения диалкилфенола требуется избыток олефина.

Нежелательными, но неизбежными реакциями в процессе алкилирования являются: образование эфиров фенолов, выход которых в неблагоприятных условиях может достигать 50% на сырьё; полимеризация олефинов. Общим методом подавления этих реакций является понижение температуры, поскольку реакция алкилирования имеет самую низкую энергию активации (около 21 кДж/моль), и снижение концентрации олефина.

Таким образом, скорость и селективность процесса алкилирования фенола зависит от ряда факторов:

- типа и активности катализатора;
- структуры используемого олефина;
- соотношения исходных компонентов;
- технологических факторов, таких как температура, продолжительность реакции, наличие растворителя и др. [2].

Процесс производства алкилфенола и додецилфенола состоит из стадий приготовления реакционной смеси, алкилирования фенола тетрамерами пропилена на катионообменном катализаторе, фракционирования додецилфенола. Однако использование сульфокатионита вводит значительные ограничения в технологию ведения процесса алкилирования: максимальная температура в реакторе 120 °С вследствие отрыва кислотных активных сульфогрупп от дивинилстирольной матрицы; меньшая селективность реакции синтеза монододецилфенола, следовательно, снижается качество целевого продукта.

Анализ патентной литературы идентифицировал возможность усовершенствования процесса получения додецилфенола путём замены низкотемпературной катионной смолы на более термически устойчивые цеолиты типа морденит. Вследствие пористой структуры цеолита с определённым размером каналов возрастает селективность целевой реакции синтеза монододецилфенола. Монододецилфенолы при дальнейшей реакции с пентасернистым фосфором и последовательной нейтрализацией цинковыми белилами образуют присадку ВНИИ НП-353, от стерической ориентации которой зависит возможность дальнейшего синтеза присадок с более сложной структурой.

Важно отметить влияние фактора чёткости разделения продуктовой смеси из реактора, так как именно по содержанию примесей оценивают пригодность использования продукта для синтеза присадок. Патентный поиск литературы определил возможность установки выпарного аппарата для разгрузки колонн блока алкилирования по фенолу и предотвращения термодеструкции, уменьшения кислотных отложений.

Рассмотрена возможность замены сырья – в качестве алкилирующего агента целесообразно использование альфа-олефинов, которые имеют тенденцию к присоединению в п-положение в кольце молекулы фенола, а также исключают образование дидодецилфенолов.

Целевым продуктом реакции алкилирования является монододецилфенол. В процессе важную роль играет вид алкилирующего агента. Необходимо, чтобы селективность реакции образования монододецилфенола увеличилась. При алкилировании тетрамерами пропилена выход целевого продукта достигает 42% на продукт [3].

В таблице 1 приведены сравнительные характеристики альфа-олефинов и тетрамеров пропилена.

Таблица 1. – Характеристики альфа-олефинов и тетрамеров пропилена

Свойство	Альфа-олефины (C ₁₂)	Тетрамеры пропилена
Внешний вид	Прозрачная жидкость без механических примесей	Прозрачная жидкость с желтоватым оттенком
Плотность при 20 °С, г/см ³	0,76	0,785
Фракционный состав:		
- начало кипения, °С	–	170
- конец кипения, °С	–	215
Содержание олефинов, % масс.:		
- C ₁₂	98,0	94,0
- выше C ₁₂	1,0	5,0
- ниже C ₁₂	1,0	1,0
Содержание влаги, % масс.	0,0100	0,05
Бромное число (г) Br ₂ /100 г	83...95	110...120

Можно сделать вывод о целесообразности использования альфа-олефинов в качестве алкилирующего агента, так как исходя из стерического фактора синтеза целевого продукта додецилфенола вероятность получения п-додецилфенола даёт возможность для синтеза в дальнейшем присадки ВНИИ НП-353 как сырья для последующего получения присадок ВНИИ НП-354 и ВНИИ НП 714. Плотность альфа-олефинов фракции C₁₂ ниже, чем тетрамеров пропилена, следовательно, уменьшатся затраты на смешение исходных реагентов для алкилирования, уменьшатся энергетические затраты на процесс. С экологической точки зрения более выгодно алкилирование альфа-олефинами – за счёт длинных углеводородных хвостов додецилфенол на 60% быстрее разлагается, чем додецилфенол, полученный при алкилировании тетрамерами пропилена [4].

Более того, согласно данным [5], при алкилировании ароматических углеводородов α-олефинами с 10...14 атомами углерода ароматические углеводороды с длинными боковыми цепями имеют значи-

тельно более высокий выход 2-фенильного изомера, который является предпочтительным вследствие того, что углеводородные хвосты в результате дальнейшего сульфирования вещества придают моющие свойства и свойство солюбилизации.

Также было замечено, что алкилирование фенола α -олефинами с длинной углеродной цепью имеет ряд проблем. Чем больше длина углеводородного хвоста α -олефина, тем меньшая объёмная скорость необходима, так как растворимость реагентов уменьшится соответственно. Поскольку α -олефины хуже смешиваются с жидким алкилфенолом, существует необходимость в установке предварительного смесителя сырья перед мешалкой. В дополнение отметим, что использование длинноцепочечных α -олефинов как реагентов может привести к формированию коксовых отложений на поверхности катализатора. Чем выше молекулярная масса α -олефина, тем сложнее контролировать образование вторичных продуктов, а именно дидодецилфенолов.

Однако имеются и положительные стороны использования α -олефинов в качестве алкилирующего агента: большая конверсия сырья, селективность реакции образования монододецилфенола и срок службы катализатора также увеличиваются.

Согласно источнику [6], мольное отношение α -олефинов к фенолу составляет от 10:1 до 3:1; α -олефинов к катализатору – от 20:1 до 2:1; выход монозамещённых ароматических углеводородов 80%, среди которых 70% алкилированы в пара-положение. Температура в реакторе может варьироваться от 20 до 260 °С, при этом предпочтительны температуры в диапазоне от 100 до 170 °С. В качестве катализатора рассматривается морденит с размерами пор 6,7...7,5 Å.

Предлагается в качестве сырья для получения α -олефинов использовать этилен, производимый на ОАО «Полимир». Этилен направляется на установку для производства полиальфа-олефинов с применением реакции Фриделя – Крафтса на катализаторе трифторид бора и спиртов в качестве сокатализаторов (рисунок 5).

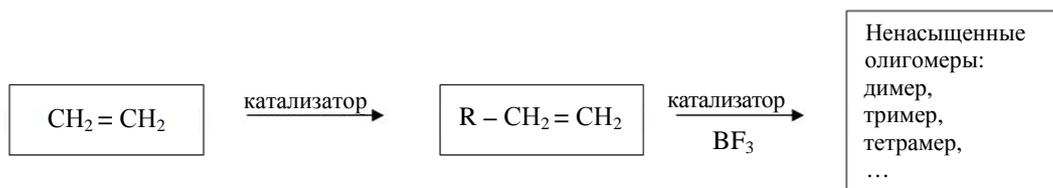


Рисунок 5. – Первая стадия производства полиальфа-олефинов

Следующая стадия производства заключается в гидрогенизации ненасыщенных олигомеров, что достигается введением классических катализаторов, например, никеля на кизельгуре или палладия на носителе, в качестве которого выступает оксид алюминия Al_2O_3 (рисунок 6).

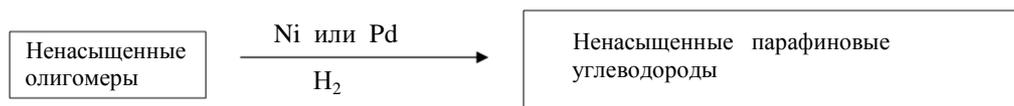


Рисунок 6. – Вторая стадия производства полиальфа-олефинов

На третьей, последней стадии насыщенные олигомеры подвергают перегонке. Приведенная технология используется ОАО НИЖНЕКАМСКНЕФТЕХИМ при производстве фракции альфа-олефинов C_{12} и C_{14} [7].

На основании проведенных исследований [8–11] рациональным является решение установки выпарного аппарата после мешалки для отделения от реакционной массы высококипящих примесей и сульфокислот.

Сущность способа получения пара-трет-бутилфенола и устройства для его осуществления иллюстрируется схемой на рисунке 7.

Предлагаемый способ получения пара-трет-бутилфенола высокого качества включает:

- алкилирование фенола изобутиленом на гетерогенном сульфокатионитном катализаторе;
- отделение высококипящих примесей от реакционной массы, состоящей из фенола, пара-трет-бутилфенола, ОТБФ, 2,4-ди-трет-бутилфенола и высококипящих примесей, путем ее пленочного испарения;
- разделение реакционной массы методом вакуумной ректификации в трех колоннах с выделением в первой колонне части фенола, во второй – фенола и орто-трет-бутилфенола, которые рециркулируют на стадию алкилирования, в третьей – пара-трет-бутилфенола в виде дистиллята и смеси 2,4-ди-трет-бутилфенола и остаточного пара-трет-бутилфенола в виде кубового остатка, который рециркулирует на стадию алкилирования фенола изобутиленом.

Для предотвращения попадания пара-трет-бутилфенола в вакуумсоздающее оборудование и последующей забивки оборудования при его кристаллизации на вакуумной линии осуществляют абсорбционное улавливание несконденсировавшихся паров пара-трет-бутилфенола.

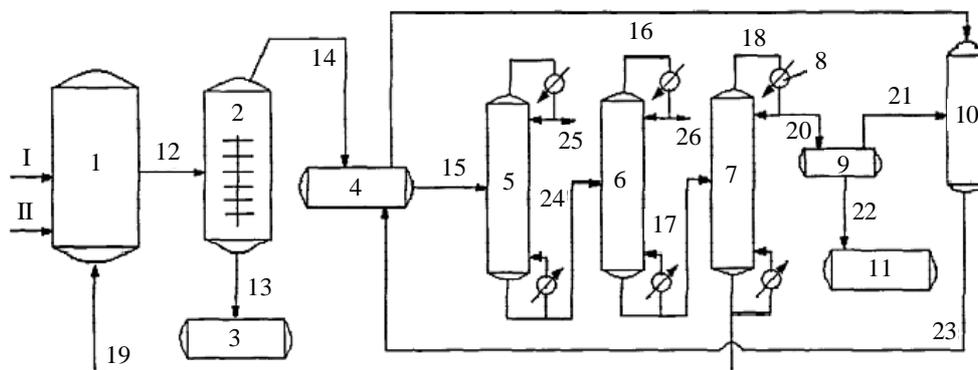


Рисунок 7. – Схема получения продукта алкилирования с применением выпарного аппарата

Устройство для осуществления указанного способа содержит: реактор алкилирования 1 фенола изобутиленом на гетерогенном сульфокатионитном катализаторе, снабженный трубопроводом 12 вывода реакционной массы; первую и вторую колонны вакуумной ректификации 5 и 6, соединенные трубопроводом 24; трубопроводы 25, 26 вывода рециркулирующих потоков дистиллята, соединенные с реактором алкилирования 1. Реактор алкилирования 1 трубопроводом 12 вывода реакционной массы соединен с пленочным испарителем 2, оборудованным емкостями приема кубового остатка 3 и дистиллята 4, соединенными с пленочным испарителем 2 дополнительными трубопроводами 13 и 14; приемник 4 дистиллята пленочного испарителя 2 другим трубопроводом 15 соединен с первой ректификационной колонной 5; вторая ректификационная колонна 6 соединена трубопроводом 17 с дополнительной третьей ректификационной колонной 7, кубовая часть которой, снабженная трубопроводом 19 вывода рециркулирующего потока, соединена с реактором алкилирования 1, а верхняя часть снабжена трубопроводом 18 вывода паров товарного продукта, соединенным с дефлегматором 8, который соединен трубопроводом 20 с сепаратором 9. Сепаратор соединен трубопроводом 22 с емкостью 11 приема товарного пара-трет-бутилфенола и дополнительным трубопроводом 21 с абсорбером 10, нижняя часть которого соединена трубопроводом 23 с емкостью 4 приема дистиллята пленочного испарителя.

Осуществление способа *получения пара-трет-бутилфенола* поясняется в нижеприведенном примере с использованием устройства для его осуществления.

В реактор алкилирования 1 загружают изобутилен и фенол, возвратные фенол и орто-трет-бутилфенол по трубопроводам 25 и 26, выделяемые в ректификационных колоннах 5 и 6 в виде дистиллята, по трубопроводу 19 – кубовый остаток ректификационной колонны 7. Реакционную массу по трубопроводу 12 подают в выпарной аппарат, в котором происходит отделение от остальных продуктов, выводят по трубопроводу 13 в емкость приема кубового остатка 3, а дистиллят по трубопроводу 14 в емкость 4. Использование пленочного испарения для предотвращения попадания вторичных продуктов на стадию вакуумной ректификации, присутствие которых приводит к снижению качества товарного продукта, позволяет также проводить реакцию алкилирования при меньшем избытке фенола по отношению к изобутилену, так как в этих условиях наблюдается больший выход товарного пара-трет-бутилфенола, нежели в ближайшем аналоге, и нет надобности ограничивать образование побочного продукта 2,4-ди-трет-бутилфенола, который возвращают в качестве рецикла в реактор алкилирования 1.

Разделив в емкости 4 реакционную массу на две части, одну подают на орошение абсорбера 10 по трубопроводу 16, а большую направляют через трубопровод 15 на ректификацию в три последовательно работающие ректификационные колонны 5, 6 и 7. Дистиллят колонн 5, 6, состоящий из фенола и орто-трет-бутилфенола, по трубопроводам 25 и 26 подают обратно в реактор алкилирования. Благодаря тому, что кубовый остаток колонны 7, представляющий собой смесь 2,4-ди-трет-бутилфенола и пара-трет-бутилфенола, не содержит вторичных продуктов, его направляют обратно на стадию алкилирования по трубопроводу 19 с целью повышения выхода целевого продукта. Дистиллят колонны 7, содержащий пара-трет-бутилфенол высокого качества, конденсируют в дефлегматоре 8, соединенном с колонной трубопроводом 18, далее его направляют по трубопроводу 20 в сепаратор 9, где происходит разделение жидкой части и несконденсировавшихся паров. Из сепаратора по трубопроводу 22 жидкую часть подают в емкость 11 приема товарного пара-трет-бутилфенола, и по трубопроводу 21 несконденсировавшиеся пары пара-трет-бутилфенола поступают в абсорбер 10, где происходит их улавливание. Тем самым уда-

ется избежать потерь товарного продукта и обеспечить стабильную работу вакуумсоздающего оборудования. Кубовую часть абсорбера выводят по трубопроводу 23 в емкость 4.

Предлагаемая группа изобретения позволяет получить товарный продукт, очищенный от примесей, снижающих его основные характеристики, такие как концентрация основного вещества, температура кристаллизации и цветность, что, в свою очередь, позволяет использовать его в фармацевтической промышленности и производстве различных полимеров и пластификаторов, и повысить выход целевого продукта [8].

Актуальной проблемой в нефтеперерабатывающей и нефтехимической промышленности является повышение качества производимой продукции и снижение энергопотребления технологических процессов. С этой целью на предприятии «ЛЛК-Нафтан» проводится ряд мероприятий инновационного характера. В их число входило совершенствование промежуточной стадии синтеза присадки ВНИИ НП 353 – процесс алкилирования фенола тетрамерами пропилена [12].

Принимая во внимание, что взаимодействие фенола и тетрамера пропилена происходит на каталитических центрах, расположенных главным образом внутри гранул сульфокатионита (в его порах), применение сульфокатионитов с гелевой структурой гранул типа КУ-2-8 нецелесообразно.

Из выпускаемых промышленностью в странах СНГ макропористых сульфокатионитов наиболее отвечающим предъявляемым требованиям является макропористый сульфокатионит КУ-23 10/60 ГОСТ 20298, имеющий радиус пор 250...600 Å. Такой размер пор обеспечивает высокую скорость диффузии реагентов (фенол и тетрамер пропилена) к активным (каталитическим) центрам и обратную диффузию продуктов реакции (моно- и ди-додецилфенолов), что обеспечивает высокую скорость превращения исходных реагентов в целевой продукт.

Сульфокатионит КУ-23 10/60 обладает особенностью, отличающей его от других макропористых сульфокатионитов марки КУ-23. При большом радиусе пор последние имеют малый суммарный объем 0,25...0,3 см³. Это обусловлено наличием так называемой «скрытой пористости», то есть суммарный объем пор может значительно увеличиваться при переходе сульфокатионита в рабочее (набухшее фенолом) состояние. Эта особенность сульфокатионита КУ-23 10/60 снижает по сравнению с другими макропорами смолообразование в процессе алкилирования и обеспечивает значительный срок службы катионита [13].

Как альтернативные рекомендуются: импортный катионит Purolite CT-175; катионит КУ-23-15/100 и КУ-23-30/100. В таблице 2 представлены физические характеристики сульфокатионитов.

Таблица 2. – Физические характеристики сульфокатионитов

Тип катионита	Удельная поверхность, м ² /г	Суммарный объем пор, см ³ /г	Полная обменная емкость, мг-экв./г	Средний эффективный радиус пор, Å
КУ-2.8	≤ 0,1	0,018	2,5	7...13
КУ-23, 30/100	55...70	0,6...0,8	3,5	200...300
КУ-23, 15/100	30...40	0,4...0,6	4,2	290...400
КУ-23, 10/60	10...15	0,2...0,3	3,6...4,0	300...480
Purolite CT-175	30	0,5	4,1	650

Молекулярные сита, которые пригодны в качестве катализатора, должны иметь размер пор 6,7...7,5 Å и иметь соотношение кремний:алюминий от 30:1 до 2:1. Морденит в частично или полностью кислотной форме может быть использован для процесса алкилирования. Первоначально морденит реализовывается в аммонийной форме, но при 500 °С цеолит полностью теряет свою кислотную функцию. Цеолиты с меньшим размером пор, такие как ZSM-5, ZSM-11, размер пор которых составляет 5,4 Å, не проявляют каталитической активности в реакциях алкилирования ароматических углеводородов. Цеолиты с большим размером пор (13 Å), чем у мордерита, такие как У-цеолиты, имеют высокую реакционную способность, но меньшую селективность в реакциях алкилирования [6].

Таким образом, в качестве катализатора в процессе алкилирования фенола альфа-олефинами принят морденит CBV-21A. В таблице 3 приведены основные характеристики видов данного катализатора [14].

Таблица 3. – Характеристика цеолита морденит

Катализатор	Мольное соотношение SiO ₂ /Al ₂ O ₃	Номинальная катионная форма	Na ₂ O% масс.	Площадь поверхности, м ² /г
CBV-10ADS	13	Натрий	6,6	425
CBV-21A	20	Аммиак	0,08	500

Заключение. На основании результатов проведенного исследования выбраны и обоснованы основные направления модернизации блока алкилирования фенола олефинами:

- замена алкилирующего агента;
- замена катализатора процесса алкилирования фенола;
- установка выпарного аппарата перед блоком отделения продуктовой смеси.

ЛИТЕРАТУРА

1. Золотов, А.В. Композиция гетероорганических соединений как антиокислительная и трибологически активная присадка к моторным маслам с улучшенными экологическими свойствами : дис. ... д-ра хим. наук : 02.00.13 / А.В. Золотов. – М., 2014. – 115 л.
2. Korbut, A. Mechanisms of alkylation / A. Korbut // Electronic collected materials of X Junior Researchers' Conference (Novopolotsk, May 10–11, 2018). – 1 электрон. опт. диск (CD-ROM).
3. Промышленный технологический регламент по процессу алкилирования цеха алкилфенольных присадок СООО «ЛЛК-Нафтан» ТР-2010-01-2.
4. Манг, Т. Смазки. Производство, применение, свойства. Справочник / Т. Манг, У. Дрезель ; пер. 2-го англ. изд. под ред. В.М. Школьникова. – СПб. : ЦОП «Профессия», 2010. – 944 с.
5. Process and system for alkylation of aromatic compounds : Pat. US 6315964. Unated States Patent. Date of Patent nov.13.2001 / John F. Knifton ; Prakasa Rao Anantanenl, both of Austin ; Melvin Stockton, Georgetown, all of TX (US).
6. Alkylation of aromatics with alpha-olefins : Pat. US 4731497. United States Patent. Date of Patent nov.15.1998 / Roger A. Grey, West Chester, Pa. Atlantic Richfield Company, Los Angeles, Calif.
7. Kumar, G. New Polyalphaolefin Fluids for Speciality Applications / G. Kumar, R.L. Shubkin // Lubricants Engineering. – 1993. – P. 723–725.
8. Способ получения пара-трет-бутилфенола и устройство для его осуществления : пат. RU 2502718 / Б.С. Стрельчик, И.В. Соглаев, А.К. Сендель, А.А. Никулин, Т.Н. Нестерова, И.О. Воронин, А.Д. Агафонов. – Оpubл. 27.12.2013.
9. Патент США : US 3422157, н. кл. 260-624. – Оpubл. 14.01.69.
10. Описание к авт. св. СССР № 979319, МКИ С07С 39/06, С07С 37/34. – Оpubл. 07.12.82.
11. Способ выделения пара-трет-бутилфенола из реакционной смеси и устройство для его осуществления : пат. RU № 2176633 / А.Д. Агафонов, Л.П. Кривова, А.С. Малиновский, А.Б. Солодовников, В.А. Чекмарев. – Оpubл. 10.12.2001.
12. Совершенствование процесса алкилирования фенола тетрамерами пропилена на макропористых сульфокатионитах в СООО «ЛЛК-Нафтан» / А.В. Факеев [и др.] // Вестник Полоц. гос. ун-та. Сер. В, Промышленность. Прикладные науки. – 2016. – № 11. – С. 101–107.
13. Сарданашвили, А.Г. Примеры и задачи по технологии переработки нефти и газа / А.Г. Сарданашвили, А.И. Львова. – М. : Химия, 1980. – 256 с.
14. Морденит [Электронный ресурс]. – Режим доступа : <http://www.fizlabpribor.ru/Zeolyst/Zeolyst.php#M>. – Дата доступа 05.05.2018.

Поступила 03.08.2018

INNOVATIVE IDEAS OF PHENOL ALKYLATION PROCESS MODERNIZATION WITH THE AIM OF ALKYLATE QUALITY IMPROVEMENT

S. POKROVSKAYA, A. KORBUT

The directions of improvement of phenol alkylation process in JV “LLK-NAFTAN” are viewed. The theory of phenol alkylation process and different ways of technology improvement are determined. The alkylation agent substitution from tetramers of propylene to alpha-olefins is proposed as the way of modernization. The sulphocationite catalysts substitution on zeolite catalyst Mordenite which has better chemical performance characteristics is proposed as the other the way of process modernization. In order to improve the quality of the main product the new evaporator embed opportunity is represented.

Keywords: petrochemical industry, production of phenolic additives, the alkylation of phenol, zeolite catalysts, sulphocationite catalysts.

УДК 665.775

ПОЛУЧЕНИЕ НА ОСНОВЕ НЕЙТРАЛИЗОВАННЫХ КИСЛЫХ ГУДРОНОВ НЕФТЕХИМИЧЕСКИХ ПРЕДПРИЯТИЙ БИТУМНЫХ МАТЕРИАЛОВ

канд. техн. наук, доц. Ю.А. БУЛАВКА;
канд. техн. наук, доц. Ю.В. ВИШНЯКОВА; В.А. ЛЯХОВИЧ; А.С. МОСКАЛЕНКО
(Полоцкий государственный университет)

Представлены результаты исследования по нейтрализации кислого гудрона производства сульфонатных присадок нефтехимического предприятия СООО «ЛЛК-Нафтан» доломитовой мукой и шламом химводоочистки с ТЭЦ. Предложен способ утилизации кислых гудронов нефтехимических предприятий, который заключается в получении на основе нейтрализованного кислого гудрона производства сульфонатных присадок доломитовой мукой либо шламом химводоочистки мастик битумных кровельных горячих, соответствующих требованиям ГОСТ 2889. Предлагаемый способ позволяет снизить нагрузку на окружающую среду, расширить базу сырьевых ресурсов для получения битумных материалов за счет использования отхода производства и удешевить процесс получения битумных мастик.

Ключевые слова: кислый гудрон, нейтрализация, шламохимводоочистки, доломитовая мука, битумные мастики.

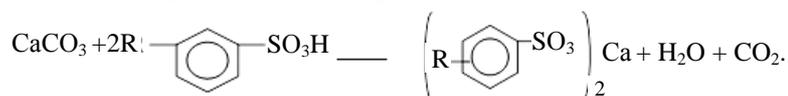
Введение. Кислые гудроны (КГ) образуются при сернокислотной очистке минеральных масел, получении сульфонатных присадок, в процессах алкилирования с использованием серной кислоты в качестве катализатора и др. В значительных количествах сосредоточены на нефтеперерабатывающих заводах таких городов, как Грозный, Уфа, Нижний Новгород, Волгоград и прочие. Кислый гудрон, накапливаясь в отвалах и открытых прудах-накопителях как отход, является серьезной экологической проблемой – с течением времени происходит вымывание кислоты атмосферными осадками и выделение SO_2 и SO_3 , в результате чего загрязняются водный и воздушный бассейны. Вопрос рациональной утилизации кислых гудронов пока еще остается не решенным. В списке нефтеотходов кислые гудроны по объему занимают второе место и относятся к наиболее трудно утилизируемым [1]. В то же время кислый гудрон является ценным вторичным материальным ресурсом для получения некоторых товарных нефтепродуктов. Постоянная потребность в дорожном и строительном битумах и кровельных мастиках с относительно высокой себестоимостью обуславливает необходимость поиска новых путей их получения, в том числе с использованием недорогих и местных компонентов сырья, в частности кислых гудронов, что определяет актуальность исследований в данном направлении [1; 2].

Анализ патентных исследований показал, что существуют различные методы переработки кислых гудронов с получением битумных материалов, в качестве обязательных стадий, как правило, включающие их нейтрализацию водным раствором щелочей; процесс сопровождается образованием большого количества сточных вод, кроме того щелочи являются дорогостоящими реагентами [1].

Цель данного исследования – нейтрализация кислых гудронов производства сульфонатных присадок нефтехимического предприятия СООО «ЛЛК-Нафтан» доломитовой мукой и шламом химводоочистки на ТЭЦ с получением на основе продуктов нейтрализации битумных материалов.

Методы исследований. В качестве первого нейтрализующего агента использовали природный минерал – доломитовую (известняковую) муку, производимую по ГОСТ 14050-93 на предприятии ОАО «Доломит» с $\text{pH} = 7,45$, высокое содержание CaCO_3 и MgCO_3 позволяет прогнозировать хорошую нейтрализующую способность для кислого гудрона. В качестве второго нейтрализующего агента использовали отход – шлам химводоочистки с Полоцкой ТЭЦ с $\text{pH} = 10,51$, который до настоящего времени не находит квалифицированного применения и скапливается в отвалах как отход 5 класса (практически не опасен). Шлам химводоочистки имеет следующий химический состав: CaCO_3 , CaO , MgCO_3 , MgO , $\text{Fe}(\text{OH})_3$, SiO_2 , основным компонентом является карбонат кальция.

Обработку кислого гудрона проводили в две стадии. На первой стадии кислый гудрон нагревали до температуры 80, 90, 100, 110 °С и смешивали с нейтрализующим агентом, доломитовую муку и шлам химводоочистки добавляли в концентрациях 5, 10, 15 и 20% масс. на кислый гудрон. Основные химические реакции нейтрализации кислого гудрона:



После выдерживания образцов в течение 24 часов выполнялось определение кислотного числа, общей кислотности и температуры размягчения по кольцу и шару по ГОСТ 11506.

Кислотное число определяли по методике, приведенной в [3]: навеску кислого гудрона растворяли в бензольно-керосиновой смеси, приливали дистиллированную воду и перемешивали для того, чтобы растворимые органические сульфокислоты перешли в воду. Полученную систему выливали в делительную воронку и отстаивали 24 часа до разделения эмульсии на два слоя. Водная часть титровалась 0,1н раствором гидроксида натрия. *Общую кислотность* определяли способом непосредственного титрования, предложенным Б.М. Рыбаком и И.Е. Блюминым [4; 5]. Способ заключается в следующем: навеску кислого гудрона растворяли в нейтрализованном спирто-бензольном растворе и титровали 0,5н водным раствором NaOH в присутствии индикатора фенолфталеина. Этот способ характеризуется более достоверными значениями общей кислотности вследствие того, что в нем учитываются все виды кислотности. К концу титрования происходит расслоение, и по нижнему водному слою устанавливали конец титрования.

Результаты и их обсуждение. Характеристики исходного образца кислого гудрона производства сульфатных присадок нефтехимического предприятия СООО «ЛЛК-Нафтан» представлены в таблице 1. Для исследуемого образца были определены кислотное число, кислотность, температура размягчения по кольцу и шару по ГОСТ 11506 и глубина проникания иглы при 25 °С по ГОСТ 11501.

Исходный образец представляет собой черную твердую липкую массу с резким специфическим запахом, по консистенции напоминает пластилин. При воздействии статических нагрузок проявляет выжженные свойства неньютоновских жидкостей.

Таблица 1. – Характеристики кислого гудрона, отобранного на установке сульфатных присадок

Показатель	Значение
Цвет	Черный, блестящий
Запах	Резкий
Кислотное число, мг NaOH/г	117,07
Кислотность, %	11,34
Температура размягчения по кольцу и шару, °С по ГОСТ 11506	45,50
Глубина проникания иглы при 25 °С по ГОСТ 11501	138,40

Установлено, что зависимость кислотного числа кислого гудрона от концентрации доломитовой муки носит линейный характер, при температурах 80, 90 и 100 °С степень изменения кислотного числа одинакова, в то время как наиболее существенное снижение кислотного числа более чем в 2 раза относительно исходного образца зафиксировано при нейтрализации доломитовой мукой при температуре 110 °С. Это, вероятно, связано с тем, что при термообработке кислого гудрона при 110 °С происходит низкотемпературное разложение, распад сульфокислот в процессе термического крекинга, взаимодействие серной кислоты со смолисто-масляными и смолисто-асфальтовыми веществами органической части кислого гудрона, которые выступают в роли органических восстановителей, данный процесс способствует снижению кислотного числа [1; 6; 7]. Аналогичная зависимость установлена и по показателю общей кислотности. Максимальное снижение показателя кислотности установлено при нейтрализации доломитовой мукой и термообработке кислого гудрона при 110 °С. При этой температуре остаточная кислотность после нейтрализации составляет всего 0,61%, что говорит о практически полном отсутствии водорастворимых кислот и эффективности процесса нейтрализации.

Установлено, что повышение температуры размягчения (т.е. теплостойкости) кислого гудрона наблюдается на всем температурном интервале обработки. Наиболее высокие показатели зафиксированы при температуре 110 °С. При этом скорость возрастания изменения температуры размягчения увеличивается с ростом температуры обработки. Так, при добавке на нейтрализацию доломитовой муки, составляющей 5% масс., при температурах до 100 °С температура размягчения возрастает не более чем на 1,5 °С, а при 110 °С температура размягчения увеличивается на 6 °С. Вероятно, это связано не только с влиянием доломитовой муки, но и с протеканием химических реакций низкотемпературного разложения.

На рисунке 1 показана зависимость изменения кислотного числа кислого гудрона после нейтрализации доломитовой мукой и шламом химводоочистки при температуре 110 °С. Установлено, что более эффективно процесс нейтрализации осуществляется при использовании шлама химводоочистки, что коррелирует со значением рН нейтрализующих агентов.

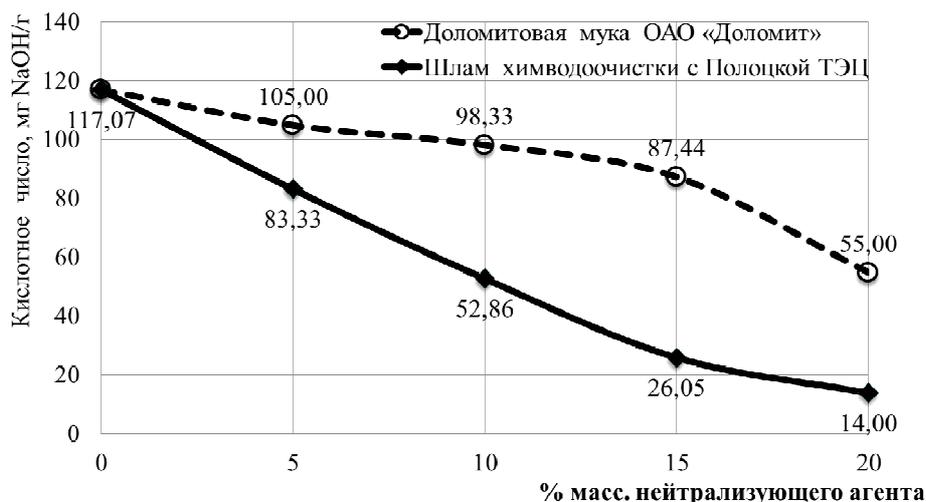


Рисунок 1. – Зависимость изменения кислотного числа кислого гудрона после нейтрализации доломитовой мукой и шламом химводоочистки при температуре 110 °С

Аналогичная зависимость прослеживается и по изменению общей кислотности гудрона после нейтрализации доломитовой мукой и шламом химводоочистки при 110 °С. При этом практически нейтральный продукт можно получить при добавке шлама химводоочистки около 10% масс., а такое же значение общей кислотности – при 20%-ной добавке доломитовой муки. Таким образом, шлама химводоочистки необходимо вдвое меньше для эффективного процесса нейтрализации кислого гудрона, чем доломитовой муки.

Определена линейная зависимость изменения температуры размягчения по КиШ кислого гудрона после нейтрализации доломитовой мукой и шламом химводоочистки при температуре 110 °С (достоверность аппроксимации $R^2 = 0,91...0,95$). Установлено, что при концентрациях нейтрализующего агента до 10% масс. температура размягчения повышается практически на одинаковую величину, на 6...8 °С, а при увеличении концентрации выше 15% масс. теплостойкость повышается в большей степени от шлама химводоочистки, вероятно, за счет протекания более интенсивных процессов химического взаимодействия и структурообразования.

На основе продуктов нейтрализации кислого гудрона предлагается получать мастику битумную кровельную горячую, соответствующую ГОСТ 2889, поскольку для получения данной мастики применяются различные пылевидные наполнители, в частности тонкомолотые доломиты.

В качестве вяжущего для приготовления мастики использовали два товарных битума:

- нефтяной дорожный битум БНД 60/90, выпускаемый по ГОСТ 22245;
- строительный битум марки БН 90/10, выпускаемый по ГОСТ 6617.

Для исходных битумов определены:

- температуры их размягчения по КиШ по ГОСТ 11506 (у БНД 60/90 : 53 °С; у БН 90/10 : 110 °С);
- глубина проникания иглы при 25 °С по ГОСТ 11501 (у БНД 60/90 : 68,4×0,1 мм, у БН 90/10 : 15×0,1 мм).

В качестве компонента мастики в битумное вяжущее добавляли в концентрациях 10, 15 и 20% масс. продукт нейтрализации шламом химводоочистки при температуре 110 °С.

Анализ зависимости глубины проникания иглы при 25 °С битумной мастики от изменения концентрации продукта нейтрализации кислого гудрона показал, что полученная добавка практически не влияет на показатель пенетрации битума БН 90/10 с изначально высоким содержанием асфальтенов, а добавление нейтрального продукта к дорожному битуму БНД 60/90 приводит к существенному повышению его твердости, более чем в 2 раза уменьшается глубина проникновения иглы при вовлечении 20% масс. нейтрального продукта, что, вероятно, связано с увеличением содержания асфальтенов.

Анализ зависимости температуры размягчения битумной мастики от изменения концентрации продукта нейтрализации кислого гудрона свидетельствует о том, что температура размягчения мастики на основе БНД 60/90 повышается, так как добавляется нейтральный продукт с температурой размягчения 60 °С и, вероятно, происходят дополнительные процессы структурирования, а теплостойкость мастики на основе БН 90/10 ухудшается, поскольку к нему добавляют более легкоплавкий компонент.

Для битумных мастик определены температура хрупкости в морозильной камере, гибкость и теплостойкость по ГОСТ 2889. Результаты приведены в таблице 2. Установлено, что полученные значения не выходят за нормативные значения для мастик марок МБК-Г-65 и МБК-Г-85.

Таблица 2. – Характеристики битумных мастик на основе нейтрального кислого гудрона

Наименование показателя	МБК-Г-65 по ГОСТ 2889	Битум БНД 60/90 и 15% масс. нейтрального КГ шламом (15% масс., 110°C)	МБК-Г-85 по ГОСТ 2889	Битум БН 90/10 и 15% масс. нейтрального КГ шламом (15% масс., 110°C)
1. Теплостойкость в течение 5 ч, °С, не менее	65	65	85	85
2. Температура размягчения по методу «кольца и шара», °С	68...72	74,5	88...92	102
3. Гибкость при температуре (18±2)°С на стержне диаметром, мм	15	15 (выдерживает)	30	30 (выдерживает)
4. Содержание наполнителя, % масс., пылевидного	25...30	до 15	25...30	до 15
5. Содержание воды, % масс.	следы	отсутствие	следы	отсутствие
6. Температура хрупкости битумного вяжущего, °С, не выше	-15	ниже -15	-12	ниже -12

Заключение. Показано что продукт нейтрализации кислого гудрона производства сульфонатных присадок СООО «ЛЛК-Нафан» шламом химводоочистки с Полоцкой ТЭЦ может быть утилизирован путём смешения с битумными вяжущими и получения мастик битумных кровельных горячих, соответствующих требованиям ГОСТ 2889. Для нейтрализации также может быть применена доломитовая мука, но в удвоенном объеме на нейтрализацию. Предлагаемый способ утилизации кислых гудронов нефтехимических предприятий позволяет снизить нагрузку на окружающую среду, расширить базу сырьевых ресурсов для получения битумных материалов за счет использования отхода производства и удешевить процесс получения битумных мастик.

ЛИТЕРАТУРА

1. Переработка кислого гудрона производства сульфонатных присадок в битумные материалы методом термоокисления / С.Ф. Якубовский [и др.] // Вестник Полоцкого государственного университета. Сер. В, Промышленность. Прикладные науки. – 2015. – № 3. – С. 96–99.
2. Филиппова, О.П. Битумное вяжущее на основе кислого гудрона // Изв. высш. учеб. заведений. Серия «Химия и химическая технология». – Иваново, 2002. – С. 75–78.
3. Влияние серосодержащих кислот на пенетрацию и температуру размягчения битумов, полученных из кислого гудрона / Г.А. Колмаков [и др.] // Нефтехимия. – 2007. – Т. 47, № 2. – С. 139–142.
4. Рыбак, Б.М. Анализ нефти и нефтепродуктов / Б.М. Рыбак. – М. : Гостоптехиздат, 1962. – 888 с.
5. Хмелева, М.В. Анализ вяжущих битумных материалов, полученных из кислых гудронов, на соответствие требованиям ГОСТа / М.В. Хмелева // Вестн. Нижегород. ун-та им. Н.И. Лобачевского. – 2013. – № 4 (1). – С. 93–97.
6. Москаленко, А.С. Получение битумных материалов на основе нейтрализованных кислых гудронов / А.С. Москаленко, Е.А. Стельмах, Ю.А. Булавка // Нефть и газ-2018 : сб. докл. 72-й Междунар. молодежной науч. конф. «Нефть и газ-2018», Москва, 23–26 апр. 2018 г. – М. : Издат. центр РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина, 2018. – Т. 2. – С. 380.
7. Москаленко, А.С. Битумные материалы на основе нейтрализованных кислых гудронов / А.С. Москаленко, Ю.А. Булавка // Актуальные вопросы современного химического и биохимического материаловедения : материалы V Междунар. молодежной науч.-практ. шк.-конф. (Уфа, 4–5 июня 2018 г.) ; отв. ред. О.С. Куровинцев. – Уфа : РИЦ БашГУ, 2018. – С. 188–192.

Поступила 20.08.2018

PRODUCTION OF BITUMINOUS MATERIALS ON THE BASIS OF NEUTRALIZED ACID TARS OF PETROCHEMICAL ENTERPRISES

Y. BULAUKA, Y. VISHNYAKOVA, V. LIAKHOVICH, H. MASKALENKA

The article presents the results of the study on neutralizing acid sludge from the production of sulphonate additives by the JLLC “LLK-Naftan” with dolomite flour and chemical water slurry obtained with the help of bituminous roofing hot mastics corresponding to the requirements of GOST 2889 on the basis of a neutralized products. The proposed technology makes it possible to expand the raw material base resources for obtaining bituminous materials through the use of product waste and to reduce the cost for obtaining bitumen mastics.

Keywords: acid sludge, neutralization, water treatment sludge, dolomite flour, bituminous mastics.

УДК 665.753.4

СПОСОБЫ РЕГУЛИРОВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОМУТНЕНИЯ ДИЗЕЛЬНЫХ ТОПЛИВ

*канд. техн. наук, доц. А.А. ЕРМАК; канд. пед. наук, доц. И.В. БУРАЯ;
канд. техн. наук, доц. А.В. СПИРИДОНОВ; Е.В. СЮБАРЕВА, И.В. КОВАЛЁВА
(Полоцкий государственный университет)*

Анализируются требования к качеству современных товарных дизельных топлив зимних классов. Рассмотрены способы регулирования температуры помутнения дизельных топлив. Рассмотрены достоинства и недостатки процессов каталитической депарафинизации дизельных фракций. Приведены литературные данные об использовании депрессорных присадок для снижения температуры помутнения дизельного топлива и их эффективности. Изучено влияние фракционного состава на температуру помутнения гидроочищенной дизельной фракции и дизельной фракции, полученной в процессе гидрокрекинга вакуумных газойлей. Проведена оценка снижения температуры помутнения дизельных фракций при добавлении к ним керосинов различного происхождения. Выявлены закономерности изменения температуры помутнения дизельных топлив от их фракционного состава, физико-химических свойств, содержания высокоплавких парафинов и ароматических углеводородов. Предложено регрессионное уравнение для прогнозирования температуры помутнения дизельного топлива многокомпонентного состава.

Ключевые слова: *дизельное топливо, температура помутнения, фракционный состав, керосины, гидроочистка, гидрокрекинг.*

Введение. В настоящее время дизельное топливо является одним из наиболее востребованных нефтепродуктов. Требования, предъявляемые к низкотемпературным свойствам дизельных топлив, определяются климатическими условиями их применения. Низкотемпературные свойства дизельных топлив характеризуются такими показателями, как температура помутнения и предельная температура фильтруемости (ПТФ). Для топлив, применяемых в условиях умеренного климата, согласно ГОСТ 32511 и СТБ 1658 регламентируется только ПТФ. По величине ПТФ дизельные топлива делятся на сорта: А, В, С, D, E, F. Дизельные топлива, предназначенные для использования в условиях арктического и холодного зимнего климата, подразделяют на классы: 0, 1, 2, 3, 4, низкотемпературные свойства которых регламентируются не только по величине ПТФ, но и температуре помутнения. По сравнению с топливом для умеренного климата плотность и вязкость топлив для арктического и холодного зимнего климата ниже, а диапазон изменения плотности шире. Топлива для арктического и холодного зимнего климата имеют облегченный фракционный состав – при 340 °С должно перегоняться не менее 95% от их объема. Также имеется ограничение по содержанию фракций (не более 10% об.), выкипающих при 180 °С.

Низкотемпературные свойства дизельного топлива зависят, главным образом, от его группового и фракционного состава. Для обеспечения требуемых температур помутнения зимние и арктические топлива получают путем облегчения их фракционного состава. Так, для получения дизельного топлива с температурой помутнения минус 25 °С требуется понизить его температуру конца кипения до 320 °С, а для получения топлива с температурой помутнения минус 35 °С – до 280 °С [1]. При этом в дизельном топливе снижается содержание высокомолекулярных парафинов нормального строения, которые, кристаллизуясь при понижении температуры, делают топливо мутным.

Помимо облегчения фракционного состава, понизить температуру помутнения дизельных топлив можно путём их депарафинизации, а также введением специальных депрессорных присадок [2]. Процессы депарафинизации основаны на выделении из дизельных фракций парафинов нормального строения или изменении их углеводородного состава. К первому типу процессов относятся депарафинизация кристаллизацией из растворов, адсорбционная (цеолитная) и карбамидная депарафинизация; ко второму – каталитическая гидродепарафинизация и каталитическая гидроизодепарафинизация.

В последнее время в промышленности всё большее применение находит процесс каталитической депарафинизации среднедистиллятных фракций, в котором за счёт селективного гидрокрекинга происходят реакции расщепления парафиновых углеводородов нормального строения [2–6]. К достоинствам процесса каталитической депарафинизации относятся: простота технологического оформления, возможность осуществления процесса на действующих установках гидроочистки при небольших изменениях схемы и невысоких затратах на реконструкцию. Однако у этого процесса имеются и недостатки – снижается цетановое число получаемого гидрогенизата, уменьшается выход компонента товарного дизельного топлива, так как катализаторы депарафинизации не обладают селективностью в отношении длины углеводородной цепи n-парафинов. Поэтому целесообразно подвергать гидродепарафинизации только высококипящие дизельные дистилляты.

Процесс каталитической гидроизодепарафинизации дизельных фракций заключается в протекании реакций гидроизомеризации n-парафинов [7]. Получаемые в этих реакциях изопарафины остаются

в составе целевого продукта. Это обеспечивает более высокий выход дизельных фракций по сравнению с процессом каталитической депарафинизации и не сопровождается заметным ухудшением их моторных характеристик, так как малоразветвленные изопарафины имеют достаточно высокие цетановые числа. Однако для проведения процесса каталитической гидроизодепарафинизации необходимы катализаторы, содержащие платину, для которой каталитическими ядами являются соединения серы [8; 9]. В связи с этим для осуществления изодепарафинизации дизельных фракций используется двухступенчатый процесс, включающий стадии гидрообессеривания, отделения от гидрогенизата сероводорода с газами, а затем уже проведение процесса гидроизомеризации. Также ведутся исследования по разработке более дешевых, не содержащих платину, катализаторов изодепарафинизации [10].

Опыт практического применения депрессорных присадок показал, что они способны эффективно снижать температуру застывания дизельного топлива на 30...40 °С, ПТФ – на 15...20 °С, но оказывают незначительное влияние на температуру помутнения – депрессия данного показателя составляет в среднем 3...4 °С [11]. Исследованиями в области получения присадок, снижающих температуру помутнения дизельного топлива, в настоящее время занимается ряд компаний, в частности BASF и Clariant, а также ВНИИ НП [12; 13].

Наиболее глубокие исследования в области получения и оценки эффективности депрессорных присадок, снижающих температуру помутнения дизельных топлив, представлены в патенте [14], где в качестве депрессорной присадки исследован сополимер малеинового ангидрида с α -олефином, а также сополимер имида малеинового ангидрида с α -олефином. Как показали исследования, максимальная депрессия температуры помутнения при использовании таких присадок может достигать 8 °С. Однако при этом необходимо проводить индивидуальный подбор присадки для каждой партии дизельного топлива, что в промышленных условиях, особенно при получении дизельного топлива из компонентов различного происхождения – гидроочищенных дизельных фракций, дизельных фракций процессов гидрокрекинга и пр. – практически невозможно. Опубликованных данных об использовании присадок, снижающих температуру помутнения в составе пакетов присадок к дизельным топливам, или особенностей их взаимодействия с депрессорными присадками другого функционального действия – диспергирующими и противозносными присадками – авторами настоящей статьи не найдено.

В связи с вышесказанным, наиболее простым способом получения дизельного топлива с заданной температурой помутнения является регулирование его группового и фракционного состава. Это может быть достигнуто изменением интервала температур кипения дизельных фракций, входящих в состав товарного дизельного топлива, а также путём смешивания дизельных фракций различного происхождения с керосинами.

Исследовательская часть. В качестве объекта исследований были выбраны дизельные и керосиновые фракции, полученные в процессе гидроочистки прямогонных фракций, выделенных из смеси Западно-Сибирских нефтей, и в процессе гидрокрекинга вакуумных газойлей по технологии «Юникрекинг».

С целью оценки влияния на температуру помутнения исследуемых дизельных фракций содержащихся в них высококипящих углеводородов с помощью автоматического анализатора AD 86 5G (ISL) были получены фракции облегченного фракционного состава. Перегонка образцов проводилась до температуры 300 и 330 °С. Кривые кипения исходных дизельных фракций, фракций облегченного фракционного состава, а также керосинов, приведены на рисунке 1 (штриховыми линиями показаны кривые кипения исходных дизельных фракций).

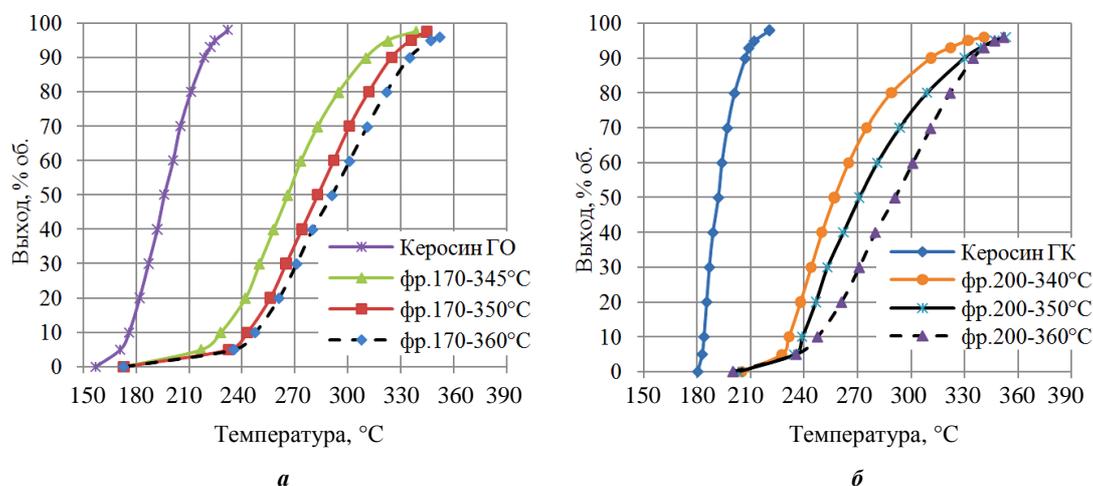


Рисунок 1. – Кривые кипения образцов гидроочищенной (ГО) дизельной фракции и керосина (а) и дизельной фракции и керосина, полученных в процессе гидрокрекинга (ГК) вакуумных газойлей(б)

Влияние высококипящих углеводородов, содержащихся в исследуемых дизельных фракциях, на их температуру помутнения, оцененное по показателям фракционного состава: температуре, при которой перегоняется 10, 50 и 90% от объема фракции, и содержанию фракции, выкипающей при 250 и 300 °С, представлено на рисунке 2.

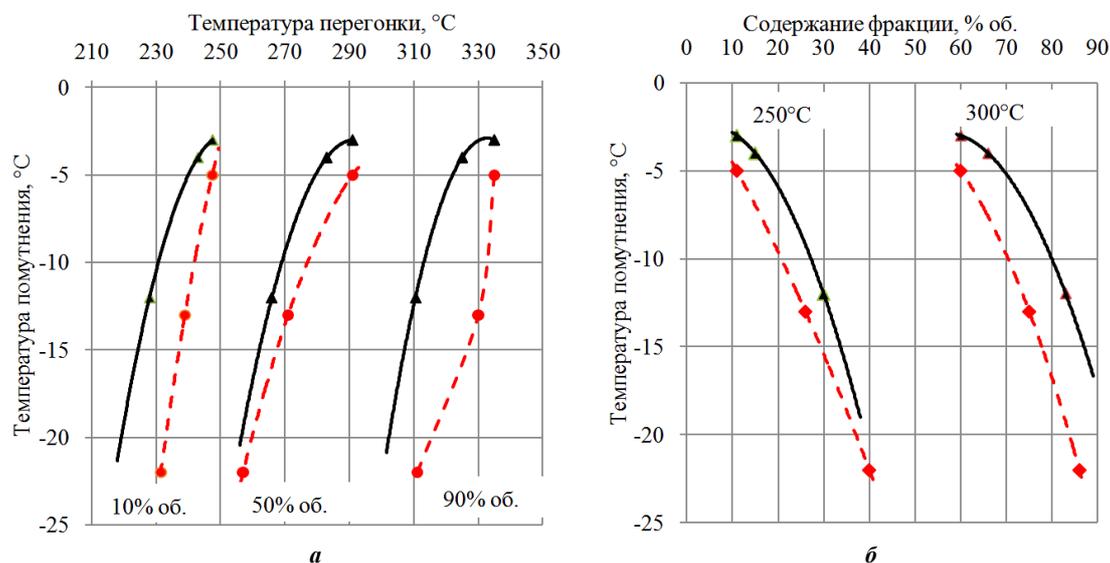


Рисунок 2. – Зависимость температуры помутнения образцов гидроочищенной дизельной фракции (сплошные линии) и дизельной фракции, полученной в процессе гидрокрекинга вакуумных газойлей (штриховые линии) от температуры, при которой перегоняется 10, 50 и 90% от их объема (а) и содержания фракции, выкипающей при 250 и 300 °С (б)

Удаление из дизельных фракций высококипящих углеводородов и тем самым облегчение их фракционного состава, безусловно, приводит к снижению их температуры помутнения. При этом характер снижения температуры помутнения у гидроочищенной дизельной фракции в зависимости от температуры, при которой перегоняется 10, 50 и 90% от её объема, идентичен. Удаление из фракции углеводородов, выкипающих при температуре выше 350 °С, способствует снижению температуры помутнения всего на 1 °С, причем у дизельной фракции, полученной в процессе гидрокрекинга вакуумных газойлей, при тех же условиях наблюдается снижение температуры помутнения на 8 °С. Очевидно, это связано с особенностями молекулярно-массового распределения в исследуемых дизельных фракциях углеводородов, повышающих их температуру помутнения. В дизельной фракции процесса гидрокрекинга такие углеводороды находятся преимущественно во фракции, выкипающей при температуре выше 330 °С, а в прямогонной гидроочищенной дизельной фракции они входят в состав и более лёгких фракций, что, вероятно, связано с особенностями углеводородного состава исследуемых фракций. Дизельные фракции процесса гидрокрекинга, обладая более тяжёлым фракционным составом по сравнению с гидроочищенными дизельными фракциями, имеют меньшую плотность и показатель преломления. Свойства дизельных фракций представлены в таблице.

Свойства дизельных фракций

Показатель	Гидроочищенные дизельные фракции			Дизельные фракции процесса гидрокрекинга		
	170...360 °С	170...350 °С	170...345 °С	200...360 °С	200...350 °С	200...340 °С
Плотность при 15 °С, кг/м ³	840,0	839,7	834,2	835,6	835,4	833,7
Вязкость при 40 °С, мм ² /с	3,5802	3,4315	2,9216	3,6301	3,1310	2,6520
Цетановый индекс	58,1	54,7	54,6	60,2	55,7	52,8
Содержание серы, мг/кг	4,67	–	–	2,60	–	–
Показатель преломления, n_D^{20}	1,4667	1,4657	1,4631	1,4633	1,4629	1,4622
Температура вспышки в закрытом тигле, °С	74	72	66	106	98	92

Облегчение фракционного состава дизельной фракции процесса гидрокрекинга приводит к резкому падению её цетанового индекса: с 60,2 у фракции 200...360 °С до 52,8 у фракции 200...340 °С и до 34,5 у фракции 180...230 °С. При этом температура начала кристаллизации последней равна минус 67 °С. Возможно, это связано с тем, что дизельные фракции процесса гидрокрекинга состоят преимущественно из смешанных парафино-нафтеновых и изопарафиновых углеводородов. Причём с повышением температуры кипения молярная масса изопарафиновых углеводородов увеличивается, а степень их разветвленности уменьшается. Это подтверждается тем фактом, что температура помутнения фракции 330...360 °С, получаемой в процессе гидрокрекинга, равна плюс 15 °С, цетановый индекс составляет 80,9, показатель преломления n_D^{20} равен 1,4649, а содержание парафинов нормального строения, образующих комплекс с карбамидом, составляет всего 7,7% масс. В результате карбамидной депарафинизации температура помутнения фракции 330...360 °С процесса гидрокрекинга снизилась до плюс 9 °С, т.е. на 6 °С.

Аналогичная фракция гидроочищенного дизельного топлива имела температуру помутнения плюс 17 °С, цетановый индекс 60,1, показатель преломления n_D^{20} , равный 1,4729, содержание парафинов, образующих комплекс с карбамидом, составило 18,2% масс. В результате карбамидной депарафинизации температура помутнения гидроочищенной фракции 330...360 °С снизилась до минус 3 °С, т.е. на 20 °С.

Таким образом, снижению температуры помутнения дизельных фракций способствует облегчение их фракционного состава путём снижения температуры конца кипения, т.е. удаление наиболее высококипящих углеводородов. Однако данный способ снизит выработку компонента дизельного топлива и эффективность действия (приёмистость) депрессорных присадок по показателю «Предельная температура фильтруемости» [16; 17].

Другим способом улучшения низкотемпературных свойств дизельных топлив является введение в их состав керосинов [18]. В связи с этим было проанализировано их влияние на температуру помутнения исследуемых дизельных фракций (рисунок 3).

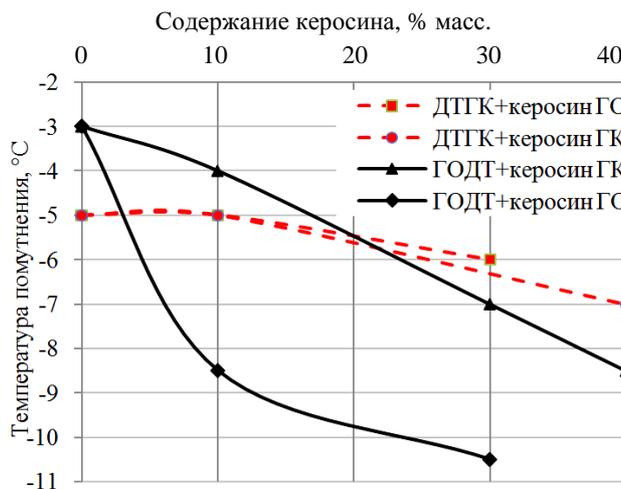


Рисунок 3. – Влияние добавки керосинов на температуру помутнения гидроочищенной дизельной фракции (ГОДТ – сплошные линии) и дизельной фракции, полученной в процессе гидрокрекинга вакуумных газойлей (ДТГК – штриховые линии)

Установлено, что при добавлении керосина интенсивность снижения температуры помутнения дизельных фракций зависит от их происхождения. Так, введение керосинов в дизельную фракцию, полученную в процессе гидрокрекинга, практически не оказывает влияния на её температуру помутнения. Температура помутнения гидроочищенной дизельной фракции при добавлении гидроочищенного керосина снижается более интенсивно, чем при добавлении керосиновой фракции процесса гидрокрекинга. Вероятно, это связано с различием как фракционного, так и химического состава керосинов.

По сравнению с керосином гидрокрекинга гидроочищенный керосин имеет более широкий фракционный состав и меньшую температуру начала кипения (рисунок 1). Содержание в исследуемом образце керосина гидрокрекинга *n*-парафинов составляет 8,4% масс., изопарафинов и нафтенов – 71,0% масс., ароматических углеводородов – 20,6% масс. В гидроочищенном керосине содержание *n*-парафинов составляет 15,4% масс., изопарафинов и нафтенов – 67,3% масс., ароматических углеводородов – 17,3% масс. В гидроочищенном керосине выше содержание *n*-парафинов. В связи с этим по сравнению с керосином гидрокрекинга на 9 °С выше его температура начала кристаллизации, которая составляет минус 58 °С, и выше цетановый индекс. Цетановые индексы гидроочищенного керосина и керосина гидрокрекинга

равны соответственно 47,0 и 34,5. Однако на температуру начала кристаллизации керосина, помимо общего содержания *n*-парафинов, оказывает влияние и их молекулярно-массовое распределение [19]. По сравнению с керосином гидрокрекинга, в гидроочищенном керосине содержатся более высокомолекулярные *n*-парафины, так как его температура конца кипения выше.

Как показали исследования, снижение температуры начала кипения керосина, а также добавление тяжелого бензина не оказывают существенного влияния на температуру помутнения смеси. При введении в дизельные фракции 10% масс. гидроочищенной фракции 140...180 °С их температура помутнения снижается не более чем на 1 °С.

Следовательно, эффективность влияния керосинов на снижение температуры помутнения дизельных фракций определяется содержанием в смеси *n*-парафинов и их молекулярно-массовым распределением, а также растворяющей способностью по отношению к *n*-парафинам, входящих в состав смеси изопарафиновых, нафтеновых и ароматических углеводородов. При этом содержание ароматических углеводородов заметного влияния на снижение температуры помутнения не оказывает. Так, введение 1% масс. смеси ароматических углеводородов, состоящей из алкилбензолов $C_9...C_{10}$ с преобладанием триметилбензолов, вообще не оказало никакого влияния на температуру помутнения исследуемых дизельных фракций. Смесь ароматических углеводородов имела следующие свойства: интервалы выкипания от 160 до 200 °С; показатель преломления n_D^{20} составил 1,5043; температура начала кристаллизации минус 28 °С; плотность при 20 °С составила 879,8 кг/м³.

Важная практическая задача при получении зимних дизельных топлив путём смешивания различных компонентов – прогнозирование температуры помутнения смесей. В результате корреляционно-регрессионного анализа данных получено уравнение, позволяющее прогнозировать температуру помутнения дизельного топлива ($T_{\text{пом}}$, °С) сложного компонентного состава в зависимости от его плотности при 15 °С и содержания фракции, выкипающей при 250 °С, с точностью (± 2) °С при уровне надежности 95%:

$$T_{\text{пом}} = 0,0148 \cdot R - 0,6 \cdot V_{250^\circ\text{C}},$$

где R – плотность при 15 °С, кг/м³; $V_{250^\circ\text{C}}$ – содержания в дизельном топливе фракции, выкипающей при 250 °С, % об.

Объём выборки составил 173 наблюдения. Диапазон прогнозирования температуры помутнения – от минус 5 °С до минус 32 °С. Границы изменения переменных: R – от 815,9 до 839,2 кг/м³; $V_{250^\circ\text{C}}$ – от 25,8 до 69,6% об. Коэффициент множественной корреляции регрессионного уравнения равен 0,989. Критерий Фишера F равен 3929,3. Статистическая значимость – t -статистика факторов R и $V_{250^\circ\text{C}}$ равна соответственно 26,7 и 47,8. Это свидетельствует о том, что статистически температура помутнения в большей степени связана с фракционным составом топлива, чем с его плотностью. Чем больше в смесевом дизельном топливе фракции, выкипающей при температуре 250 °С, тем ниже его температура помутнения. Полученное уравнение рекомендуется применять для смесей, состоящих из гидроочищенных дизельных фракций, дизельных фракций процесса гидрокрекинга и керосинов, при условии, что при 180 °С перегоняется не более 3% об. смеси, а 95% от её объёма выкипает в диапазоне температур от 281,5 до 356,6 °С.

Заключение. Температура помутнения дизельных фракций зависит от содержания в них высокоплавких парафинов. Их удаление путём снижения температуры конца кипения фракции и тем самым облегчение её фракционного состава является наиболее простым и эффективным способом снижения температуры помутнения гидроочищенной дизельной фракции и дизельной фракции, полученной в процессе гидрокрекинга вакуумных газойлей. Введение в состав дизельного топлива керосинов с целью снижения его температуры помутнения малоэффективно. При этом интенсивность снижения температуры помутнения смеси зависит от происхождения и свойств смешиваемых компонентов. Снижение температуры начала кипения дизельного топлива и увеличение содержания в нём ароматических углеводородов не способствует снижению его температуры помутнения.

ЛИТЕРАТУРА

- 1 Энглин, Б.А. Применение моторных топлив при низких температурах / Б.А. Энглин. – М. : Химия, 1980. – 208 с.
- 2 Камешков, А.В. Получение дизельных топлив с улучшенными низкотемпературными свойствами (Обзор) / А.В. Камешков, А.А. Гайле // Известия СПбГТИ(ТУ). – 2015. – № 29. – С. 49–60.
- 3 Мейерс, Р.А. Основные процессы нефтепереработки. Справочник / Р.А. Мейерс. – пер. с англ. 3-го изд. ; под ред. О.Ф. Глаголевой, О.П. Лыкова. – СПб. : ЦОП «Профессия», 2011. – 944 с.
- 4 Сериков, Т.П. Новые установки Атырауского НПЗ: установка гидроочистки и депарафинизации дизельного топлива : учеб. пособие / Т.П. Сериков, Б.Б. Оразбаев. – Алматы : Эверо, 2008. – 163 с.

- 5 Опыт получения дизельного топлива с улучшенными низкотемпературными свойствами / В.В. Якушев [и др.] // Нефтепереработка и нефтехимия, 2004. – № 11. – С. 29–30.
- 6 Современные технологии производства дизельных топлив / В.А. Хавкин [и др.] // Мир нефтепродуктов. Вестник нефтяных компаний. – 2013. – № 4 – С. 17–25.
- 7 Гидроизомеризация длинноцепочечных парафинов: механизм и катализаторы. Ч. II / Д.Н. Герасимов, [и др.] // Катализ в промышленности. – 2015. – № 2. – С. 30–45.
- 8 Deldari H. Suitable catalysts for hydroisomerization of long-chain normal paraffins / H. Deldari // Applied Catalysis A: General. – 2005. – V. 293. – P. 1–10.
- 9 Evidences for pore mouth and key-lock catalysis in hydroisomerization of long n-alkanes over 10-ring tubular pore bifunctional zeolites. / J.A. Martens [et al.] // Catalysis Today. – 2001. – V. 65. – P. 111–116.
- 10 Перспективные процессы производства дизельных топлив для холодного и арктического климата с улучшенными экологическими и эксплуатационными характеристиками / А.И. Груданова [и др.] // Мир нефтепродуктов. – 2013. – № 12. – С. 3–7.
- 11 Diesel Fuels Technical Review. Chevron Corporation. 2007. – P. 116.
- 12 Hassan Ali. Cloud Point Depressants / Ali Hassan // Norwegian University of Science and Technology. Department of Chemical Engineering, 2012. – P. 147.
- 13 Митусова, Т.Н. Снижение температуры помутнения дизельного топлива за счет специальной присадки / Т.Н. Митусова, М.В. Калинина, Е.В. Полина // Нефтепереработка и нефтехимия. Научно-технические достижения и передовой опыт. – 2005. – № 2. – С. 18–20.
- 14 Cloud point depressants for middle distillate fuels : Pat US 6143043 / Maged G. Botros, West Chester, Ohio. – Оpubл. 07.11.2000.
- 15 Башкатова, С.Т. Присадки к дизельным топливам / С.Т. Башкатова. – М. : Химия, 1994. – 256 с.
- 16 Маннапов, И.В. Модификация свойств дизельных топлив присадками различного функционального назначения / И.В. Маннапов, А.Ю. Спашенко // Нефтегазовое дело : электрон. науч. журн. – 2014. – № 3. – С. 168–186.
- 17 Лобашова, М.М. Улучшение качества дизельных и котельных топлив присадками / М.М. Лобашова : дис. ... канд. техн. наук : 05.17.07 ; Всероссийский науч.-исслед. ин-т по переработке нефти. – М., 2014. – 125 с.
- 18 Топлива, смазочные материалы, технические жидкости. Ассортимент и применение. Справочник / И.Г. Анисимов [и др.] ; под ред. В.М. Школьникова. – Изд. 2-е перераб. и доп. – М. : Издат. центр «Техинформ», 1999. – 596 с.
- 19 Лобашова, М.М. Химмотология / М.М. Лобашова. – М. : Химия, 1986. – 368 с.

Поступила 20.08.2018

METHODS OF REGULATING THE CLOUD POINT OF DIESEL FUELS

A. YERMAK, I. BURAYA, A. SPIRIDONOV, E. SYUBAREVA, I. KOVALYOVA

The analysis of requirements to quality of modern diesel fuels of winter classes is carried out. Methods of regulation the cloud point of diesel fuels are considered. Advantages and disadvantages of catalytic dewaxing of diesel fractions are analyzed. The literature data on the use of depressant additives to reduce the cloud point of diesel fuel and their efficiency are presented. The effect of the fractional composition on the cloud point of the hydrotreating and hydrocracking diesel fractions is studied. The estimation of the decrease in the cloud point of diesel fractions with the addition of kerosene of different origin was carried out. The regularities of changes in the cloud point of diesel fuels from their fractional composition, physical and chemical properties, the content of high-melting paraffins and aromatic hydrocarbons are revealed. A regression equation for predicting the cloud point of diesel fuel of multicomponent composition is proposed.

Keywords: diesel fuel, cloud poin, fractional composition, kerosene, hydrotreating, hydrocracking.

СОДЕРЖАНИЕ

МАШИНОВЕДЕНИЕ И МАШИНОСТРОЕНИЕ

<i>Голембиевский А.И.</i> Функциональное проектирование в методике познания дисциплины «металлорежущие станки».....	2
<i>Пилипенко С.В., Терещенко В.А., Дудан А.В.</i> Влияние параметров холодной прокатки труб на изменение толщины стенки вдоль конуса деформации	10
<i>Асламов Ю.П., Давыдов И.Г.</i> Вейвлет-функция для диагностики подшипников качения	15
<i>Мисун А.Л., Морозова И.М., Мисун Л.В., Пинчук А.А., Самкевич Н.В.</i> Обеспечение безопасности производственной среды в кабине мобильной сельскохозяйственной техники	24
<i>Пантелеенко Ф.И., Шумов О.В.</i> Повышение качества сварных соединений	28
<i>Попок Н.Н., Кунцевич И.П., Хмельницкий Р.С., Анисимов В.С., Гвоздь Г.И.</i> Влияние углов в плане режущего лезвия инструмента на шероховатость обработанной поверхности сферы	32
<i>Вайтехнович Е.П., Хвесько Г.М., Боровский Д.Н.</i> Определение осевого усилия в фрикционном приводе планетарной мельницы.....	39

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

<i>Акулович Л.М., Сергеев Л.Е., Шабуня В.В., Дубновицкий С.К.</i> Коррозионная стойкость деталей из легированных сталей после магнитно-абразивной обработки.....	45
<i>Белоцерковский М.А.</i> Процесс формирования покрытий из псевдосплавов гиперзвуковой металлизацией	51
<i>Жорник В.И., Ковалева С.А., Белоцерковский М.А., Витязь П.А., Григорьева Т.Ф., Дудан А.В.</i> Влияние механической активации на структуру композиционных порошков на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена, наполненного карбидом бора.....	58
<i>Шабловский О.Н., Кроть Д.Г.</i> Колебания скорости и кривизны осесимметричной фазовой границы кристаллизации в переохлажденном расплаве	64
<i>Акулович Л.М., Дечко М.М., Ворошуха О.Н.</i> Особенности магнитно-абразивной обработки с регенерацией контура режущего инструмента импульсным магнитным полем.....	71
<i>Семенченко М.В.</i> Повышение производительности диффузионного насыщения проволоки путем электроконтактного нагрева в режиме термоциклирования.....	78
<i>Варигов Г.А., Дрозд К.М., Жорник В.И.</i> Влияние режимов нанесения модифицированных полимерных покрытий на их адгезионную прочность	83
<i>Дубко А.Г., Четвертко Н.А., Лебедев А.В.</i> Особенности применения покрытий при изготовлении электрохирургических инструментов для биполярной высокочастотной сварки	88
<i>Белоцерковский М.А., Сосновский А.В., Григорчик А.Н., Ялович А.П., Дудан А.В.</i> Особенности получения покрытий из псевдосплавов методом гиперзвуковой металлизации	95

ХИМИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

<i>Покровская С.В., Корбут Е.Я.</i> Инновационные идеи модернизации процесса алкилирования фенола с целью повышения качества алкилата	101
<i>Булавка Ю.А., Вишнякова Ю.В., Ляхович В.А., Москаленко А.С.</i> Получение на основе нейтрализованных кислых гудронов нефтехимических предприятий битумных материалов.....	108
<i>Ермак А.А., Бурая И.В., Спиридонов А.В., Сябарева Е.В., Ковалёва И.В.</i> Способы регулирования температуры помутнения дизельных топлив	112