

МЕХАНИЧЕСКОЕ ОБОРУДОВАНИЕ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ЗАВОДОВ

научно-технический журнал





Журнал индексируется системами РИНЦ и Google Scholar.
Сведения о журнале публикуются в международной системе «Ulrich's Periodicals Directory»

Редакционная коллегия

Главный научный редактор

Корчунов А.Г. – «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», профессор, доктор технических наук.

Заместитель главного научного редактора

Анцупов В.П. – «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», профессор, доктор технических наук.

Бобарикин Ю.Л. – «Гомельский государственный технический университет имени П.О. Сухого», доцент, кандидат технических наук, г. Гомель, Республика Беларусь.

Горбатюк С.М. – «Национальный исследовательский технологический университет «МИСИС» (Университет науки и технологий МИСИС), профессор, доктор технических наук.

Кузьминов А.Л. – «Череповецкий государственный университет», профессор, доктор технических наук.

Раскатов Е.Ю. – «Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б.Н. Ельцина», профессор, доктор технических наук.

Томило В.А. – «Белорусский национальный технический университет», профессор, доктор технических наук, г. Минск, Республика Беларусь.

Ответственный редактор

Слободянский М.Г. – «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», доцент, кандидат технических наук.

Журнал основан в 2012 г.

Периодичность выхода – 2 номера в год.

Адрес издателя:

455000, Челябинская обл.,
г. Магнитогорск,
пр. К. Маркса, 45/2,
ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова»,
издательский центр.

Адрес типографии:

455000, Челябинская обл.,
г. Магнитогорск,
пр. Ленина, 38,
ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова»,
участок оперативной полиграфии.

Выход в свет 28.12.2023. Заказ 414.

Тираж 300 экз.

СОДЕРЖАНИЕ

CONTENTS

А.Ю. Королёв, В.А. Томило, В.С. Нисс Исследование особенностей электролитно-плазменной обработки внутренних поверхностей труб	3	A.Yu. Korolev, V.A. Tomilo, V.S. Niss Study of the features of electrolyte-plasma treatment of internal surfaces of pipes	3
Д.В. Туманов, А.Л. Кузьминов, А.В. Цуркан, В.П. Виноградов, П.А. Салиханов Повышение стойкости графитированных электродов методом водо-воздушного охлаждения поверхности	17	D.V. Tumanov, A.L. Kuzminov, A.V. Tsurkan, V.P. Vinogradov, P.A. Salikhanov Increasing the durability of graphite electrodes using water-air cooling of the surface	17
М.Е. Гойдо, В.В. Бодров, Р.М. Багаутдинов Упрощенный расчет основных размеров клапанного модуля для гидрораспределителей прессов	24	M.E. Goydo, V.V. Bodrov, R.M. Bagautdinov Simplified calculation of the basic dimensions of the valve module for hydraulic distributors of presses	24
А.Г. Корчунов, Д.В. Константинов, Е.М. Огнева, А.Ю. Столяров Моделирование дробеметной обработки поверхности горячекатаного сортового проката	31	A.G. Korchunov, D.V. Konstantinov, E.M. Ogneva, A.Yu. Stolyarov Shot blasting simulation surfaces of hot-rolled bars	31
М.П. Шишкарёв Оптимальная закономерность изменения распорной силы и повышение надежности адаптивных фрикционных муфт	38	M.P. Shishkarev The optimal pattern of the change in the spacer force and improving the reliability of adaptive friction clutches	38
П.А. Салиханов, С.В. Неvezhin, Д.В. Туманов, А.Л. Кузьминов, В.П. Виноградов, А.В. Цуркан Снижение расхода графитированных электродов установки печь-ковш с использованием экспериментальных защитных металлизационных покрытий	46	P.A. Salikhanov, S.V. Nevezhin, D.V. Tumanov, A.L. Kuzminov, V.P. Vinogradov, A.V. Tsurkan Reducing the consumption of graphite electrodes in a ladle furnace installation using experimental protective metallization coatings	46



УДК 621.357.7

А.Ю. Королёв, В.А. Томило, В.С. Нисс
Белорусский национальный технический университет
г. Минск, Республика Беларусь
E-mail: korolyov129@gmail.com
Дата поступления 10.10.2023

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ ЭЛЕКТРОЛИТНО-ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКИ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРУБ

Аннотация

Выполнены исследования особенностей электролитно-плазменной обработки внутренних поверхностей на примере цилиндрического отверстия конечной длины (внутренней поверхности трубы). Экспериментально установлено распределение плотности тока, характер анодных процессов, протекающих на различных участках внутренней поверхности, исследована морфология и качество обработки поверхности. В процессах ЭПО на внутренних поверхностях по мере удаления от границы открытого участка происходит уменьшение плотности тока и, соответственно, съема металла, что связано со снижением напряженности электрического поля. При этом наблюдается формирование до трех характерных зон: полированной, матовой и окисленной. Количество характерных зон и их протяженность определяются размерами и формой обрабатываемой внутренней поверхности. Формирование характерных зон связано с особенностями анодных режимов, протекающих на различных участках обрабатываемой поверхности (электролитно-плазменного, коммутационного и электрохимического), которые определяются электрическими условиями и возникающими самоорганизующимися гидродинамическими потоками. Полированная зона формируется на участке поверхности, соответствующей электролитно-плазменному режиму и коммутационному режиму с относительно высокой долей электролитно-плазменной составляющей (не менее 25–30 %). Матовая зона соответствует участку, на котором действует коммутационный режим с низкой долей электролитно-плазменной составляющей (менее 25 %). Окисленная зона соответствует электрохимическому режиму.

Ключевые слова: электролитно-плазменная обработка, поверхность, шероховатость, морфология, плотность тока, напряженность.

Введение

Одним из прогрессивных методов повышения качества поверхности металлических изделий является электролитно-плазменная обработка (ЭПО), которая широко используется для полирования, удаления заусенцев и очистки изделий медицинского назначения, декоративных изделий, деталей машин и приборов, а также с целью с повышения физико-механических и химических свойств поверхности [1, 2, 3], подготовки поверхности для нанесения покрытий [4]. Другими направлениями применения технологии ЭПО являются: размерная обработка ответственных длинномерных изделий [5], обработка поверхности с це-

лью удаления инородных включений и снижения плотности дислокаций [6]. ЭПО имеет ряд существенных преимуществ перед традиционными методами механического и электрохимического полирования. Преимуществом перед механическим полированием является возможность обработки изделий сложной формы. Важнейшим преимуществом метода по сравнению с традиционной электрохимической обработкой является использование гораздо менее агрессивных и токсичных электролитов. Так, при ЭПО в качестве электролитов используются водные растворы солей концентрацией не более 5 %.

В процессе ЭПО на съем металла оказывают влияние основные технологические

параметры, такие как напряжение температура электролита, глубина погружения изделия в электролит [7]. При этом важнейшим фактором, определяющим съем металла на различных поверхностях изделия, является его геометрия. Наиболее интенсивной обработке подвергаются выступающие поверхности, наружные конструктивные элементы изделия, заусенцы, острые кромки, а наименее интенсивная обработка происходит на внутренних поверхностях – в пазах, отверстиях, канавках. Кроме того, при обработке цилиндрических поверхностей на интенсивность обработки оказывает влияние радиус кривизны, при этом чем меньше радиус кривизны, тем выше скорость съема металла [8].

Как в процессах традиционной электрохимической обработки, так и при ЭПО съем металла определяется локальной плотностью тока. Локальная плотность тока i зависит от напряженности электрического поля E на рассматриваемом участке обрабатываемой поверхности и удельной электропроводности среды σ , через которую происходит ионный обмен (1) [9]. В случае традиционной электрохимической обработки такой средой является сам электролит, при ЭПО – тонкая парогазовая оболочка (ПГО), формируемая вокруг анода. Выражение (1) представляет собой закон Ома для электролитов:

$$i = E\sigma \quad (1)$$

Для традиционных электрохимических технологий с целью решения проблем обработки внутренних и труднодоступных поверхностей используют подачу электродов-инструментов в зону обработки и прокачку электролита. В качестве электродов-инструментов при этом применяют перфорированные катоды, через которые осуществляют подачу электролита, проволочные электроды или электроды специальной формы с отдельной подачей электролита в межэлектродную зону [10, 11]. Для процессов ЭПО такие методы являются неэффективными, поскольку протекание устойчивого электролитно-плазменного процесса возможно только при условии значительного превышения площади катода над площадью обрабатываемой поверхности анода [12, 13], что технически нереализуемо для

внутренних конструктивных элементов малых размеров. Кроме того, при использовании дополнительных катодов в процессе ЭПО из-за высокого напряжения существует вероятность электрического пробоя с оплавлением поверхностей анода и катода.

Для традиционных электрохимических процессов, реализуемых при низких напряжениях, широко используются экспериментальные и расчетные методы установления распределения плотности тока и напряженности электрического поля. К таким процессам также применимы методы численного моделирования, позволяющие с большой достоверностью устанавливать распределение плотности тока и, соответственно, съем металла на различных поверхностях обрабатываемой поверхности [14, 15]. В процессе ЭПО съем металла зависит от толщины ПГО, форма и размеры которой определяются параметрами обработки и могут динамично изменяться за счет воздействия интенсивных потоков электролита, а также за счет существенного изменения электрических условий на обрабатываемой поверхности. Поэтому из-за таких комплексных условий протекания процесса ЭПО наиболее приемлемым методом установления электрических условий при обработке внутренних поверхностей представляется экспериментальный.

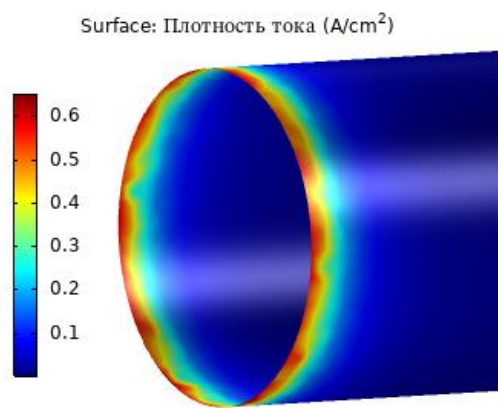
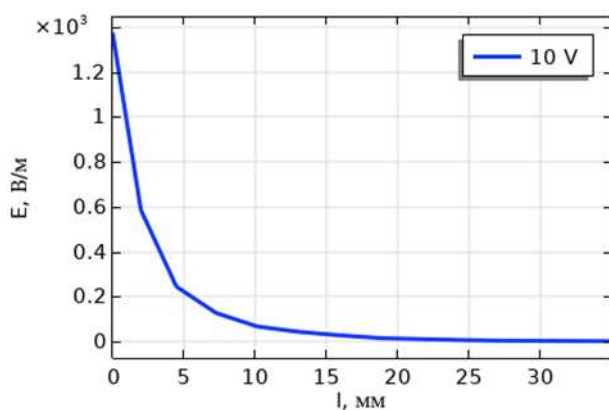
Исследование особенностей распределения плотности тока, определяющей съем металла, установление характера протекающих анодных процессов на различных участках внутренней поверхности, а также определение морфологии и качества их обработки являются важными теоретическими и прикладными задачами при разработке процессов ЭПО изделий сложной формы.

Материалы и методы исследования

В качестве внутренней поверхности в работе рассматривалась поверхность сквозного цилиндрического отверстия ограниченной длины, наиболее простым примером которой является труба с изолированной внешней поверхностью.

На рисунке 1 представлены результаты численного моделирования распределения напряженности электрического поля и плотности тока на поверхности цилиндрического отверстия диаметром 28 мм в процессе традиционной электрохимической обработки. Удельную электропроводность электролита при расчетах принимали $\sigma = 11,0$ См/м, что соответствует удельной электропроводности 5% раствора сульфата аммония при температуре 60°C. На внутренней поверхности при удалении от края отверстия линии напряженности ослабевают, что приводит к резкому уменьшению

как величины напряженности (рисунок 1а), так и плотности тока (рисунок 1б). Из результатов моделирования видно, что основной сьем металла происходит на участке поверхности, протяженностью около 5 мм. Однако, в процессе ЭПО из-за особенностей протекания электролитно-плазменного процесса за счет формирования трехфазной системы анод-ПГО-электролит, изменение напряженности на внутренней поверхности по мере удаления от края отверстия и, соответственно, распределение плотности тока и съема металла будет иметь иной характер.



а

б

Рисунок 1. Результаты численного моделирования процесса электрохимической обработки отверстия: а – изменение напряженности электрического поля на поверхности отверстия при удалении от ее края при различных значениях напряжения; б – распределение плотности тока на внутренней поверхности трубы при напряжении 10 В

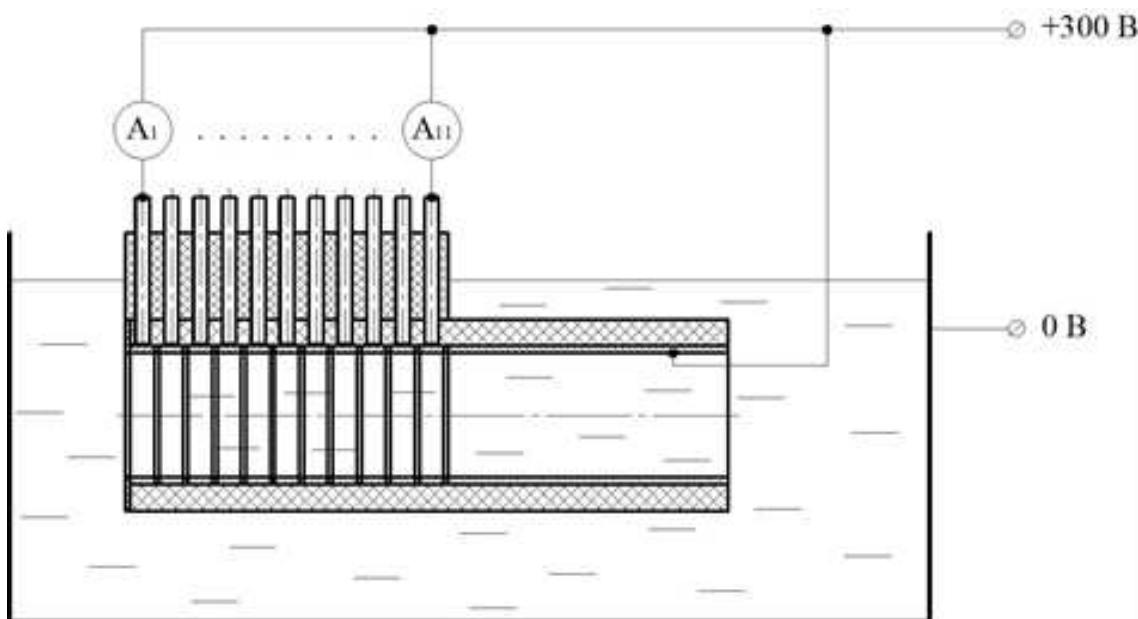


Рисунок 2. Схема электродного устройства

Для оценки неравномерности обработки выполнялась ЭПО отрезков труб с внутренним диаметром 1,5 мм; 3,8 мм; 6,0 мм; 9,5 мм; 12 мм; 16 мм; 18 мм и 28 мм длиной 125 мм из коррозионностойкой стали AISI 304. Для изоляции наружной поверхности от электролита образцы помещались во втулки из фторопласта. Обработка выполнялась в 5% водном растворе сульфата аммония при температуре 90°C. Напряжение обработки составляло 300 В. Для накопления достаточного количества продуктов обработки электролит был предварительно проработан при объемном количестве электричества 7 А·ч/л. Образцы при обработке были ориентированы продольной осью параллельно поверхности электролита. Общая продолжительность обработки образцов составляла 5 мин. Для нивелирования условий на различных поверхностях обработка выполнялась в два этапа. После первого этапа продолжительностью 2,5 мин образец поворачивался относительно продольной оси на угол 180°, после чего выполнялся второй этап продолжительностью 2,5 мин.

Для исследования закономерностей распределения тока и съема металла, а также особенностей анодных процессов на различных участках внутренней поверхности обрабатываемого образца было разработано электродное устройство, включающее 11 изолированных друг от друга кольцевых анодов из стали AISI 304 шириной 5 мм с внутренним диаметром 28 мм, помещенных внутрь трубы из полипропилена длиной 125 мм с толщиной стенки 6 мм (рисунк 2). Изоляция анодов друг от друга выполнялась с помощью колец из фторопласта шириной 1 мм. В свободной части трубы из полипропилена закреплялся отрезок трубы из стали AISI 304 с внутренним диаметром 28 мм длиной 59 мм. Аноды фиксировались в трубе из полипропилена шпильками М3. Шпильки также использовались для индивидуального токоподвода к каждому из анодов. Кроме того, для создания естественных условий обработки дополнительно поляризовался отрезок трубы длиной 59 мм. Обработка выполнялась в

5% растворе сульфата аммония с температурой 90°C при напряжении 300 В. Продолжительность обработки составляла 5 мин.

Для каждого из анодов через токоизмерительный шунт фиксировались осциллограммы тока в режиме временной развертки (для установления особенностей протекания анодных процессов), а также в режиме усреднения по результатам 16 циклов для определения среднего тока. Значение коэффициента горизонтальной развертки составляло 10 мс/дел. Плотность тока рассчитывалась как отношение силы тока к площади обрабатываемой поверхности анода. Кроме того, выполнялось измерение массы каждого анода до и после обработки. Дополнительно с использованием этого же электролита (при температуре 60°C) определялась плотность тока в режиме традиционной электрохимической обработки при напряжении 10 В.

Измерение параметра шероховатости Ra поверхности анодов выполняли с помощью профилометра MarSurf PS1. Масса анодов до и после обработки определялась на аналитических весах Ohaus Pioneer PA214. Микрофотографии характерных зон на внутренней поверхности получены с помощью сканирующего электронного микроскопа VEGA II LMU. Удельную электропроводность электролита измеряли кондуктометром HANNA HI8733. Осциллографические исследования выполнялись с помощью цифрового осциллографа OWON XDS 3102A.

Полученные результаты и их обсуждение

Результаты изменения электрических условий на поверхности отверстия в процессе ЭПО могут быть наглядно продемонстрированы неравномерностью обработки участка, расположенного возле его края. На рисунке 3 представлены фотографии обработанных отрезков труб с внутренним диаметром 28 мм, 18 мм и 9,5 мм, разрезанных вдоль продольной оси. На фотографиях видно, что из-за большого градиента электрического поля на внутренней поверхности трубы в процессе ЭПО образуются характерные зоны.

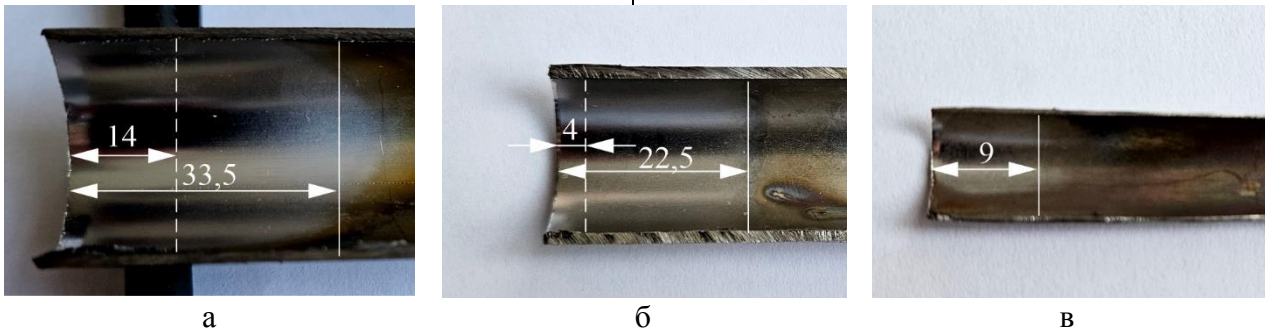
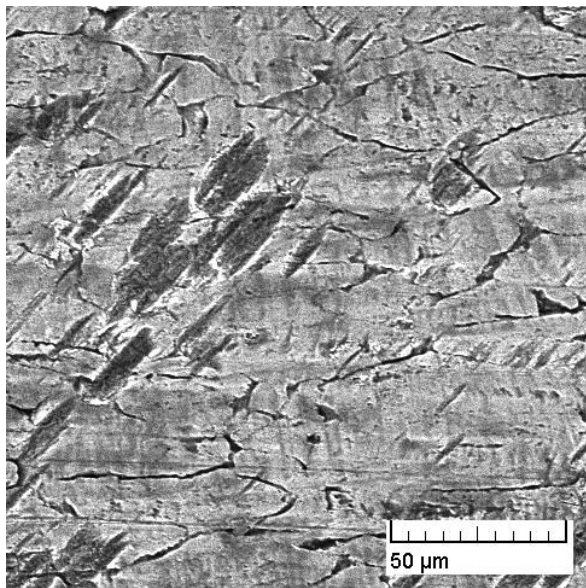
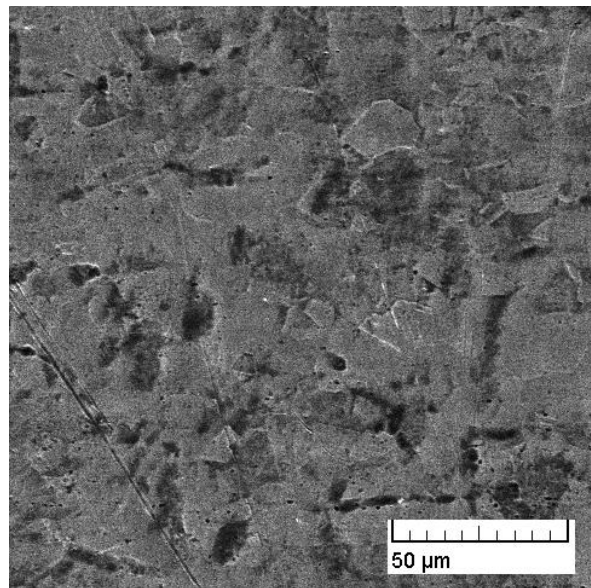


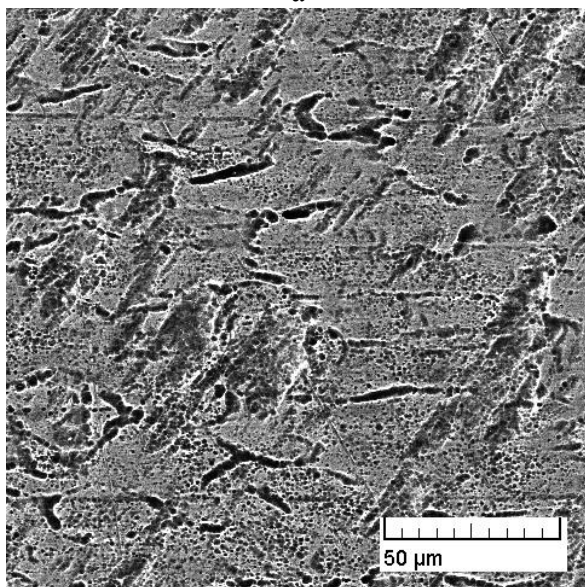
Рисунок 3. Состояние внутренней поверхности труб различного диаметра после ЭПО продолжительностью 5 мин: а – 28 мм; б – 18 мм; в – 9,5 мм



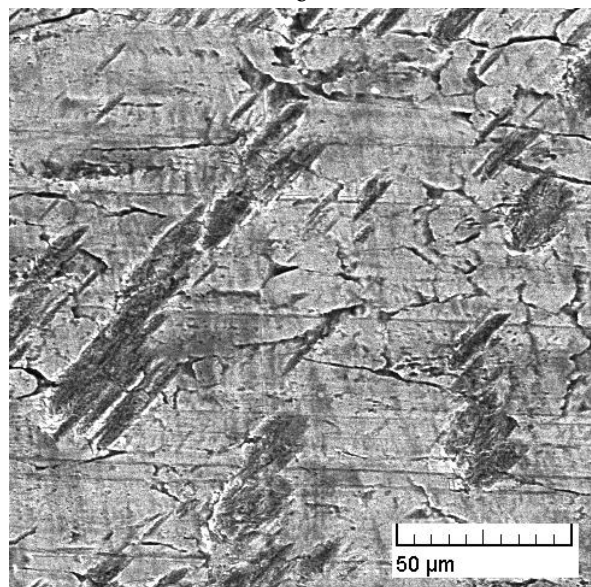
$Ra = 0,158$ мкм
а



$Ra = 0,112$ мкм
б



$Ra = 0,187$ мкм
в



$Ra = 0,154$ мкм
г

Рисунок 4. Микрофотографии характерных зон на внутренней поверхности: а – исходная поверхность; б – полированная зона; в – матовая зона; г – зона с окислом

Вблизи от края образца формируется полированная зона с высоким коэффициентом отражения относительно исходного состояния. Такая поверхность свойственна для ЭПО. Протяженность полированной зоны снижается с уменьшением внутреннего диаметра обрабатываемого образца. Так для образца с диаметром 28 мм протяженность полированной зоны составляет 14 мм, а для образца с диаметром 18 мм ее величина уменьшается до 4 мм. На образцах с внутренним диаметром от 16 мм и менее полированная зона отсутствует. По мере удаления от торцевой поверхности полированная зона переходит в матовую (для образцов с диаметром 18 мм и 28 мм). На образцах без полированной поверхности матовая зона формируется, начиная с края образца. В матовой зоне преобладают процессы растравливания, свойственные для электрохимической обработки, выполняемой с отклонением от требуемых технологических режимов. Из-за растравливания качество поверхности в этой зоне снижается относительно исходного состояния. Существующие при этом электрические условия не позволяют сформироваться стабильной ПГО для протекания устойчивого процесса ЭПО. Кроме того, уменьшение диаметра образца приводит к нарушению свободного истечения гидродинамических потоков, что также является причиной срыва ПГО или нарушения ее сплошности. За матовой зоной, на поверхности осаждается окисная пленка, образующаяся вследствие обратного выделения растворенных в электролите продуктов обработки. Аналогичная пленка формируется при выполнении ЭПО частично погружаемого в электролит образца на участке поверхности, контактирующей с границей электролита.

Микрофотографии поверхности характерных зон (с указанием параметра шероховатости R_a), формирующихся внутри трубы диаметром 28 мм приведены на рисунке 4. На исходной поверхности (рисунок

4а) присутствуют микротрещины и царапины, образованные в процессе производства трубы. Значение параметра шероховатости R_a исходной поверхности составляет 0,158 мкм. Поверхность полированной зоны имеет сглаженную структуру с выделенными границами зерен (рисунок 4б). При этом качество поверхности относительно исходного состояния повышается ($R_a = 0,112$ мкм). Поверхность, соответствующая матовой зоне, имеет пористую структуру, сформированную скоплениями питтингов с размерами 1–2 мкм (рисунок 4в). Наряду с интенсивным питтингообразованием в этой зоне также происходит растравливание микротрещин, присутствующих на исходной поверхности, с увеличением их поперечных размеров. Качество поверхности в этой зоне ухудшается относительно исходного состояния ($R_a = 0,187$ мкм). Морфология и шероховатость поверхности с окисной пленкой (рисунок 4г) соответствуют исходному состоянию.

Протяженность как отдельных зон, так и общая протяженность зон обработки со съемом металла (полированной и матовой) зависят от внутреннего диаметра образца. На рисунке 5 представлена зависимость общей протяженности зон (суммарная глубина обработки со съемом металла) образца 1 от его внутреннего диаметра. В исследованном диапазоне значений внутреннего диаметра представленная зависимость имеет строгий линейный характер. Суммарная глубина обработки для образца с внутренним диаметром 3,8 мм составила 0,8 мм. При этом для образца с диаметром 1,5 мм признаков обработки внутренней со съемом металла поверхности не наблюдалось. На поверхности присутствовал только осажденный окисный слой. Экстраполяция полученной зависимости показывает, что предельное значение внутреннего диаметра образца, при котором прекращается обработка внутренней поверхности составляет 3,2 мм.

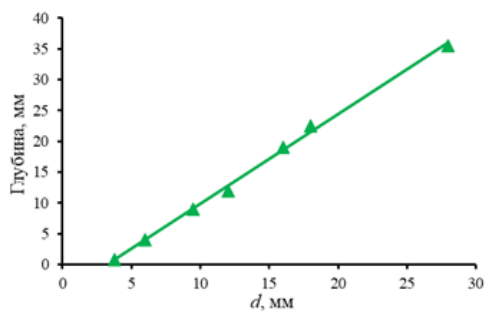


Рисунок 5. Влияние внутреннего диаметра образца на общую протяженность зоны обработки

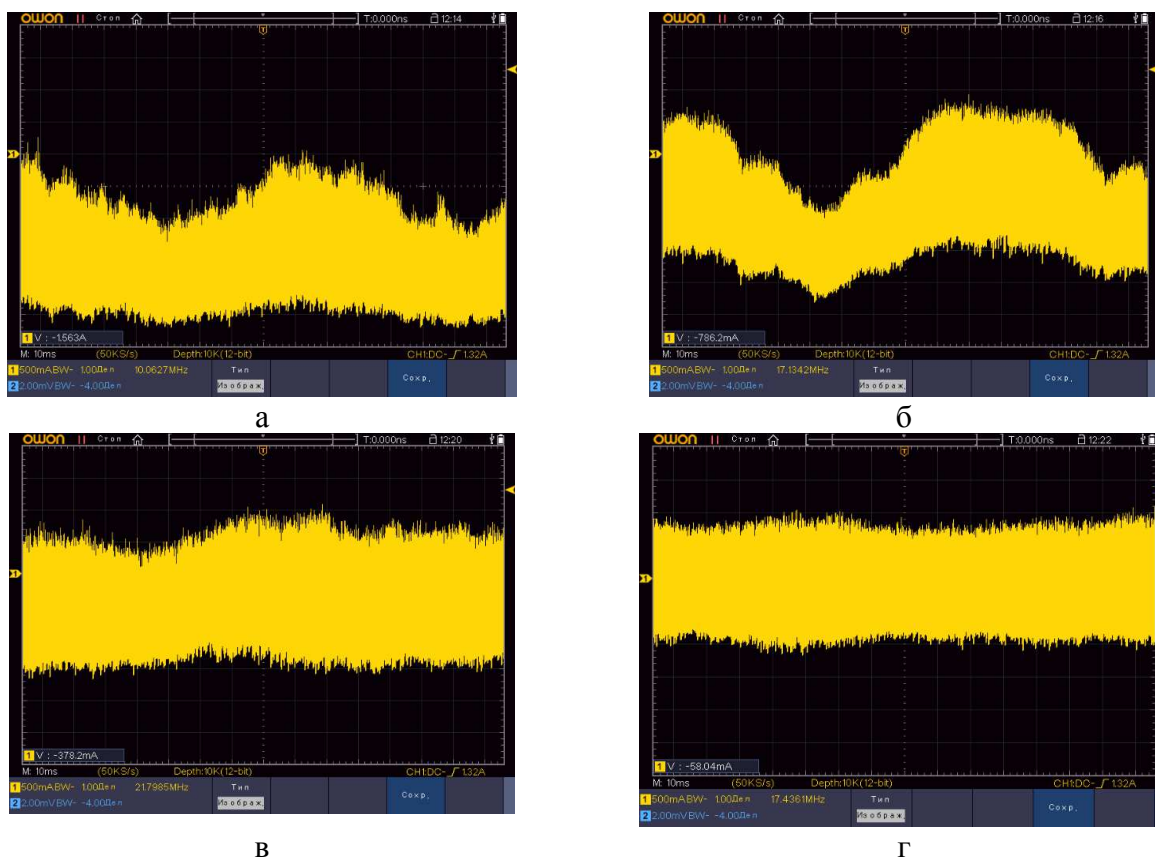


Рисунок 6. Примеры осциллограмм в режиме усреднения для определения среднего тока на анодах (отображение силы тока на осциллограммах инвертировано):

а – анод №2; б – анод №3; в – анод №5; г – анод №7

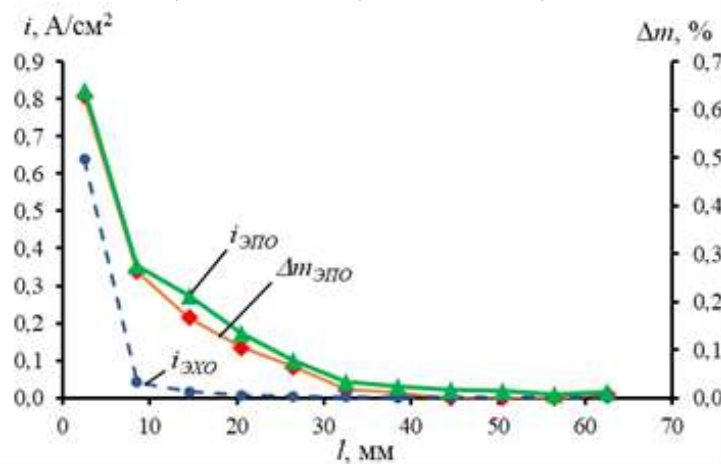


Рисунок 7. Распределение плотности тока и съема металла на внутренней поверхности по мере удаления от границы открытого участка

На рисунке 6 представлены примеры осциллограмм в режиме усреднения для определения среднего тока на анодах (нумерация анодов по мере удаления от края). Распределение плотности тока на различных участках внутренней поверхности по мере удаления от края, представлено на рисунке 7. На крайнем аноде плотность тока составляет $0,81 \text{ А/см}^2$. При удалении от края на расстояние 6 мм происходит интенсивное снижение его величины до $0,34 \text{ А/см}^2$ (анод №2). Этот участок соответствует полированной поверхности. Относительно высокая плотность тока в зоне, соответствующей полированной поверхности, связана с наличием интенсивных гидродинамических потоков, приводящих к значительному уменьшению толщины ПГО. При дальнейшем удалении от края образца наблюдается плавное снижение плотности тока. Так на расстоянии 32 мм от края (анод №6) его величина снижается до $0,005 \text{ А/см}^2$. Этот участок соответствует растравленной поверхности. Далее происходит затухание анодного процесса – при удалении от края на расстояние более 32 мм плотность тока колеблется в диапазоне до $0,001\text{--}0,013 \text{ А/см}^2$ (зона окисленной поверхности). Зависимость распределения съема металла на внутренней поверхности в процессе ЭПО коррелирует с зависимостью распределения плотности тока, что подтверждает корректность полученных результатов.

Распределение плотности тока на внутренней поверхности для электрохимического процесса $i_{\text{ЭХО}}$ имеет другой характер по сравнению с установленным распределением для процесса ЭПО. Так при электрохимическом процессе уже при небольшом удалении от края образца (анод №2) происходит резкое снижение плотности тока с ($0,63 \text{ А/см}^2$ до $0,04 \text{ А/см}^2$), что хорошо согласуется с результатами численного моделирования, представленными на рисунке 16.

Существенные различия в характере распределения плотности тока в электролитно-плазменном и электрохимическом процессах связаны со спецификой изменения напряженности электрического поля на

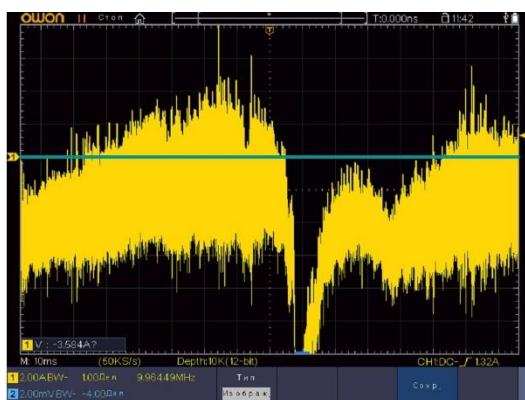
внутренней поверхности обрабатываемого образца, а также комплексными процессами, сопровождающими процесс ЭПО. ЭПО выполняется при гораздо более высоком напряжении (300 В) по сравнению с традиционным электрохимическим процессом. Соответственно, напряженность электрического поля при ЭПО существенно выше, а ее снижение по мере удаления от края образца менее интенсивное. Кроме того, на среднюю плотность тока и съем металла при ЭПО существенное влияние оказывает нарушение сплошности ПГО вследствие резкого снижения напряженности на внутренней поверхности и воздействия на ПГО формирующихся гидродинамических потоков, что в результате приводит к повышению плотности тока.

Для установления особенностей протекания анодных процессов на различных участках обрабатываемой поверхности выполнены осциллографические исследования электрического тока (рисунок 8). Анализ полученных осциллограмм показывает, что протекающий через аноды ток включает как электролитно-плазменную, так и электрохимическую составляющие. Ток электролитно-плазменного режима определяется как отклонение средней линии высокочастотных осцилляций относительно нулевой линии осциллографа (рисунок 8а). На осциллограммах для анодов №1–5 присутствуют короткие прерывания электролитно-плазменного процесса длительностью 8–14 мс, приводящие к значительному повышению силы тока. Импульсное повышение тока связано с нарушением сплошности ПГО, в результате которого электролит соприкасается с анодом, что приводит к возникновению электрохимической составляющей. Такое состояние можно условно считать коммутационным режимом анодного процесса, который обычно возникает при значениях напряжения от 90 до 180 В, когда из-за периодического нарушения сплошности ПГО происходит хаотический рост тока, интенсивное паро- и газовыделение, возникновение гидродинамических потоков. В случае с обработкой внутренних поверхностей нарушение сплошности ПГО

связано не только со снижением напряженности, но и с воздействием на нее интенсивных самоорганизованных гидродинамических потоков, возникающих на обрабатываемой поверхности [16], выброса пара, брызг, неустойчивого движения электролита во внутреннем закрытом объеме.

На аноде №1 протекает преимущественно электролитно-плазменный режим с плотностью тока $i_{\text{эпл}} = 0,70 \text{ А/см}^2$ при среднем значении $i_{1\text{cp}} = 0,81 \text{ А/см}^2$. Доля электролитно-плазменной составляющей в

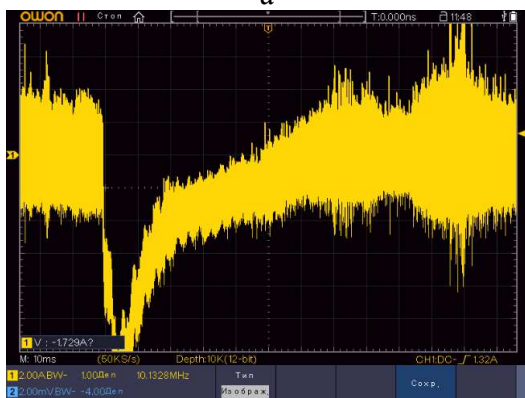
средней плотности тока для анода №1 составляет 86%. Таким образом, исключительно электролитно-плазменный режим протекает только в приграничной зоне протяженностью менее 5 мм. Плотность тока электролитно-плазменной составляющей на аноде №2 – $i_{\text{эпл}} = 0,14 \text{ А/см}^2$, а его доля в средней плотности тока снижается до 41%. Для анода №3 доля тока электролитно-плазменного процесса снижается до 28%, для анода №4 – до 15%, а для анода №5 – до 8 %.



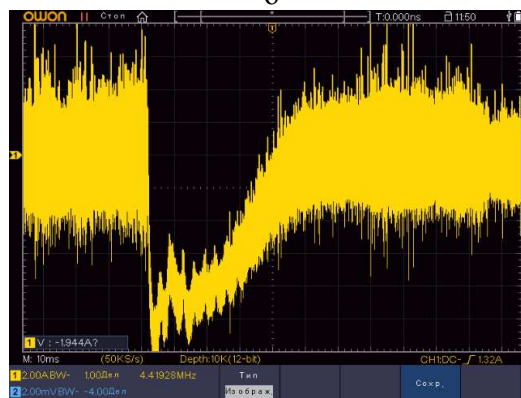
а



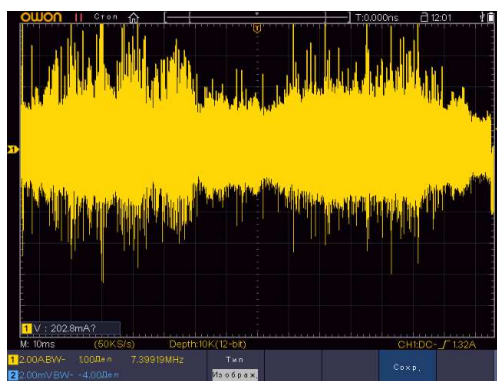
б



в



г

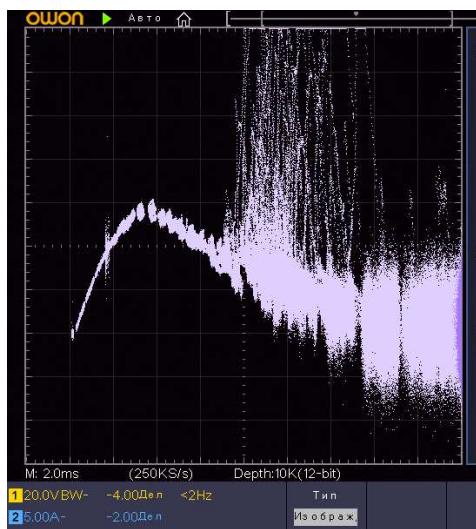


д

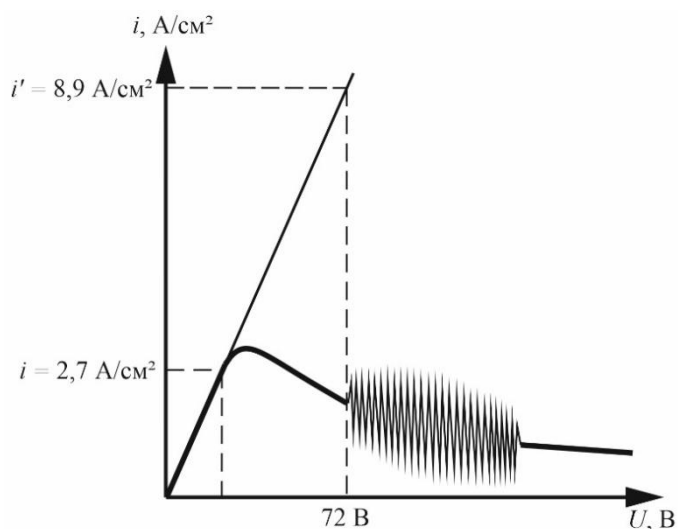
Рисунок 8. Осциллограммы тока на различных участках внутренней поверхности обрабатываемого образца с внутренним диаметром 28 мм (отображение силы тока на осциллограммах инвертировано): а – анод №1; б – анод №2; в – анод №3; г – анод №4; д – анод №5



Рисунок 9. Связь пороговых значений напряженности электрического поля с границами характерных зон внутренней поверхности



а



б

Рисунок 10. Вольт-амперная характеристика анодного процесса при температуре электролита 90°C:

а – вольтамперная характеристика;

б – экстраполяция линейного участка вольтамперной характеристики

Согласно результатам, представленным на рисунке 3а, полированная зона находится в местах расположения анодов №1, № 2 и частично анода №3. Таким образом, можно утверждать, что полированная

зона формируется на участке поверхности, соответствующей электролитно-плазменному режиму и коммутационному режиму с относительно высокой долей электролитно-плазменной составляющей (не менее

25–30%). Матовая зона соответствует участку, на котором действует коммутационный режим с низкой долей электролитно-плазменной составляющей (менее 25%). Начиная с анода №6 (расстояние от края 32 мм) на осциллограммах фиксируется только высокочастотный сигнал с различной амплитудой без отклонения средней линии осцилляций от нулевого значения. Напряженность снижается до такого уровня, когда поляризация даже высоким напряжением (300 В) не приводит к образованию ПГО, и соответственно, к возникновению электролитно-плазменного режима на обрабатываемой поверхности. В этом режиме происходит осаждение окислов.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что необходимое значение напряжения является не единственным электрическим условием, обеспечивающим выделение в прианодной зоне энергии, достаточной для локального вскипания электролита, образования устойчивой ПГО и протекания стабильного электролитно-плазменного режима. Очевидно, что существуют также и пороговые значения напряженности E_1 и E_2 , при которых происходит переход между режимами анодного процесса. На рисунке 9 представлена условная диаграмма, демонстрирующая связь пороговых значений напряженности электрического поля с границами характерных зон при обработке внутренней поверхности. Протекание устойчивого электролитно-плазменного режима возможно только в краевой зоне. Снижение напряженности по мере удаления от края до порогового значения E_1 вызывает прерывание сплошности ПГО с переходом процесса в коммутационный режим с хаотическим ростом тока, интенсивным паро- и газовыделением, возникновением гидродинамических потоков. Дальнейшее уменьшение напряженности до порогового значения E_2 приводит к переходу процесса из коммутационного в электрохимический режим.

Для формирования устойчивой ПГО в прианодной зоне должен действовать тепловой поток, обеспечивающий существование устойчивой поверхности раздела жидкость–пар. Такое выделение тепла обеспе-

чивает прохождение через ПГО тока достаточной величины. Для протекания такого тока напряженность электрического поля должна иметь пороговое значение E_1 , обеспечивающее эмиссию ионов электролита в ПГО и их перенос на анод [17]. По данным исследований различных авторов, [12, 13, 17] величина напряженности электрического поля в устойчивом электролитно-плазменном режиме составляет от 10^6 В/м до 10^7 В/м, а толщина ПГО согласно экспериментальным данным [18–20] оценивается в диапазоне от 3 до 250 мкм. Соответственно эти значения напряженности можно считать пороговыми значениями E_1 , ниже которых возникает нарушение сплошности ПГО с переходом анодного процесса в коммутационный режим.

Пороговое значение напряженности E_2 , при котором происходит переход из коммутационного в электрохимический режим можно оценить на основании анализа вольт-амперной характеристики анодного процесса. На рисунке 10а представлена вольт-амперная характеристика для анодного процесса в электролите на основе 5% раствора сульфата аммония с температурой 90°C. Удельная электропроводность такого электролита – $\sigma = 14,8$ См/м. В качестве анода использовался плоский образец с размерами 30x5x1 мм из коррозионностойкой стали AISI 304. Вольт-амперные характеристики получены в режиме развертки напряжение-ток.

На начальном этапе электрохимического режима с увеличением напряжения происходит линейное увеличение силы тока. Повышение напряжения до критического значения приводит к возникновению интенсивного газовыделения на аноде, вследствие чего сопротивление в цепи электролит-анод повышается, а сила тока снижается. При этом очевидно, что несмотря на снижение плотности тока, повышение напряжения вызывает рост напряженности электрического поля в слое электролита, поскольку расстояние между анодом и катодом остается неизменным. На вольт-амперной характеристике коммутационному режиму соответствует область, в которой наблюдаются хаотичные броски тока, отоб-

ражаемые в виде скопления точек, формирующих вытянутые вертикальные структуры. Из рисунка 10а видно, что при температуре электролита 90°C переход процесса из электрохимического режима в коммутационный начинается при напряжении 72 В.

Нелинейное поведение электрохимического участка вольт-амперной характеристики не позволяет использовать закон Ома для электролитов (1) для определения порогового значения напряжения E_2 при известном значении удельной электропроводности электролита σ и плотности тока i , соответствующей напряжению перехода процесса из электрохимического режима в коммутационный. С учетом того, что в электрохимическом режиме напряженность поля от напряжения имеет линейную зависимость, значение E_2 можно установить по формуле (1), зная величину плотности тока i' , который действовал бы при напряжении перехода из электрохимического режима в коммутационный при линейном поведении электрохимического участка вольтамперной характеристики, то есть при отсутствии газовыделения на аноде. Плотность тока i' определяется путем экстраполяции линейного участка вольтамперной характеристики до напряжения перехода из электрохимического режима в коммутационный (рисунок 11б). Установленное по результатам экстраполяции значение i' составило 8,9 А/см². В этом случае пороговое значение напряженности, при котором происходит переход из коммутационного в электрохимический режим, $E_2 = 6,0 \cdot 10^3$ В/м.

Установленное пороговое значение E_2 на 3–4 порядка меньше порогового значения E_1 , соответствующего переходу между электролитно-плазменным и коммутационным режимами анодного процесса. Такое существенное различие в пороговых значениях связано с особенностями режимов обработки. В электролитно-плазменном режиме основное падение напряжения происходит в ПГО, имеющей небольшую толщину (3–250 мкм). Поэтому напряженность электрического поля в этом режиме принимает высокие значения. В электрохимическом режиме происходит плавное изменение потенциала в слое электролита между

анодом и катодом. В результате напряженность принимает низкие значения. В коммутационном режиме в каждой точке электрического поля имеет место постоянное изменение как вектора напряженности, так и его абсолютной величины в относительно широком диапазоне, соответствующем значениям от E_1 до E_2 .

Заключение

1. В процессах ЭПО на внутренних поверхностях образцов труб по мере удаления от границы открытого участка происходит уменьшение плотности тока и, соответственно, съема металла, что связано со снижением напряженности электрического поля. При этом установленное снижение плотности тока при ЭПО менее интенсивное, чем при традиционных электрохимических процессах, выполняемых при низких значениях напряжения.

2. При ЭПО на внутренней поверхности образцов труб по мере удаления от границы открытого участка происходит формирование до трех характерных зон: полированной, матовой и окисленной. Количество характерных зон и их протяженность определяются размерами и формой обрабатываемой внутренней поверхности. На примере цилиндрического отверстия установлено, что при значении диаметра от 18 мм и более на внутренней поверхности происходит формирование всех трех зон, при диаметре от 16 мм и менее полированная зона отсутствует. Предельное значение диаметра, при котором формируется только окисленная зона, составляет 3,2 мм.

3. Формирование характерных зон связано с особенностями анодных режимов, протекающих на различных участках обрабатываемой поверхности (электролитно-плазменного, коммутационного и электрохимического), которые определяются электрическими условиями и возникающими самоорганизующимися гидродинамическими потоками. Полированная зона формируется на участке поверхности, соответствующей электролитно-плазменному режиму и коммутационному режиму с относительно высокой долей электролитно-плазменной составляющей (не менее 25–30 %). Матовая зона соответствует участку, на

котором действует коммутационный режим с низкой долей электролитно-плазменной составляющей (менее 25%). Окисленная зона соответствует электрохимическому режиму.

4. Переходам между режимами анодного процесса при ЭПО внутренних поверхностей соответствуют пороговые значения напряженности. Для исследованного режима ЭПО переход из электролитно-плазменного в коммутационный режим происходит при значении напряженности $E_1 = 10^6 - 10^7$ В/м, переход из коммутационного в электрохимический режим – при значении $E_2 = 6,0 \cdot 10^3$ В/м.

Библиографический список

1. Korolyov A., Bubulis A., Vėžys J., Aliakseyeu Yu., Minchenya V., Niss V., Markin D. (2021). Electrolytic plasma polishing of NiTi alloy. *Mathematical models in engineering*. Kaunas: JVE international. 2021, vol. 7, iss. 4, p. 70-80. ISSN 2351-5279. eISSN 2424-4627.
2. Aliakseyeu Y., Bubulis A., Korolyov A., Niss V. *Kandrotaitė Janutienė R.* (2021) Plasma Electrolyte Polishing of Titanium and Niobium Alloys in Low Concentrated Salt Solution Based Electrolyte. *Mechanika*, 27(1): 88–93. <http://dx.doi.org/10.5755/j02.mech.25044>
3. Plasma Electrolytic Polishing – An Overview of Applied Technologies and Current Challenges to Extend the Polishable Material Range / K. Nestler, F. Böttger-Hiller, W. Adamitzki, G. Glowka, H. Zeidler, A. Schubert // *Proceedings of the 18th CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining (ISEM XVIII)*, 8-22 April 2016, Tokyo, Japan, *Procedia CIRP* 42 (2016), pp. 503 – 507.
4. Vacuum deposited polymer and DLC multilayer coatings on austenitic steel, structure and tribotechnical properties in physiological solution / V.P. Kazachenko, N.I. Semchenko, A.N. Popov, Y.G. Alekseev A.Y. Korolyov // *International Conference on Industrial Tribology – India, Bangalore, 2006.* – P.55.
5. Алексеев Ю., Бубулис А., Королёв А., Минченя В., Нисс В., Паулюкас А. / Формирование конических изделий малого диаметра методом размерной электролитно-плазменной обработки // *Proceedings of the International Scientific Conference on Mobile Machines, Kaunas, Lithuania, September 20–22, (2017), pp. 47–54.*
6. Алексеев, Ю.Г. Исследование влияния промежуточной электролитно-плазменной обработки в процессе деформационного упрочнения волочением / Ю.Г. Алексеев, Л.А. Исаевич, А.Ю. Королёв, В.С. Нисс // *Вестник ПГУ. №3. Серия В. Промышленность. Прикладные науки.* – 2012. – №11. – С. 85-90.
7. Особенности процессов размерной обработки металлических изделий электролитно-плазменным методом / Ю.Г. Алексеев, А.А. Кособуцкий, А.Ю. Королёв, В.С. Нисс, Д.В. Кучерявый, А.А. Повжик // *Литье и металлургия.* – 2005. – №4. – С. 188–195.
8. Модель размерного съема материала при электролитно-плазменной обработке цилиндрических поверхностей / Ю.Г. Алексеев А.Ю. Королёв, А.Э. Паршутто, В.С. Нисс // *Наука и техника.* – 2012. – №3. – С. 3–6.
9. Зисман Г. А. Курс общей физики: учебное пособие для вузов: в 3 томах / Г. А. Зисман, О. М. Тодес. – 9-е изд., стер. – Санкт-Петербург: Лань, 2022. – Том 2: Электричество и магнетизм. – 360 с.
10. Химическая и электрохимическая обработка стальных труб. Липкин Я.Н., Штанько В.М. 2-е изд., перераб. и доп. М., "Металлургия", 1982.–254 с.
11. Амитан, Г.Л. Справочник по электрохимическим и электрофизическим методам обработки // Г.Л. Амитан, И.А. Байсупов, Ю.М. Барон и др.; под. общ. ред. В.А. Волосатова. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1988. – 719 с.
12. Синькевич, Ю.В. Электроимпульсное полирование сплавов на основе железа, хрома и никеля / Ю.В. Синькевич [и др.]. – Минск: БНТУ, 2014. – 324 с.
13. Куликов, И.С. Электролитно-плазменная обработка материалов / И.С. Куликов, С.В. Ващенко, А.Я. Каменев. – Минск: Беларус. Навука, 2010. – 232 с.

14. Каданер Л. И., Равномерность гальванических покрытий, Харьков, Изд. Харьков, гос. ун-та, 1960. 414 с.
15. Гамбург Ю.Д. Гальванические покрытия. Справочник по применению /Ю.Д. Гамбург. – М.: Техносфера, 2006. – 216 с.
16. Синькевич, Ю.В. Исследование самоорганизованных гидродинамических потоков в электролите в режиме электроимпульсного полирования / Ю.В. Синькевич, В.К. Шелег, И.Н. Янковский // Вестник полоцкого гос. ун-та. Серия В. Прикладные науки. – 2008. – № 8. – С. 66–72
17. Плазменно-электролитическое модифицирование поверхности металлов и сплавов : в 2-х томах / И. Суминов [и др.] ; ред. И. Суминов. - М. : Техносфера, 2011. – Т. I. – 2011. – 463 с.
18. Дураджи В.Н. Некоторые особенности нагрева металлов в электролитной плазме при анодном процессе/В. Н. Дураджи, И. В. Брянцев // Электронная обработка материалов. – 1977. – № 1. – С. 45–48.
19. Лазаренко Б.Р. Об особенностях электролитного нагрева при анодном процессе/Б. Р. Лазаренко, В. Н. Дураджи, А. А. Факторович, И. В. Брянцев // Электронная обработка материалов. – 1974.– № 3. – С. 37–40.
20. Ганчар В.И. Анодное растворение железа в процессе электролитного нагрева / В. И. Ганчар, И. М. Згардан, А. И. Дикусар // Электронная обработка материалов. – 1994. – № 4. – С. 69–77.

Information about the paper in English

A.Yu. Korolyov, V.A. Tomilo, V.S. Niss

Belarusian National Technical University

Minsk, Republic of Belarus

E-mail: korolyov129@gmail.com

Receipt date: October 10, 2023

RESEARCH OF THE FEATURES OF ELECTROLYTE-PLASMA TREATMENT OF INNER SURFACES OF PIPES

Abstract

Studies of the features of electrolyte-plasma processing of internal surfaces have been carried out using the example of a cylindrical hole of finite length (the internal surface of a pipe). The current density distribution and the nature of the anodic processes occurring in various areas of the inner surface were experimentally established, and the morphology and quality of surface treatment were studied. In EPT processes on internal surfaces, as one moves away from the boundary of the open area, the current density and, accordingly, metal removal decrease, which is associated with a decrease in the electric field strength. In this case, the formation of up to three characteristic zones is observed: polished, matte and oxidized. The number of characteristic zones and their length are determined by the size and shape of the inner surface being processed. The formation of characteristic zones is associated with the peculiarities of anodic regimes occurring in various areas of the treated surface (electrolyte-plasma, switching and electrochemical), which are determined by electrical conditions and emerging self-organizing hydrodynamic flows. The polished zone is formed on a surface area corresponding to the electrolyte-plasma mode and switching mode with a relatively high proportion of the electrolyte-plasma component (at least 25–30%). The matte zone corresponds to the area in which the switching mode operates with a low proportion of the electrolyte-plasma component (less than 25%). The oxidized zone corresponds to the electrochemical regime.

Keywords: electrolyte-plasma treatment, surface, roughness, morphology, current density, intensity.



УДК 669.187.25

Д.В. Туманов, А.Л. Кузьминов,
А.В. Цуркан, В.П. Виноградов, П.А. Салиханов
ФГБОУ ВО «Череповецкий государственный университет»
г. Череповец, Россия
E-mail: alkuzminov@chsu.ru
Дата поступления 17.10.2023

ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ ГРАФИТИРОВАННЫХ ЭЛЕКТРОДОВ МЕТОДОМ ВОДО-ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ ПОВЕРХНОСТИ

Аннотация

Выполнен анализ работы установки «печь-ковш» ПАО «Северсталь» (УПК), в части возможности повышения стойкости графитированных электродов. С этой целью исследовано распределения температур на поверхности графитированного электрода и её влияние на изменение его структуры. На основе результатов исследований проведена модернизация оборудования на УПК, которая направлена на снижение расхода электродов, и в конечном итоге - уменьшение себестоимости продукции. В процессе опытно - промышленной реализации мероприятий по совершенствованию оборудования были опробованы несколько конструкций систем испарительного охлаждения. Выявлена зависимость температуры поверхности электрода в пределах контакта с крышкой от суммарного расхода воды. Максимальный эффект увеличения стойкости графитированного электрода в 6% наблюдается при расходе воды в составе водо-воздушной смеси в диапазоне от 4 до 5 м³/час./электрод.

Ключевые слова: установка «печь-ковш» (УПК), графитированный электрод, электрическая дуга, крышка установки, боковая поверхность, температура, окисление, охлаждение, расход воды.

Введение

Анализ затрат на производство стали в рамках технологического передела на установке «печь-ковш» ПАО «Северсталь» (УПК), показал основные статьи расходов: материалы на десульфурацию, легирование, модифицирование стали (32%), электроэнергия (28%), и графитированные электроды (23%).

В статье рассматриваются конструктивные мероприятия по модернизации оборудования на УПК, направленные на снижение расхода графитированных электродов, и в конечном итоге на снижение себестоимости продукции.

Основная часть

Основное количество тепла, определяющее весь технологический режим плавки, выделяется в печи электрическими дугами [1]. При преобразовании электрической энергии в тепловую в дугах сталеплавильной печи присутствуют все три фактора, вызывающие интенсивное излучение

дуг: высокие значения плотности тока; горение дуги в парах металлов; электромагнитные явления при протекании переменного тока. По данным [2] в печной дуге только 10-15% мощности выделяется в приэлектродных областях, а 85-90% электрической мощности преобразуется в столбе дуги в поток излучения. Дуга излучает тепло в жидкий металл и шлак, но из-за всех видов теплоотдачи, присутствующих при данном процессе, тепло переносится также на поверхности футеровки и водоохлаждаемых панелей, стен и свода, и сам электрод.

Распределение температур по средам, граничащим с электродом: электрическая дуга (4000°C), металл (1560°C), шлак (1500°C), печные газы под крышкой (1300°C), газы над крышкой (700°C), представлено на рисунке 1.

Эрозия торца электрода за счет испарения графита в зоне горения дуги (4000°C) из-за сублимации и абсорбции графита и его растворения в жидком шлаке, происходит только в зоне анодного пятна. Это зона

самого интенсивного угара электрода. Наиболее активный процесс окисления электрода происходит при температурах от зоны контакта со шлаком (1560-1500°C) вплоть до температуры над крышкой (600-750°C).

Расход электродов с боковой поверхности в результате окисления зависит от их общей площади, подверженной воздействию печных газов, температуры, химического состава и скорости передвижения газов относительно электрода. Этот процесс сопровождается потерей прочности графита. При окислении относительно крупнозернистых графитов можно визуально наблюдать выгорание кокса, связующего и дальнейшее осыпание зерен наполнителя. Преимущественное выгорание связующего может быть объяснено, как более высокой его реакционной способностью, так и большей пористостью. То есть, при температурах 600-1500°C, происходит изменение структуры электрода по всему его объёму,

а не только на его поверхности. При температурах 400-650°C окислению подвержена только поверхность электрода.

Крышка печь-ковша имеет небольшой радиальный зазор, в который из-за разности давлений, устремляются печные газы. Из-за небольшой площади кольцевой канавки, в этом же месте скорость потока возрастает, происходит контакт электрода с воздухом. Эти два фактора приводят к локальному увеличению температуры электрода. Визуально оценить боковое окисление можно из-за конической формы электрода с характерной «ступенькой» на уровне высоты крышки, как это показано рисунке 2.

Выше по электроду процесс значительно замедляется, и в районе электрододержателя при температуре до 400°C окисление отсутствует.

Автор работы [1], предлагает зависимость убыли массы электрода $V(t)$ от температуры (t) контактной среды, которая представлена на рисунке 3.

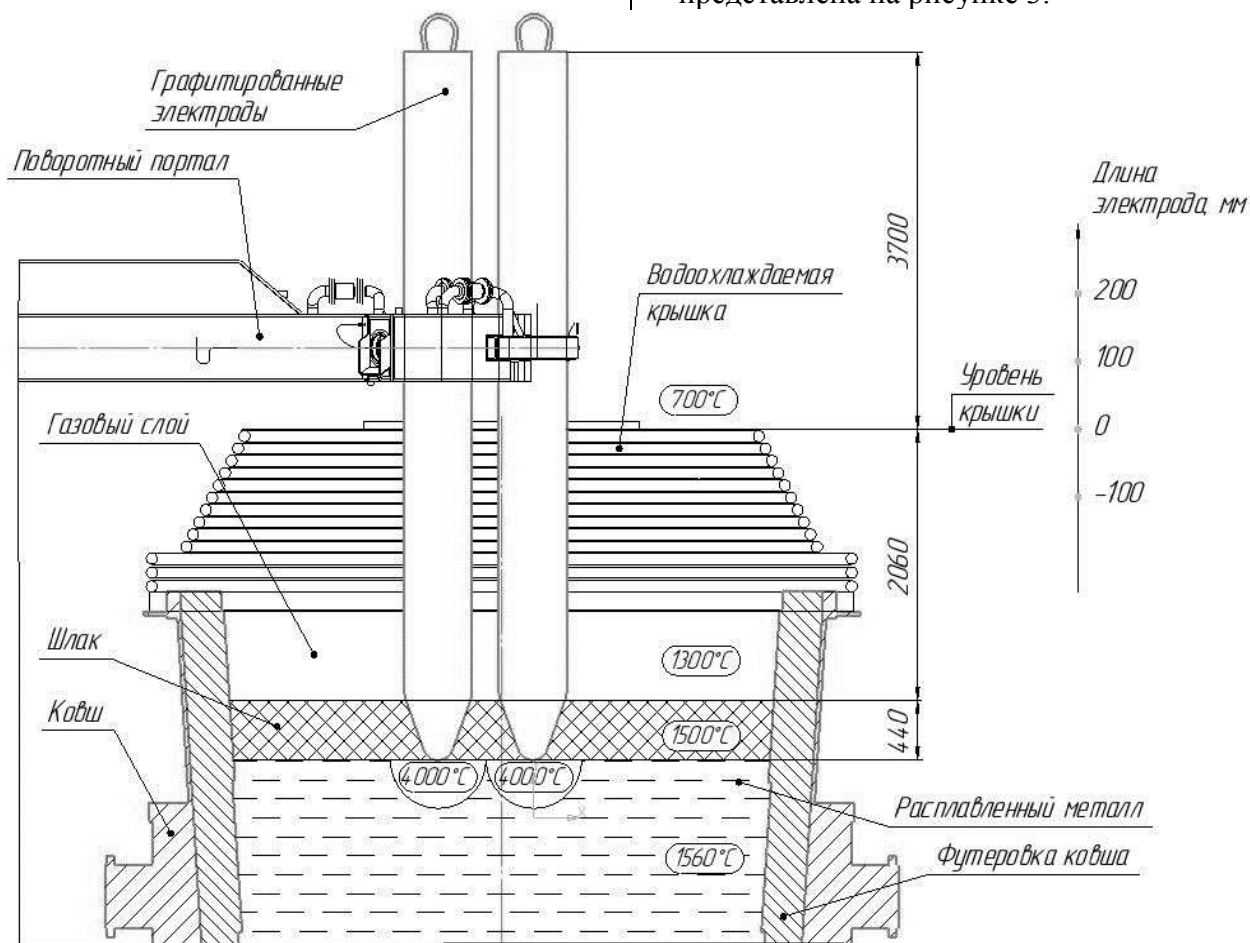


Рисунок 1. Распределение температуры по средам, граничащим с электродом



Граница электрода с
крышкой «после» и
«до» наращивания

Рисунок 2. «Ступенька» на границе контакта электрода с крышкой УПК

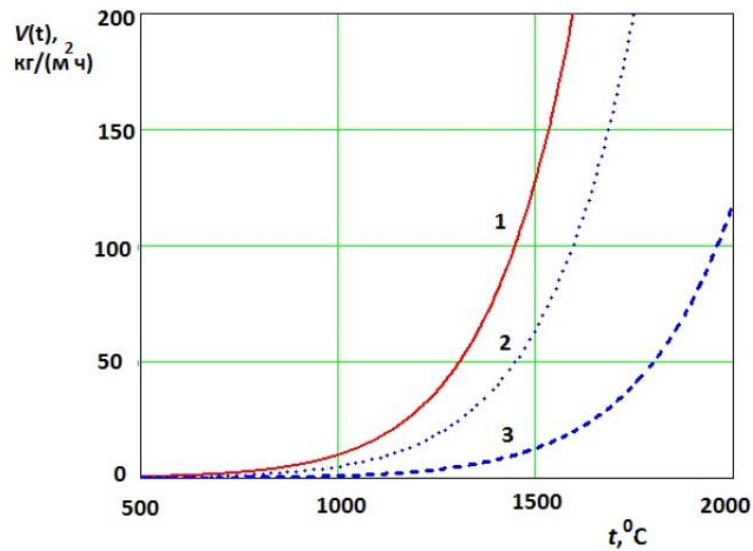


Рисунок 3. Зависимость убыли массы с поверхности графитированного электрода за счет термического износа от температуры при разной термической стойкости материала [1]

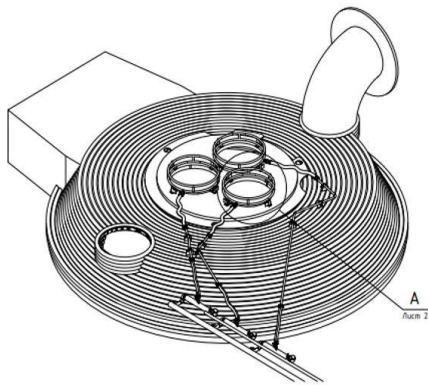


Рисунок 4. Опытно-промышленная установка испарительного охлаждения

Одним из путей снижения температуры электрода и экранирования его от окисления является использование системы испарительного охлаждения, позволяющей осуществлять подачу воды орошением на боковую поверхность цилиндрического электрода [3-6].

Измеренная пирометром, температура электрода показала, что зона с температурой в 600°C начинается в 200-300 мм от верха крышки, поэтому опробование системы испарительного охлаждения было произведено непосредственно на крышке УПК.

Спроектированная опытно - промышленная установка, конструкция которой показана на рисунке 4, состоит из трубы, сформированной в виде тора, к которой подключен вводной патрубков, и также конструктивно оформленной в виде тора трубы диаметром 42 мм, в который врезаны четыре форсунки, обеспечивающие конусный угол раскрытия струи охладителя. Между верхним и нижним торами установлены четыре переключки диаметром 10 мм. Нижний тор выступает ресивером, а переключки - дросселями. Такая конструкция позволяет получить равномерный расход воды в каждой из форсунок при одиночном подводе охладителя. Общий расход воды регулируется вентилем на входе.

Опыт использования опытно-промышленной установки выявил ряд негативных моментов: четыре точки недостаточны для равномерного охлаждения электрода, при увеличении расхода воды образуются её излишки, которые стекают по поверхности электрода под крышку, на выходном отверстии форсунки образуется накипь, требующая периодического удаления.

Стойкость электродов оценивалась путем нахождения остаточного теоретического веса по результатам оценки линейных размеров электродов, с охлаждением и без него, после каждой плавки. Значимого увеличения стойкости графитированного электрода, превышающей статистическую погрешность в ходе эксперимента, получено не было.

В ходе разработки более эффективного варианта испарительного охлаждения, рассмотрели возможность применения инжекционной форсунки. Преимуществом ее использования является существенное увеличение диспергирования распыления воды, сопровождающееся, кроме того, большим факелом раскрытия. Это обеспечивает более равномерную и большую теплоотдачу электрода, минимизирует процесс формирования накипи и снижает вероятность попадания воды под крышку установки «печь-ковш».

В разработанной конструкции инжекционной форсунки воздух с давлением 0,3-0,5 МПа подается через вентиль регулировки расхода на штуцер форсунки. При прохождении камеры смешения воздуха и воды, из-за перепада диаметров, возникает разрежение в канале подвода воды, которая через соответствующий штуцер, поступает из бака. Вода в баке находится под атмосферным давлением. Регулировка соотношения вода-воздух осуществляется в узле регулировки, путем изменения площади проходного сечения воздушного канала. Таким образом, вода поступает в форсунку не под избыточным давлением, а забирается основной средой – воздухом, в необходимом количестве.

В результате формируется мелкодисперсная взвесь воды в сжатом воздухе, что является эффективным средством для охлаждения боковой поверхности электрода. Угол раскрытия струи формируется углом внутреннего конического отверстия форсунки.

Спроектированная установка, представлена на рисунке 5. Она состоит из двух сформированных в виде торов труб диаметром 40 мм, причем в нижнюю трубу подается вода, в верхнюю – воздух. Воздух подавался от верхнего коллектора металлургавами на два ряда форсунок, общим их количеством шестнадцать штук. Расстояние между рядами форсунок составляло 115 мм. С учетом угла раскрытия струи вертикальный охлаждаемый участок электрода составляет ориентировочно 200 мм. Увеличенная площадь охлаждения и снижение вероятности попадания распыляемой воды

под крышку достигается тем, что форсунки направлены вверх под углом 20° от горизонтальной плоскости.

Регулирование расхода воды, согласно данным источников [7], для печи сопоставимой мощности, рекомендуется производить в диапазоне в диапазоне 1-5 м³/час на электрод.

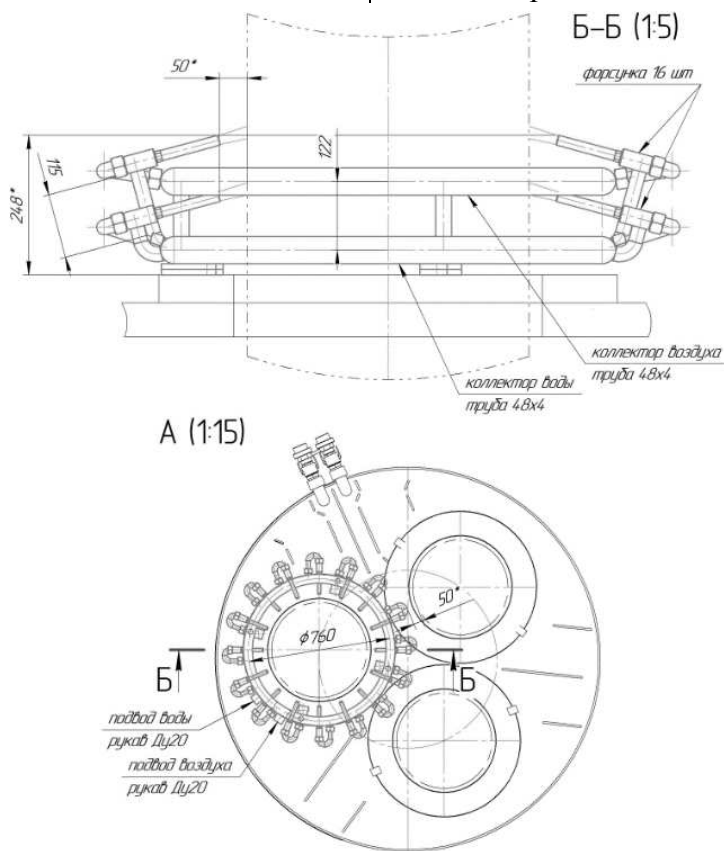


Рисунок 5. Установка водо-воздушного охлаждения электрода

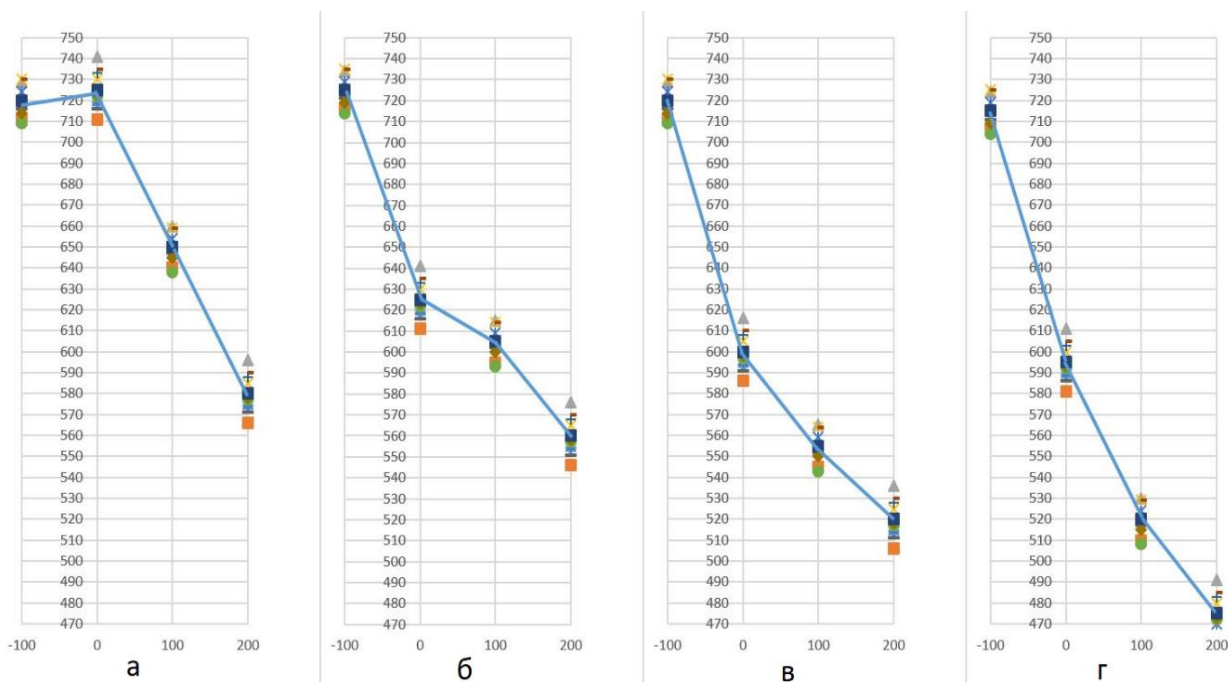


Рисунок 6. Поле температур поверхности электрода и среднесуточная температура

При опытно-промышленной апробации технологии и оборудования охлаждения по разработанному варианту производили на одном электроде из трех. Это позволило визуально оценить результаты эксплуатации установки водо-воздушного охлаждения. Исследование процесса охлаждения производилось на 10 плавках каждые сутки с различными расходами воды, подаваемой на электрод. Суммарный расход воды на электрод менялся также ежедневно в количестве: первые сутки - без подачи воды, вторые сутки – $1,5 \text{ м}^3/\text{час}$; третьи сутки – $3 \text{ м}^3/\text{час}$; четвертые сутки – $4,5 \text{ м}^3/\text{час}$. По окончании плавки отключалась вода. Выдвигалась площадка обслуживания установки печь-ковш, электрод поднимался до совпадения ступеньки на элект-

роде (высота контакта с крышкой) с нулевым делением линейки, закрепленной на площадке. Замеры производились по следующей схеме: ниже ступеньки на 100 мм – первый замер (температура электрода под крышкой), в месте ступеньки (на высоте крышки) – второй замер, 100 мм над крышкой – третий замер, 200 мм над крышкой – четвертый замер. Привязка точек замера по длине электрода может быть определена по рисунку 1, а результаты измерений представлены на рисунке 6 (а,б,в,г).

Замеры производились пирометром FLUKE 572-2 с погрешностью измерения $\pm 0,5\%$

На рисунке 7 представлены значения средних температур в точках измерения при разных расходах воды (б,в,г) и без подачи воды (а).

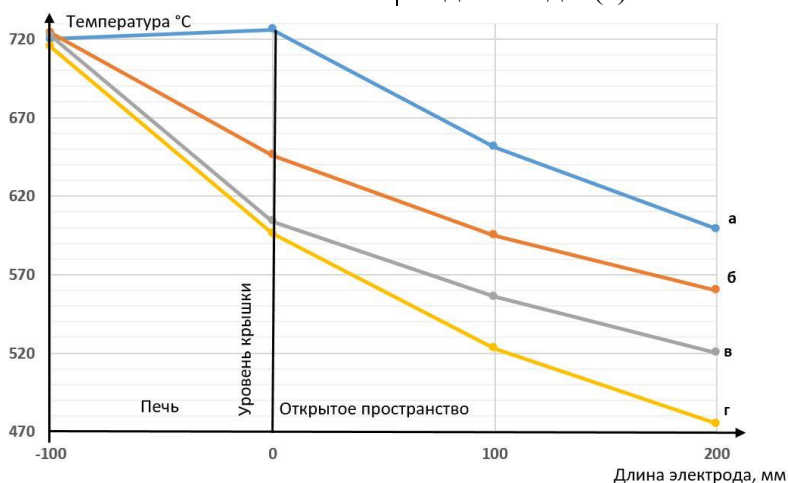


Рисунок 7. Средняя температура поверхности электрода без водо-воздушного охлаждения (а), с расходом воды $1,5, 3, 4,5 \text{ м}^3/\text{час}$ (б, в, г)

Из представленных данных следует, что:

- температура электрода эффективно снижается на границе с крышкой (зафиксировано уменьшение на $\Delta = 130^\circ\text{C}$). Максимальное снижение температуры наблюдается до расхода воды $3 \text{ м}^3/\text{час}$, далее процесс замедляется. После суток работы с охлаждением, по визуальной оценке, «ступенька» на границе контакта электрода с крышкой УПК (рисунок 2), становится менее выраженной;
- снижение температуры над крышкой ($\Delta = 120\text{-}130^\circ\text{C}$) происходит во

всем диапазоне расхода воды, причём зависимость температуры от расхода обратно пропорционально последнему. Граничная температура начала процесса окисления 500°C достигается в 150 мм над крышкой при расходе $4,5 \text{ м}^3/\text{час}$. Дальнейшее увеличение расхода воды может привести к ее попаданию в пространство ковша, что недопустимо из соображений безопасности.

- водо-воздушное охлаждение не оказывает влияние на температуру электрода под крышкой.

По результатам предварительных испытаний оборудования было принято решение продолжить эксплуатацию опытно-промышленной установки с максимально допустимым расходом 4,5 м³/час в течение 20 суток.

Итоговым результатом опытно-промышленного использования описанной системы охлаждения является ориентировочное увеличение стойкости графитированных электродов в 6 %, которое рассчитывалось из количества сменных вставок, установленных на обычный электрод и электрод с охлаждением.

Заключение

Применение водо-воздушного охлаждения привело к увеличению стойкости графитированных электродов на УПК ПАО «Северсталь». Максимальный эффект увеличения стойкости в 6 % наблюдается при расходе воды в составе водо-воздушной смеси в диапазоне от 4 до 5 м³/ час на электрод. Наиболее эффективным является охлаждение области контакта электрода с крышкой и выше.

Библиографический список

1. Ячиков И.М., Портнова И.В., Быстров М.В., Утемисова А.А.. Эффективность использования испарительного охла-

ждения для снижения расхода графитированных электродов в дуговых печах малой емкости. Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия», 2022. С 67-77.

2. Огороков Н.В. Дуговые электросталеплавильные печи. М.: Metallurgia, 1971. С 332-345
3. Макаров А.Н. Теория теплообмена излучением в дуговых печах для плавки стали. Автореферат. Санкт –Петербург, 1994. С 16-18
4. В.А.Маточкин, Д.Н. Андрианов, В.Н. Прохоренко, А.А. Козлов, С.А. Лукашевич. Совершенствование охлаждения графитированных электродов. Вестник БНТУ. 2001. С 47-52.
5. Лопухов Г.А. Эффективные технологии электросталеплавильного производства. М., Электрометаллургия 2000. №7.. С100-101.
6. Грудницкий О.М., Исхаков Р.А., Коробов В.К. Пути снижения удельного расхода графитизированных электродов на электросталеплавильных печах. Литье и металлургия. 2011. №1. С 35-37.
7. Ячиков И.М., Портнова И.В., Быстров М.В. Моделирование теплового состояния графитированных электродов при испарительном охлаждении. Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия», 2018. С 203-207.

Information about the paper in English

**D.V. Tumanov, A.L. Kuzminov, A.V. Tsurkan,
V.P. Vinogradov, P.A. Salikhanov**
Cherepovets State University
Cherepovets, Russia
E-mail: alkuzminov@chsu.ru
Receipt date: October 17, 2023

INCREASING THE DURABILITY OF GRAPHITE ELECTRODES USING WATER-AIR COOLING OF THE SURFACE

Abstract

On the basis of the analysis of the operation of the ladle furnace of PJSC "Severstal" (LFI), namely: temperature distribution on the surface of graphitized electrode and its impact on the change of the electrode structure, constructive measures for modernization of the equipment at UFL are carried out. The measures are focused at reducing the consumption of electrodes and, ultimately, reducing the cost of production. Several designs of evaporative cooling systems were tested in the process. The dependence of the electrode surface temperature within the contact with the cover on the total water consumption was revealed. The maximum effect of 6 % increase of graphitized electrode resistance is observed at water flow rate in the composition of water-air mixture in the range from 4 to 5 m³/hour on electrode.

Keywords: ladle furnace installation (LFI), graphite electrode, electric arc, installation cover, side surface, temperature, oxidation, cooling, water consumption.



УДК 62-822

М.Е. Гойдо, В.В. Бодров, Р.М. Багаутдинов
ООО «Уральский инжиниринговый центр»
г. Челябинск, Россия
E-mail: goido@cheltec.ru
Дата поступления 19.10.2023

УПРОЩЕННЫЙ РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ РАЗМЕРОВ КЛАПАННОГО МОДУЛЯ ДЛЯ ГИДРОРАСПРЕДЕЛИТЕЛЕЙ ПРЕССОВ

Аннотация

Представлена разработанная в ООО «Уральский инжиниринговый центр» и защищенная патентами оригинальная конструкция клапанного модуля для гидрораспределителей прессовых машин, в гидросистемах которых в качестве рабочей жидкости используется водная эмульсия или вода. В состав клапанного модуля входят: запорно-регулирующий элемент (ЗРЭ), седло и гидроцилиндр управления ЗРЭ, работающий на гидравлическом масле. Сформулированы основные требования к статическим характеристикам работы клапанного модуля (в частности, требование обеспечения постоянного действия силы давления со стороны рабочей жидкости на ЗРЭ в направлении закрытия проходного сечения клапанной пары). Приведены математические соотношения, соответствующие сформулированным требованиям и позволяющие на этапе проектирования в первом приближении рассчитать основные размеры (диаметры) ЗРЭ, седла и гидроцилиндра управления, и разрабатывать рекомендации по определению некоторых других размеров. Клапанные модули рассматриваемой конструкции успешно эксплуатируются в составе гидроприводов штамповочных и ковочных прессов на ряде предприятий Российской Федерации.

Ключевые слова: гидравлические presses, гидрораспределители клапанного типа, клапанный модуль, требования к характеристикам, расчет размеров.

Введение

В гидроприводах прессов всевозможного назначения (ковочных, штамповочных, профильных, брикетировочных и т.п.), рассчитанных на работу с большими номинальными усилиями, для управления потоками рабочей жидкости применяются гидрораспределители клапанного типа (по конструкции запорно-регулирующего элемента в соответствии с ГОСТ 17752-81 «Гидропривод объемный и пневмопривод. Термины и определения», которые по сравнению с золотниковыми гидрораспределителями обладают намного более высокой герметичностью.

Для гидросистем, работающих на гидравлических маслах, такие гидрораспределители обычно выполняются на базе гидроаппаратов (двухлинейных двухпозиционных клапанных гидрораспределителей) встраиваемого исполнения, которые при широком диапазоне их условных проходов

серийно производятся как за рубежом, например, фирмами “Bosch Rexroth”, “ATOS”, “Diplomatic”, так и в СНГ на ОАО «САЛЕО-Гомель», ОАО «Гомельское специальное конструкторско-техническое бюро гидропневмоавтоматики».

Для гидросистем, работающих на водной эмульсии и на воде, которые используются в качестве рабочих жидкостей на мощных прессах, изготовленных в прошлом веке и до сих пор эксплуатируемых как у нас в стране, так и за рубежом, поскольку их базовые детали (металлоконструкции), обладающие высокой стоимостью и требующие для своего изготовления больших затрат времени, создавались в расчете на весьма продолжительный срок службы, двухлинейные двухпозиционные клапанные гидрораспределители выпускаются многими зарубежными фирмами: “Hauhinco”, “Tiefenbach”, “Inoxihp”, “Oil Gear”. В России в настоящее время число

организаций, которые способны проектировать и, тем более, изготавливать подобные устройства, отвечающие современным требованиям к их характеристикам и качеству, весьма ограничено.

Основными узлами рассматриваемых гидрораспределителей являются: клапанные пары, состоящие из запорно-регулирующего элемента (ЗРЭ) и седла, посредством которых обеспечиваются сообщение или герметичное разделение входного и выходного каналов, и управляющее устройство ЗРЭ. Управление ЗРЭ может осуществляться посредством гидроцилиндра, работающего как на гидравлическом масле, так и на водной эмульсии или очищенной воде [1].

В данной статье для элементов клапанной пары в комплексе с их корпусными деталями и гидроцилиндром управления далее используется наименование - клапанный модуль.

На основании накопленного опыта эксплуатации прессов специалистами ООО «Уральский инжиниринговый центр» (УРИЦ) для наиболее часто встречающегося на практике случая, когда в гидроприводе управления механизмами пресса используется водная эмульсия или вода, а в приводе ЗРЭ клапанного модуля используется гидравлическое масло, разработана конструкция клапанного модуля без разгрузочного клапана с частично разгруженным ЗРЭ, управляющий шток которого без зазора в осевом направлении соединен со штоком гидроцилиндра управления (рисунок 1) [2 - 4]. Размеры клапанного модуля указанной конструкции должны удовлетворять целому ряду требований. Практика показывает, что на первом этапе проектных работ определение потребных значений варьируемых параметров любого объекта целесообразно вести не путем решения полной системы уравнений и неравенств, описывающих работу объекта, а на основе использования отдельных фрагментов математической модели с последующим уточнением значений неизвестных параметров, принятых при проведении расчетов в первом приближении на основе каких-либо практических соображений.

Целью настоящей работы является построение упрощенной математической модели, позволяющей на первом этапе проектирования рассчитать (выбрать) основные размеры клапанного модуля, исходя из требований, предъявляемых к статическим характеристикам его работы, и тем самым облегчить процесс вычисления необходимых размеров модуля с использованием его полной математической модели.

Основная часть

Исходными данными для проектирования клапанного модуля являются: требуемый коэффициент гидравлической проводимости G_{\max} модуля при максимальном открытии проходного сечения между ЗРЭ и его седлом, максимальные значения давления $p_{\max.вх}$ и $p_{\max.вых}$ соответственно во входном и выходном каналах клапанного модуля при его работе (предполагается, что $p_{\max.вх} \geq p_{\max.вых}$) и значения давления $p_{пит}$ и $p_{сл}$ соответственно, питания и слива масляной системы управления гидроцилиндром привода ЗРЭ.

Коэффициент гидравлической проводимости G устанавливает связь между расходом Q рабочей жидкости через соответствующий участок гидросистемы (в рассматриваемом случае через клапанный модуль) и перепадом (потерями) давления Δp на этом участке [5]:

$$G = Q / \sqrt{|\Delta p|}$$

и определяется по выражению:

$$G = \mu A \sqrt{2/\rho},$$

где μ - коэффициент расхода (для клапанного модуля в первом приближении можно принимать значение μ из диапазона 0,5... 0,6);

A - площадь характерного проходного сечения;

ρ - плотность рабочей жидкости (для водной эмульсии и воды $\rho \approx 1000 \text{ кг/м}^3$).

В предположении, что площадь максимального проходного сечения клапанного модуля равна площади круга с диаметром D_c цилиндрической части отверстия

седла, образующей в совокупности с цилиндрическим пояском ЗРЭ золотниковую пару, получаем:

$$D_c = 2 \sqrt{\frac{G_{\max} \sqrt{\rho/2}}{\pi \mu}}$$

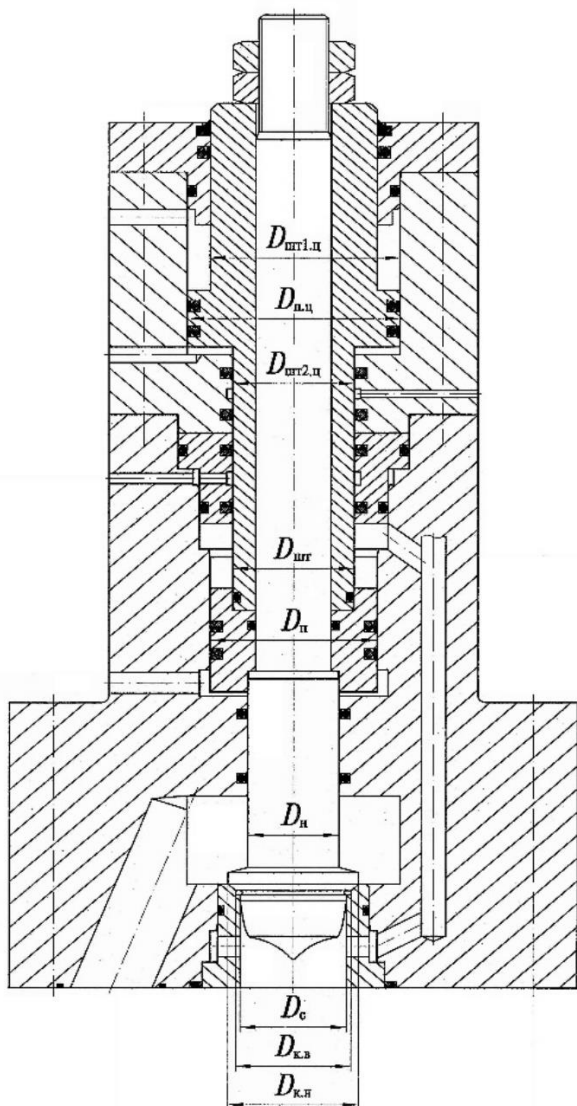


Рисунок 1. Конструктивная схема клапанного модуля (без устройств контроля положения ЗРЭ)

Очевидными являются следующие соотношения между размерами (диаметрами) ЗРЭ и седла (см. рисунок 1), которые должны выполняться из условий:

а) обеспечения постоянного действия силы давления со стороны рабочей жидкости на ЗРЭ в направлении закрытия проходного сечения клапанной пары;

б) передачи функции регулирования расхода рабочей жидкости через клапанный модуль от запорных кромок клапанной пары дросселирующей паре, включенной

последовательно с запорной парой клапанного типа ниже ее по потоку жидкости (для снижения до минимума кавитационного износа запорных кромок клапанной пары и тем самым повышения продолжительности ее эксплуатации до нарушения герметичности);

в) ограничения напряжений на поверхности контакта запорных кромок ЗРЭ и седла:

$$\begin{aligned} D_c &> D_n; \\ D_n^2 - D_{шт}^2 &> D_{к.в}^2; \\ D_{к.в} &> D_c; \\ D_{к.н} &> D_{к.в}, \end{aligned}$$

где D_n - диаметр направляющей цилиндрической части ЗРЭ;

$D_n, D_{шт}$ - соответственно диаметры поршня и штока ЗРЭ;

$D_{к.в}, D_{к.н}$ - соответственно внутренний и наружный диаметры поверхности контакта запорной фаски ЗРЭ и уплотнительной фаски седла.

Для надежного обеспечения герметичного разделения входного и выходного каналов клапанного модуля при закрытом проходном сечении клапанной пары напряжения на поверхности контакта запорной фаски ЗРЭ и уплотнительной фаски седла должны быть больше наибольшего из давлений в указанных каналах.

При закрытом проходном сечении клапанного модуля и максимальном рабочем давлении $p_{\max.вх}$ в его входном канале наименьшие контактные напряжения между ЗРЭ и седлом соответствуют случаю, когда давление в выходном канале модуля и сила, действующая на ЗРЭ со стороны гидроцилиндра управления, равны нулю. В связи с этим в первом приближении условие обеспечения герметичности клапанной пары может быть представлено в виде следующего неравенства:

$$D_{к.н}^2 - D_n^2 > D_{к.н}^2 - D_{к.в}^2,$$

которое приводится к виду:

$$D_n < D_{к.в}.$$

Очевидно, что последнее неравенство автоматически выполняется при указанном выше соотношении между диаметрами D_n, D_c и $D_{к.в}$ ($D_n < D_c < D_{к.в}$).

Наибольшие напряжения на поверхности контакта запорной фаски ЗРЭ и уплотнительной фаски седла имеют место при максимальных значениях давления $P_{\max.вх}$ и $P_{\max.вых}$ соответственно во входном и выходном каналах клапанного модуля и максимальном значении силы, действующей со стороны его гидроцилиндра управления на ЗРЭ в направлении седла. При этом указанные напряжения не должны превышать некоторое предельно допустимое значение $\sigma_{\text{доп}}$, которое зависит от материалов, используемых для изготовления ЗРЭ и его седла. В соответствии со сформулированным положением имеем:

$$\frac{\pi}{4}[(D_{к.н}^2 - D_{н}^2)p_{\max.вх} + (D_{п}^2 - D_{шт}^2 - D_{к.в}^2)p_{\max.вых} + (D_{п.ц}^2 - D_{шт1.ц}^2)p_{пит} - (D_{п.ц}^2 - D_{шт2.ц}^2)p_{сл}] \leq \sigma_{\text{доп}}$$

где $D_{п.ц}$ — диаметр поршня гидроцилиндра управления ЗРЭ;

$D_{шт1.ц}$, $D_{шт2.ц}$ — диаметры штоков гидроцилиндра управления ЗРЭ со сторон его рабочих полостей, при подаче в которые гидравлического масла под давлением происходит движение ЗРЭ в направлениях соответственно к седлу и от седла.

Следует отметить, что для исполнения клапанного модуля, показанного на рисунке 1, $D_{шт2.ц} = D_{шт}$.

Гидроцилиндр управления должен обеспечивать возможность перемещения ЗРЭ при любых значениях давления во входном и выходном каналах клапанного модуля. С учетом того, что максимальная сила для перемещения ЗРК необходима при осуществлении открытия проходного сечения клапанной пары при максимальных значениях давления во входном и выходном каналах модуля, должно выполняться неравенство:

$$(D_{п.ц}^2 - D_{шт2.ц}^2)p_{пит} - (D_{п.ц}^2 - D_{шт1.ц}^2)p_{сл} > (D_{к.н}^2 - D_{н}^2)p_{\max.вх} + (D_{п}^2 - D_{шт}^2 - D_{к.в}^2)p_{\max.вых}$$

Очевидно, что при аварийных ситуациях (например, при отсутствии давления управления) и открытом проходном сечении клапанной пары перемещение ЗРЭ в направлении седла до соприкосновения с ним под действием силы со стороны рабо-

чей жидкости возможно только при определенных значениях давления во входном и выходном каналах клапанного модуля.

В гидравлических прессах, работающих на водной эмульсии или на воде, как правило, используется насосно-аккумуляторный привод. При использовании такого гидропривода во входных каналах напорных клапанных модулей (то есть тех модулей, через которые рабочая жидкость от насосно-аккумуляторной станции подается к потребителям) поддерживается практически постоянное давление на уровне $P_{\max.вх}$. В связи с этим для напорных клапанных модулей условие обеспечения вышеуказанного перемещения ЗРЭ может быть представлено следующим образом:

$$\pi(D_c^2 - D_n^2)p_{\max.вх}/4 > R,$$

где R — значение силы, необходимой для перемещения ЗРЭ в направлении седла до соприкосновения с ним из положения, при котором проходное сечение клапанной пары открыто (при выполнении расчетов в первом приближении значение силы R задается на основании экспертной оценки).

Для клапанных модулей, работающих в иных условиях, математическое выражение, при выполнении которого обеспечивается перемещение ЗРЭ в направлении седла под действием силы со стороны рабочей жидкости, должно формироваться с учетом конкретных условий эксплуатации клапанного модуля.

Вышеприведенные соотношения в комплексе достаточно просто позволяют рассчитать (выбрать) размеры клапанного модуля, при которых обеспечивается выполнение требований, предъявляемым к статическим характеристикам его работы. Полученные размеры подлежат округлению и уточнению с учетом ряда нормальных значений диаметров подвижных уплотняющих цилиндрических пар, номенклатуры используемых уплотнений и т.п., после чего проводятся проверочные расчеты (включая динамические расчеты) с учетом сил трения в подвижных парах ЗРЭ и гидроцилиндра управления и (в случае необходимости) корректировка значений размеров.

В случае использования проектируемого клапанного модуля как в качестве запорного, так и в качестве дросселирующего гидроаппарата запорно-регулирующий элемент выполняется с профилированным хвостовиком, в который переходит цилиндрический поясок ЗРЭ (см. рисунок 1). Предпочтения заслуживает такая форма хвостовика, при которой обеспечивается отсутствие превышения абсолютной величиной относительной погрешности регулирования расхода рабочей жидкости, обусловленной погрешностью установки ЗРЭ клапанного модуля в требуемую позицию (при фиксированной абсолютной величине максимального значения этой погрешности и прочих равных условиях), некоторого наперед заданного допустимого значения [6].

Методика расчета профиля регулирующего хвостовика из условия выполнения сформулированного выше положения приведена в работах [7, 8]. Значение полного хода ЗРЭ определяется из условия соответствия площади полностью открытого проходного сечения клапанной пары площади круга с диаметром D_c .

В УриЦ с применением расчетных зависимостей, представленных в данной статье, спроектирован ряд клапанных модулей, которые в настоящее время успешно эксплуатируются в составе гидроприводов штамповочных и ковочных прессов на таких предприятиях, как: ПАО «Металлургический завод «Электросталь» (г. Электросталь), АО «УралХимМаш» (г. Екатеринбург), ПАО «Корпорация ВСМПО-АВИСМА» (г. Верхняя Салда), АО «СеверСталь» (г. Череповец) и др. (рисунок 2) [9].

Клапанные модули в соответствии с требованиями заказчиков, условиями эксплуатации и монтажа выпускаются с дискретным и пропорциональным управлением, с разным исполнением корпуса (см. рисунки 2, 3). Клапанные модули с дискретным управлением комплектуются концевыми выключателями, позволяющими контролировать перемещение ЗРЭ в его крайние положения (при которых проходное сечение модуля полностью открыто или полностью закрыто), а также регулировочным винтом, позволяющим настраивать вели-

чину максимального смещения ЗРЭ относительно его седла и тем самым ограничивать значение максимальной площади проходного сечения клапанной пары. Клапанные модули с пропорциональным управлением оснащаются датчиком положения ЗРЭ и позволяют плавно регулировать расход рабочей жидкости между входным и выходным каналами клапанной пары от нуля (при полном перекрытии проходного сечения клапанной пары) до некоторого максимального значения (при открытии проходного сечения клапанной пары на максимальную величину).



Рисунок 2. Вид части гидрооборудования гидросистемы штамповочного пресса двойного действия П4654 силой 40/65 МН после модернизации, проведенной специалистами УриЦ с применением клапанных модулей

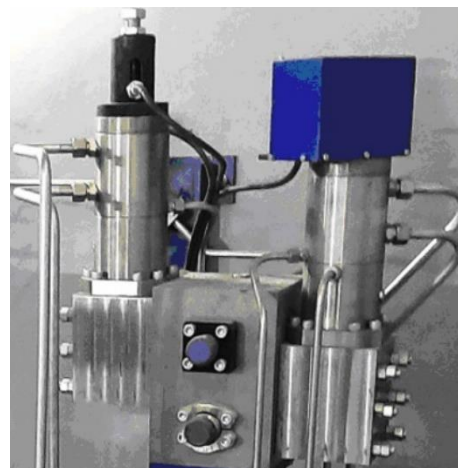


Рисунок 3. Гидропанель с двумя клапанными модулями, имеющими условный проход 32 мм, с дискретным (слева) и с пропорциональным (справа) управлением, монтируемыми сбоку на гидравлической плите



Рисунок 4. Проверка динамических характеристик работы клапанных модулей с пропорциональным управлением и с условным проходом 80 мм для главного гидрораспределителя штамповочного пресса усилием 1000 МН, эксплуатируемого в ПАО «Русполимет» (г. Кулебаки), на участке испытаний готовой продукции УриЦ

Все клапанные модули, как и другие гидравлические устройства, изготавливаемые в УриЦ, проходят всестороннюю проверку на соответствие паспортным характеристикам на участке испытаний готовой продукции предприятия (рисунок 4).

Заключение

Приведенные в статье математические соотношения позволяют на этапе проекти-

рования достаточно просто рассчитать (выбрать) основные размеры (диаметры седла, ЗРК и гидроцилиндра управления) клапанного модуля, при которых обеспечивается выполнение требований, предъявляемым к статическим характеристикам его работы.

Клапанные модули конструкции, представленной в работе, спроектированные с использованием предлагаемых расчетных зависимостей, успешно эксплуатируются в составе гидроприводов штамповочных и

ковочных прессов на ряде предприятий Российской Федерации.

Библиографический список

1. Гойдо М.Е., Бодров В.В., Багаутдинов Р.М. Запорно-регулирующие клапаны гидроприводов прессов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2007. № 3. С. 26-32.
2. Пат. № 96924 Российская Федерация, МПК F16K 39/02, F16K 47/02. Запорно-регулирующий клапан / М.Е. Гойдо, В.В. Бодров, Р.М. Багаутдинов, Л.Б. Шнайдер, В.И. Телал; заявитель и патентообладатель В.В. Бодров. № 2009103610/22; заявл. 03.02.2009; опубл. 20.08.2010.
3. Пат. № 208659 Российская Федерация, МПК F16K 39/02, СПК F16K 39/02. Запорно-регулирующий клапан / М.Е. Гойдо, В.В. Бодров, Р.М. Багаутдинов, В.И. Телал; заявитель и патентообладатель В.В. Бодров. № 2021112200; заявл. 26.04.2021; опубл. 29.12.2021.
4. Пат. 2786299 Российская Федерация, МПК F16K 1/04, F16K 47/02. Запорно-регулирующий клапан / В.В. Бодров, Р.М. Багаутдинов, В.И. Телал, М.Е. Гойдо; заявитель и патентообладатель В.В. Бодров. № 2022112738; заявл. 12.05.2022; опубл. 19.12.2022.
5. Гойдо М. Е. Проектирование объемных гидроприводов (Б-ка конструктора). М.: Машиностроение, 2009. 304 с.
6. Гойдо М.Е. Гидроаппаратура с пропорциональным электрическим управлением: Учебное пособие. 2-е изд., перераб. и доп. Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2000. 140 с.
7. Гуревич Д.Ф. Расчет и конструирование трубопроводной арматуры. 4-е изд., перераб. и доп. Л.: Машиностроение, 1969. 888 с.
8. Ворчаков М.Т. Расчет профиля плунжера регулирующего клапана // Теплоэнергетика. 1965. № 3. С. 93-94.
9. Бодров В.В., Багаутдинов Р.М., Батурин А.А., Гойдо М.Е. Производство гидравлических устройств для прессового оборудования, работающего на воде и водной эмульсии // Заготовительные производства в машиностроении. 2019. Том 17. № 3. С. 137-144.

Information about the paper in English

M.E. Goydo, V.V. Bodrov, R.M. Bagautdinov
Ural Engineering Centre LLC
Chelyabinsk, Russia
E-mail: goido@cheltec.ru
Receipt date: October 19, 2023

SIMPLIFIED CALCULATION OF THE BASIC DIMENSIONS OF THE VALVE MODULE FOR HYDRAULIC DISTRIBUTORS OF PRESSES

Abstract

An original design of a valve module, developed at Ural Engineering Center LLC and protected by patents, is presented for hydraulic distributors of pressing machines, in the hydraulic systems of which an aqueous emulsion or water is used as a working fluid. The valve module includes a shut-off and control element (SCE), a seat and a hydraulic control cylinder SCE, operating on hydraulic oil. The basic requirements for the static characteristics of the valve module operation are formulated (in particular, the requirement to ensure a permanent action of the pressure force from the working fluid on the SCE in the direction of closing the flow area of the valve pair). Mathematical relationships are presented that correspond to the formulated requirements and allow, at the design stage, to calculate in a first approximation the main dimensions (diameters) of the SCE, the seat and the control hydraulic cylinder, and recommendations for determining some other dimensions. Valve modules of the design under consideration are successfully used as part of hydraulic drives of stamping and forging presses at a number of enterprises in the Russian Federation.

Keywords: hydraulic presses; valve type hydraulic distributors; valve module; size calculation.



УДК 621.778

А.Г. Корчунов, Д.В. Константинов, Е.М. Огнева
ФГБОУ ВО Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: agkorchunov@mail.ru

А.Ю. Столяров
ОАО «Магнитогорский метизно-калибровочный
завод «ММК-МЕТИЗ»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: stolyarov.ay@mmk-metiz.ru
Дата поступления: 25.10.2023

МОДЕЛИРОВАНИЕ ДРОБЕМЕТНОЙ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ ГОРЯЧЕКАТАНОГО СОРТОВОГО ПРОКАТА

Аннотация

Дробеметная обработка, в качестве экологически чистого способа удаления окалины с поверхности горячекатаного проката, имеет значительный потенциал в технологиях поточной обработки калиброванной стали для машиностроения. Основной причиной, снижающей ее эффективное применение, является сложность процесса из-за различных параметров, которые необходимо одновременно контролировать для достижения баланса между степенью очистки поверхности от окалины, локальным разогревом, характером напряженно-деформированного состояния и эффектами упрочнения поверхностного слоя, параметрами шероховатости поверхности и стабильностью последующего волочения.

В настоящей работе представлена компьютерная конечно-элементная модель обработки поверхности горячекатаного проката дробью. По результатам моделирования, на примере процесса обработки поверхности горячекатаного проката из стали марки 20 дробью сферической формы, определены параметры напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя с учетом обезуглероженного слоя и основного металла, а также параметры шероховатости поверхности. Полученные данные, позволят определять режимы волочения с учетом характера напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя горячекатаного проката и микрорельефа его поверхности после дробеметной обработки.

Ключевые слова: сортовой прокат, дробеметная обработка, поверхность, компьютерное моделирование, параметры шероховатости, напряженно-деформированное состояние.

Введение

В технологических процессах производства калиброванной стали методом холодного волочения в качестве исходной заготовки широко используется горячекатаный сортовой прокат [1].

Современные технологии калиброванной стали базируются на экологически чистом и высокопроизводительном оборудовании модульного типа, объединяющим в едином потоке операции обработки поверхности горячекатаного проката дробью

с целью удаления окалины, холодной пластической деформации методом волочения и правки [2].

Опыт освоения технологических линий показал, что основные резервы технологии производства связаны с учетом особенностей состояния поверхности горячекатаного проката после обработки дробью, что напрямую влияет на стабильность процесса волочения и качество готовой продукции. Особенности процесса волочения металла после дробеметной обработки связаны как с состоянием поверхностного слоя, так и отсутствием традиционных операций по нанесению подсмазочного слоя

для улучшения захвата смазочных материалов и нагнетания в очаг деформации [3].

Для обработки поверхности дробью используют рабочие тела из различных материалов. Кроме стальных полированных шариков, стальной и чугунной дроби применяют также металлическую сечку из проволоки, гранулы из алюминиевых и цветных сплавов, литые металлические звездочки, природные материалы. Основные параметры обработки дробью: материал и форма дроби, скорость полета дроби, кинематическая энергия летящей дроби, время воздействия дроби на обрабатываемую поверхность, расстояние от среза сопла до обрабатываемой поверхности, угол и диаметр факела дроби [4].

Исследователи из университета Örebro University (Швеция) схематически

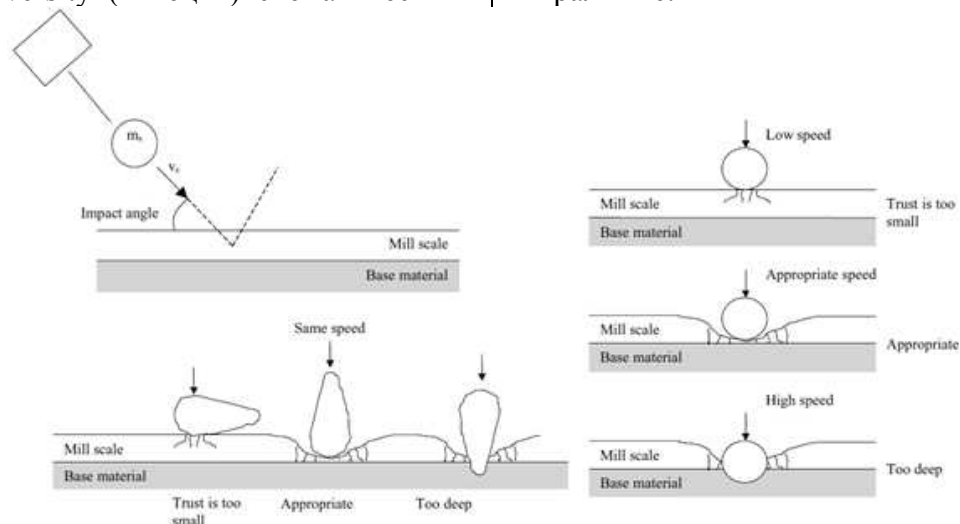


Рисунок 1. Механизмы взаимодействия дроби с поверхностью металла при удалении окалины [5]

В работе [6] представлены результаты проведения очистки поверхности проката из стали марок 38, 48, 41ХА на дробеметных установках зарубежных фирм «Roesler» и «Wheelabrator». Размеры круглых и шестигранных прутков варьировались от 11 до 62 мм и соответствовали сортаменту изготовления холоднотянутого проката методом волочения. Исследования показали, что на поверхности проката от удара дроби в виде небольших от 0,6 до 1,0 мм шарообразных частиц хорошо просматриваются углубления до 0,1 мм. Каждый удар дроби вызывает деформацию поверхности металла. Под обработанной поверхностью формируется упрочненный слой.

изобразили влияние основных параметров обработки поверхности металла дробью на механизм их взаимодействия (рисунок 1) [5]. От размера и формы дроби зависит степень влияния на обрабатываемую поверхность. Например, при одинаковой скорости обработки 73 м/с дробь размером 0,2 мм удаляет до 98% окалины с поверхности металла, а дробь большего диаметра 0,3 мм удаляет только 75% окалины. Дробь сферической формы формирует на обрабатываемой поверхности преимущественно впадины при меньшей глубине. Дробь угловатой или заостренной формы формирует микрорельеф поверхности из глубоких впадин, при этом мелкие частицы дроби могут глубоко проникать не только в приповерхностные слои металла, но и в околоцентральные.

Остатки таких микроскопических углублений остаются на поверхности проката и после волочения, но их незначительная глубина до 0,07 мм и расположение на поверхности прутков не выходят за рамки требований. Удары дробью приводят к более высоким значениям шероховатости поверхности по сравнению с шероховатостью травленого проката.

По данным авторов исследования [7], после дробеметной обработки прокат характеризуется значительно более развитым микрорельефом поверхности по сравнению с горячекатаным состоянием (рисунок 2).

В работе [8] на примере дробеметной обработки поверхности проката стали

марки 35 показано, что она приводит к существенному повышению значений высотных параметров шероховатости поверхности. По сравнению с исходным состоянием поверхности горячекатаного проката параметр Ra увеличил свое значение в 1,4 раза,

параметр Rz – в 1,34 раза. При этом параметр Rp (самые высокие пики) увеличился в 1,74 раза, параметр Rv (самые глубокие впадины) увеличил свое значение незначительно в 1,07 раза.

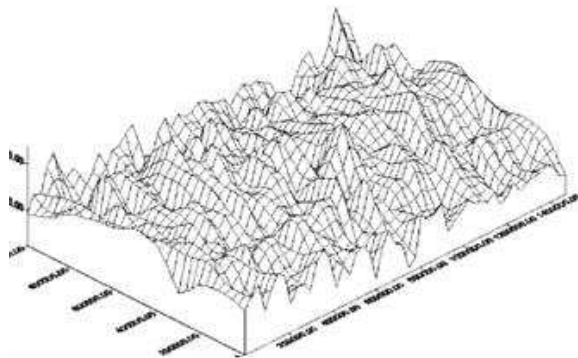


Рисунок 2. 3D-диаграмма поверхности металла после дробеметной обработки [7]

Несмотря на то, что дробеметная обработка является достаточно известным способом, большинство компаний не могут использовать ее наиболее эффективным образом в технологиях производства калиброванной стали и реализовать в полной мере ее преимущества из-за различных параметров, которые необходимо одновременно контролировать для достижения баланса между степенью очистки поверхности от окалины, локальным разогревом, характером напряженно-деформированного состояния и эффектами упрочнения поверхностного слоя, параметрами шероховатости поверхности и стабильностью последующего волочения [3, 9, 10].

При этом дробеметная обработка имеет значительный потенциал по управлению формированием заданного микрорельефа поверхности горячекатаного проката с необходимыми соотношениями параметров шероховатости поверхностного слоя, обеспечивающие надежный захват и нагнетание смазочного материала в очаг деформации.

В свою очередь это диктует необходимость проведения наукоемких исследований напряженно-деформированного состояния, микрорельефа и микроструктуры поверхностных слоев горячекатаного проката после обработки дробью.

Целью данного исследования является разработка компьютерной конечно-элементной модели обработки поверхности

горячекатаного проката дробью для последующего определения режимов волочения с учетом напряженно-деформированного состояния и микрорельефа поверхности.

Основная часть

Модель обработки поверхности дробью строилась и в последующем верифицировалась на основании параметров Rp (высота наибольшего выступа профиля шероховатости в пределах базовой длины) и Rv (глубина наибольшей впадины профиля шероховатости в пределах базовой длины) по ГОСТ ИСО 4287-2014. Образцы горячекатаного проката и образцы после дробеметной обработки отбирались на линии производства калиброванной стали CDS 300/80 в условиях ОАО «Магнитогорский метизно-калибровочный завод «ММК-МЕТИЗ».

Определение параметров микрорельефа поверхности образцов осуществлялось на профилометре MarSurf XR20 with XT20 (Mahr, Германия). Образцы горячекатаного проката стали марки 20 диаметром 14,0 мм до дробеметной обработки имели следующие абсолютные значения параметров: Rp = 9,08 мкм, Rv = 9,61 мкм. Диаметр одной дроби имел значение 0,45 мм.

На основании этого в программном пакете Simulia Abaqus была построена конечно-элементная модель дробеметной обработки поверхности горячекатаного проката. Модель содержала 46057 элементов и

24000 узлов. Модели дроби являлись абсолютно жесткими телами. Форма дроби принималась сферической. Направление движения дроби к поверхности – перпендикулярное. Скорость составляла 65м/с.

При моделировании был учтен обезуглероженный слой величиной 100 мкм на поверхности горячекатаных образцов [2], посредством присвоения поверхности модели свойств чистого феррита. Свойства основного металла наделялись свойствами стали марки 20.

Результаты расчета напряженно-деформированного состояния микрорельефа поверхности после удара и полной остановки дробинки представлены на рисунках 3-7.

Распределение напряжений Мизеса (рисунок 3), что интенсивность напряжений в обезуглероженном слое численно равна 550-470 МПа и распределена равномерно по всей его толщине. На границе перехода в слой со свойствами стали марки 20 интенсивность напряжений резко падает и снижается до значений 380-300 МПа.

Распределение напряжений по оси У (рисунок 4) показало, что в области соударения дроби с поверхностью заготовки создается равномерно распределенное напряжение сжатия величиной 560-650 МПа.

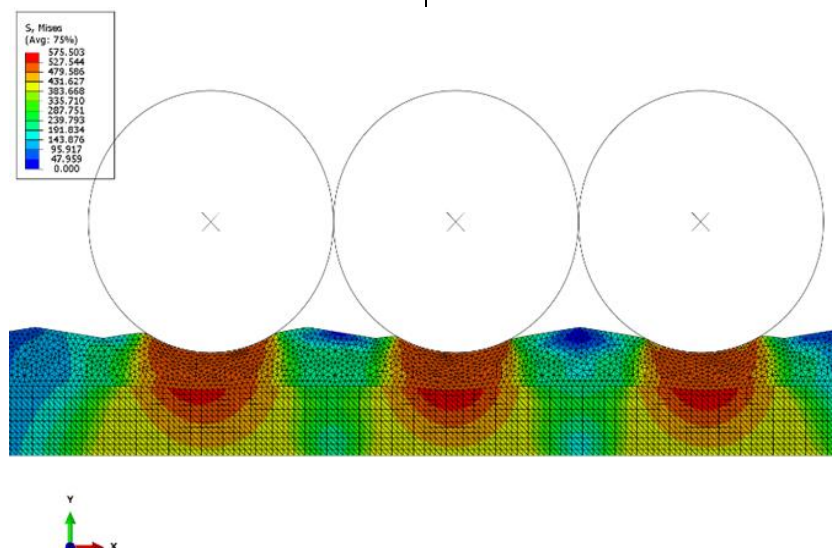


Рисунок 3. Распределение напряжений Мизеса вследствие удара дробью по микрорельефу поверхности образцов

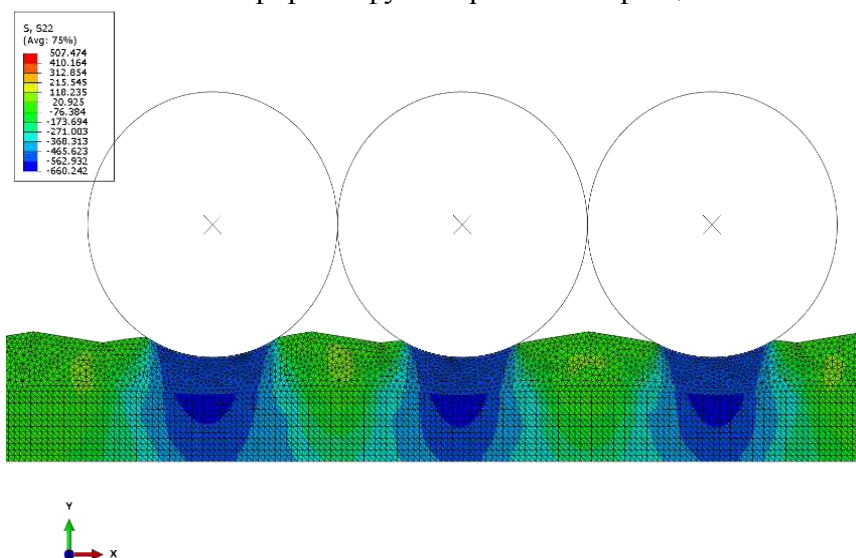


Рисунок 4. Распределение напряжений по оси У вследствие удара дробью по микрорельефу поверхности образцов

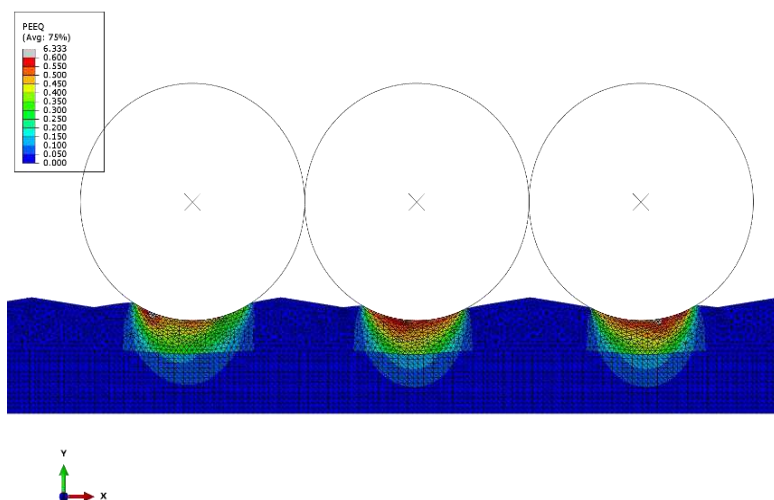


Рисунок 5. Распределение эквивалентных деформаций вследствие удара дробью по микрорельефу поверхности образцов

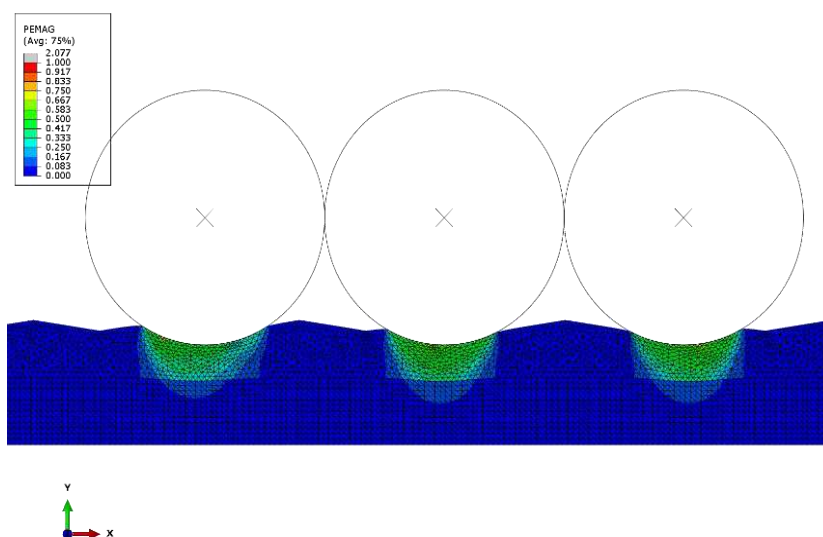


Рисунок 6. Распределение величин пластической деформации вследствие удара дробью по микрорельефу поверхности образцов

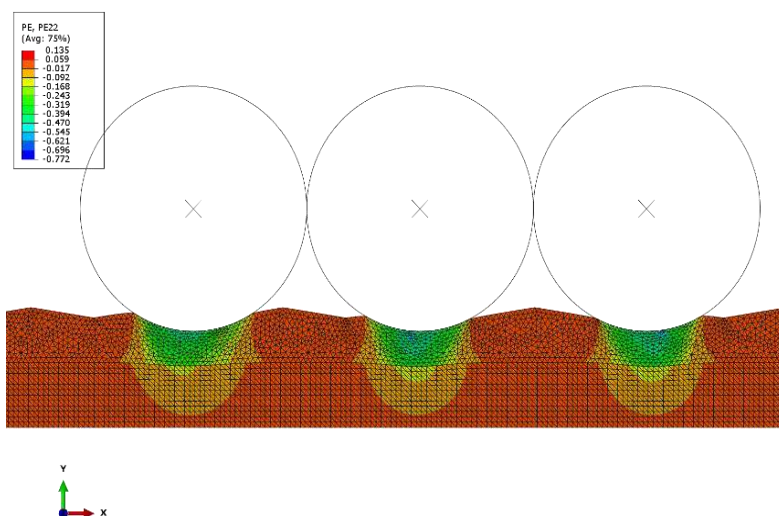


Рисунок 7. Распределение деформаций по оси Y вследствие удара дробью по микрорельефу поверхности образцов

Однако, как показывает распределение эквивалентных деформаций, данного уровня напряжений недостаточно для деформирования основного металла, и деформация локализуется исключительно в обезуглероженном слое (рисунок 5).

Распределение деформаций по оси У представляет собой плавный градиент деформаций сжатия от значения 0.47 на поверхности микрорельефа до значения 0.09 вблизи перехода в слой со свойствами стали марки 20 (рисунок 7). Основной ме-

талл образцов при этом деформируется незначительно, деформация сжатия составляет значение 0.017. Данные моделирования подтверждаются результатами исследования микротвердости поверхностных и приповерхностных областей образцов после дробеметной обработки [8].

На основе результатов моделирования были проанализированы параметры микрорельефа поверхности горячекатаного проката после дробеметной обработки (таблица 1).

Таблица 1

Значения параметров микрорельефа поверхности горячекатаного проката

Параметр шероховатости поверхности, мкм	Поверхность горячекатаного проката	Поверхность после дробеметной обработки	
		Данные экспериментальных измерений	Данные моделирования
Rp	9,08	12,07	14,18
Rv	9,61	11,55	12,30

Максимальное расхождение данных, полученных по результатам моделирования с данными измерения параметров шероховатости поверхности не превышает 17,5 %. Следовательно, можно сделать вывод о потенциально высокой сходимости результатов моделирования с измерениями на экспериментальных образцах, подвергнутых дробеметной обработке в производственных условиях.

Заключение

1. Дробеметная обработка, используемая для удаления окалины, имеет значительный потенциал в технологиях поточной обработки калиброванной стали. Основной причиной, снижающей ее эффективное применение, является сложность процесса из-за различных параметров, которые необходимо одновременно контролировать для достижения баланса между степенью очистки поверхности от окалины, локальным разогревом, характером напряженно-деформированного состояния и эффектами упрочнения поверхностного слоя, параметрами шероховатости поверхности и стабильностью последующего волочения.

2. Представлена компьютерная конечно-элементная модель обработки поверхности горячекатаного проката дробью. По результатам моделирования, на примере процесса обработки дробью поверхности горячекатаного проката из стали марки 20, определены параметры напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя с учетом обезуглероженного слоя и основного металла, а также высота наибольшего выступа профиля шероховатости в пределах базовой длины Rp и глубина наибольшей впадины профиля шероховатости в пределах базовой длины Rv. Максимальное расхождение данных, полученных по результатам моделирования с данными измерения параметров шероховатости поверхности не превышает 17,5 %.

3. Развитие модели и повышение точности прогнозирования позволит проектировать результативные режимы волочения с учетом реального строения и характера напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя горячекатаного проката и микрорельефа его поверхности после дробеметной обработки.

Библиографический список

1. Кандауров Е.Л., Кривошеков С.В., Носов А.Д. и др. Перспективы производства калиброванного проката // Сталь. 2005. № 1. С. 70 – 71.
2. Столяров А.Ю., Соколов А.А. ММК-МЕТИЗ – новые технологические решения и развитие производства // Механическое оборудование металлургических заводов. 2022. № 1 (18). С. 4 – 10.
3. Канаев Д.П., Столяров А.Ю., Корчунов А.Г., Константинов Д.В., Зайцева М.В. Особенности проектирования режимов волочения калиброванного проката после дробеметной обработки поверхности // Заготовительные производства в машиностроении. - № 5. – 2022. – С. 223-229.
4. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. – М.: Машиностроение, 1987, 328 с.
5. P.Gillström, M. Jarl. Replacement of pickling with shot blasting for wire rod preparation // Scandinavian Journal of Metallurgy.- 2004.- Vol.33 p. 269–278.
6. Жуков Д.В., Статных И.Е. Удаление окалины с поверхности горячекатаного проката перед волочением // Сталь. - № 1. – 2021. – С.36-38
7. D.Kniewald, J. Brezinova, A.Guzanova. The Study of Material Changes in Shot Blasting Process Communications - Scientific Letters of the University of Zilina 2004, 6(2), pp.37-42.
8. Канаев Д.П., Столяров А.Ю., Корчунов А.Г., Огнева Е.М. Анализ изменения поверхностного слоя проката после дробеметной обработки и волочения // Сталь. - № 4. – 2023. – С.24-27.
9. Влияние режимов дробеметной обработки поверхности подката и смазочного материала на силовые характеристики волочения стали / В.М. Грешнов, А.В. Боткин, В.Ю. Шолом, Д.М. Закиров // Кузнечно-штамповочное производство. - 2000. № 12. - С. 16-20.
10. Study of the effects produced by shot peening on the surface of quenched and tempered steels: roughness, residual stresses and workhardening / V. Llaneza, F.J. Belzunce // Applied Surface Science. – 2015. - № 356. 475–485 pp.

Information about the paper in English

A.G. Korchunov, D.V. Konstantinov, E.M. Ogneva

Nosov Magnitogorsk State Technical University
Magnitogorsk, Russia

E-mail: agkorchunov@mail.ru

A.Yu. Stolyarov

OJSC Magnitogorsk Metalware and Sizing Plant (MMK-METIZ)
Magnitogorsk, Russia

E-mail: stolyarov.ay@mmk-metiz.ru

Receipt date: October 25, 2023

MODELING OF SHOT BLASTING SURFACE TREATMENT OF HOT-ROLLED BARS

Abstract

Shot blasting, as an environmentally friendly method for removing scale from the surface of hot-rolled steel, has significant potential in technologies for continuous processing of calibrated steel for mechanical engineering. The main reason that reduces its effective use is the complexity of the process due to various parameters that must be simultaneously controlled to achieve a balance between the degree of surface descaling, local heating, the nature of the stress-strain state and the effects of hardening the surface layer, surface roughness parameters and stability subsequent drawing.

This paper presents a computer finite element model of surface treatment of hot-rolled steel with shot. Based on the modeling results, using the example of the process of surface treatment of hot-rolled steel grade 20 with spherical shot, the parameters of the stress-strain state of the surface layer were determined, taking into account the decarburized layer and the base metal, as well as the parameters of surface roughness. The data obtained will make it possible to determine drawing modes taking into account the nature of the stress-strain state of the surface layer of hot-rolled steel and the microrelief of its surface after shot blasting.

Keywords: long products, shot blasting, surface, computer modeling, roughness parameters, stress-strain state.



УДК 621.838.222

М.П. Шишкарёв
ФГБОУ ВО «Донской государственный
технический университет» (ДГТУ)
г. Ростов-на-Дону, Россия
E-mail: shishkarevm@mail.ru
Дата поступления 07.10.2023

ОПТИМАЛЬНАЯ ЗАКОНОМЕРНОСТЬ ИЗМЕНЕНИЯ РАСПОРНОЙ СИЛЫ И ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ АДАПТИВНЫХ ФРИКЦИОННЫХ МУФТ

Аннотация

В работе приведены результаты исследования надежности адаптивных фрикционных муфт первого поколения в контексте установления оптимальной закономерности изменения распорной силы управляющего устройства обратной связи в зависимости от коэффициента трения. Найден критерий оптимизации указанной закономерности в форме минимума произведения разностей распорных сил «идеальной» и реальной адаптивной фрикционной муфты, взятых на границах интервалов их изменения, поставлено условие применения введенного критерия.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, надежность, первое поколение, оптимизация, коэффициент трения.

Введение

В работах [1, 2] приведены условия, при которых вращающий момент при срабатывании адаптивных фрикционных муфт (АФМ) не зависит от колебаний значения коэффициента трения между фрикционными парами и является постоянным. Эти условия представлены в формализованном виде и отражают в общем виде связь между моментом на валу управляющего устройства (УУ) и его передаточным отношением. В работе [3] приведена закономерность изменения величины коэффициента усиления C УУ в зависимости от коэффициента трения f , обеспечивающая стабильность момента срабатывания муфты.

Постановка задачи исследования

Определение условия высокой надежности работы адаптивных фрикционных муфт первого поколения на основе оптимизации закономерности изменения распорной силы.

Основная часть

Запишем выражение для определения величины предельного вращающего момента АФМ первого поколения [4]:

$$T_n = (F_n - F_p)zR_{cp}f, \quad (1)$$

где F_n – сила натяжения замыкающей пружины; F_p – распорная сила; z – число фрикционных пар; R_{cp} – средний радиус поверхностей трения фрикционных пар.

В качестве эксплуатационной характеристики необходимо, очевидно, принять вращающий момент при настройке АФМ. Обычно настройка производится по среднему значению коэффициента трения [5], поэтому с учетом данных [4] запишем:

$$T_n = \frac{zF_n R_{cp} f_{cp}}{1 + Cf_{cp}}, \quad (2)$$

где T_n – момент настройки АФМ первого поколения; f_{cp} – средний коэффициент трения.

Для обеспечения стабильного вращающего момента при срабатывании АФМ должно выполняться равенство $T_n = T_n$. Тогда на основании соотношений (1) и (2) получим следующее выражение:

$$F_p = F_n \left[1 - \frac{f_{cp}}{(1 + Cf_{cp})f} \right]. \quad (3)$$

Полученное соотношение устанавли-

вает закономерность изменения управляющего воздействия F_p «идеальной» АФМ, т.е. муфты, нечувствительной к изменениям величины коэффициента трения. Для реальной АФМ подобная зависимость имеет вид:

$$F_{p1} = F_n \frac{Cf}{1+Cf}. \quad (4)$$

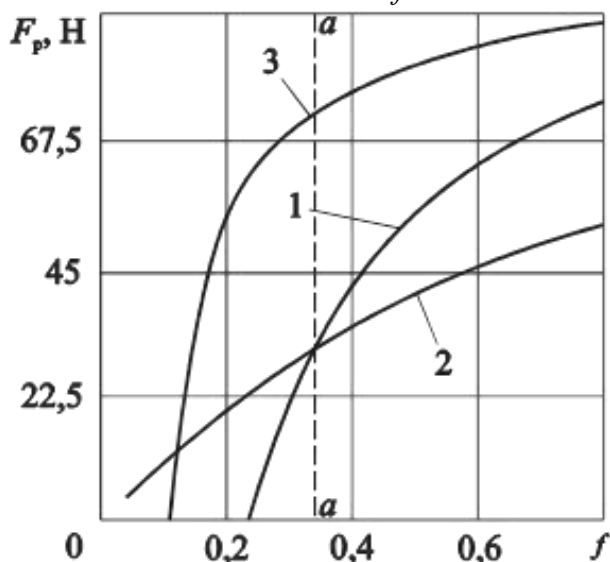


Рисунок 1. Зависимости распорной силы «идеальной» и реальной АФМ от коэффициента трения

Графики функций (3) и (4) показаны на рис. 1 (соответственно кривые 1 и 2) и построены при $F_n=100$ Н, $C=1,25$, $f_{cp}=0,33$. Из рисунка следует:

– график имеет два участка, разделенных линией $a-a$, соответствующей значению коэффициента трения $f = f_{cp}$. На участке, расположенном слева от указанной линии, имеет место $F_p < F_{p1}$, а на участке справа – $F_p > F_{p1}$;

– управляющее воздействие «идеальной» АФМ в интервале значений коэффициента трения $f_{min} \dots f_1 = f_{cp} / (1 + Cf_{cp})$ (это следует из (3)), равно нулю, поэтому стабильный момент срабатывания обеспечивается только при $f_i \geq f_1$. В указанном интервале имеем:

$$T'_n = F_n R_{cp} f_i,$$

т. е. вся нагрузка будет передаваться за счет одной (ведущей) фрикционной пары, и муфта в этом случае теряет адаптивные ка-

чества. Увеличение среднего коэффициента трения при фиксированной величине параметра C снижает надежность работы «идеальной» АФМ в области малых значений f . Коэффициент точности в этом случае равен:

$$K_T = \frac{zf_{cp}}{(1+Cf_{cp})f_{min}} > 1,$$

так как по особенностям конструктивной схемы АФМ всегда $z \geq 2$, а $f_{cp} / (1 + Cf_{cp}) \geq f_{min}$. Таким образом, настройка муфты по среднему коэффициенту трения исключает принципиально возможность получения равенства $T_n = const$ в интервале значений коэффициента трения $f_{min} \dots f_{max}$ для реальных соотношений f_{cp} / f_{min} материалов фрикционных пар, применяемых в предохранительных фрикционных муфтах [6], в том числе АФМ.

Уровень надежности работы реальной АФМ характеризуется, очевидно, степенью приближения распорной силы F_{p1} к распорной силе F_p в любой точке интервала значений коэффициента трения $f_{min} \dots f_{max}$. Вычислим разность

$$\Delta F_p = F_{p1} - F_p = \frac{f_{cp} - f}{f(1+Cf)(1+Cf_{cp})} F_n. \quad (5)$$

Очевидно, что $\Delta F_p = 0$ при $f = f_{cp}$, это отражается графиком на рисунке 1. Производная:

$$(\Delta F_p)'_{f_{cp}} = F_n f (1 + Cf)^2 > 0,$$

следовательно, функция (5) является возрастающей, и увеличение значения коэффициента трения f_{cp} приводит к нарастанию рассогласования между кривыми 1 и 2 на участке, расположенном слева от точки их пересечения. Это объясняется, во-первых, уменьшением распорной силы F_p , что следует из (3), во-вторых, увеличением распорной силы F_{p1} . Для доказательства последнего утверждения представим, что $f = mf_{cp}$, где коэффициент m изменяется в интервале значений $1 / (1 + Cf_{cp}) \dots 1 / (Cf_{cp})$ при фиксированном значении коэффициента трения f_{cp} . Тогда можно записать:

$$F_{p1} = F_{п} \frac{Cmf_{cp}}{1 + Cmf_{cp}}.$$

Полученная функция является возрастающей в указанном диапазоне изменения m при $f_{cp} = \text{const}$. Пошаговое увеличение f_{cp} сохраняет характер функции [4], поскольку, как правило, увеличение значения коэффициента трения f_{cp} сопровождается ростом значения коэффициента трения f_{max} и непропорциональное уменьшение величины коэффициента m не изменяет вида кривой 2, т. е. $F_p > F_{p1}$ и тогда:

$$\Delta F'_p = F_p - F_{p1} = \frac{f - f_{cp}}{f(1 + Cf)(1 + Cf_{cp})} F_{п}.$$

Представленная функция является убывающей при увеличении f_{cp} и непропорциональном уменьшении величины коэффициента C . Так как функция $F_{p1}(f_{cp})$ сохраняет свой характер на этом участке, убывание ΔF_p будет более интенсивным.

Поскольку изменение величин ΔF_p и $\Delta F'_p$ носит в функции f_{cp} взаимно противоположный характер, запишем произведение $\Delta F_p \Delta F'_p$ при граничных значениях f :

$$\Delta F_p \Delta F'_p = \frac{(1 - Cf_{cp})Cf_{cp}}{2(1 + Cf_{cp})(1 + 2Cf_{cp})} F_{п}^2,$$

Исследуем полученную функцию на экстремум. Первая производная равна:

$$(\Delta F_p \Delta F'_p)'_{f_{cp}} = \frac{1 - 2Cf_{cp} - 5C^2 f_{cp}^2}{4(1 + Cf_{cp})^2 (1 + 2Cf_{cp})^2} F_{п}^2.$$

Решение квадратного уравнения в числителе производной дает $f_{cp,k} = 0,29/C$. Второй корень уравнения отрицателен, что противоречит физической сущности коэффициента трения.

Вторая производная при найденном корне уравнения отрицательна, следовательно, в данной точке функция достигает максимума. Так как, принятое произведение управляющих воздействий косвенно характеризует точность ограничения нагрузки АФМ, то для более эффективной работы последних необходимо стремиться

к тому, чтобы это произведение было минимальным. Вследствие этого эффективность работы повышается при следующих условиях:

- уменьшении среднего коэффициента трения от полученного значения $f_{cp,k}$;
- увеличении коэффициента трения от полученного значения.

Рассмотрим оба предложенных способа. В первом случае будет иметь место снижение нагрузки, передаваемой муфтой при неизменных габаритных размерах, массе и усилиях прижатия фрикционных пар. Кроме этого, величина среднего коэффициента трения для большинства фрикционных материалов, применяемых в АФМ, связана с величиной максимального коэффициента трения прямой зависимостью [6, 7]. Поэтому уменьшение величины f_{cp} сопровождается увеличением предельного значения коэффициента усиления C [8] и, соответственно, снижает величину $f_{cp,k}$, сужая тем самым диапазон варьирования значения коэффициента трения f_{cp} .

Реализация второго способа позволяет увеличить нагрузку с ростом f_{cp} , т. е. повысить коэффициент эффективности управляющего устройства [9]. Поскольку $C = 1/f_{max}$ [8], находим $f_{cp,k} = 0,29f_{max}$. Максимальное соотношение (по литературным данным) составляет $f_{cp} = (0,5...0,6)f_{max}$, минимальное – $f_{cp} = (0,15...0,2)f_{max}$. Тогда имеем $\Delta F_p \Delta F'_p = 0,038$ при $f_{cp} = 0,55f_{max}$ и $\Delta F_p \Delta F'_p = 0,043$ при $f_{cp} = 0,15f_{max}$. Из этого следует, что кроме указанного преимущества, второй способ позволяет повысить точность ограничения нагрузки, в основном, за счет несимметричного расположения точки $f_{cp,k}$ внутри интервала указанных соотношений.

При настройке АФМ по минимальному коэффициенту трения настроечный вращающий момент равен:

$$T_{п} = zF_{п}R_{cp}f_{min}, \quad (6)$$

что предполагает условие $F'_p = 0$ при равенстве $f = f_{min}$.

Решив совместно уравнения (1) и (6),

получим:

$$F_{p2} = F_{п} \left(1 - \frac{nf_{cp}}{f} \right),$$

где $n = f_{min} / f_{cp} < 1$ – коэффициент.

График функции показан на рисунке 1 (кривая 3). Кривая 3, как и кривая 2, имеет общую точку с кривой 1 с координатами $(nf_{cp} / (1 - Cnf_{cp}), F_{п} Cnf_{cp})$. Очевидно, что с увеличением коэффициента n абсцисса точки пересечения также увеличивается. Кривая 2 построена при $n=0,3$.

Для рассматриваемого случая разность составляет:

$$\Delta F_p = F_{p1} - F_{p2} = F_{п} \frac{nf_{cp}(1 + Cf) - f}{f(1 + Cf)}.$$

Применив ранее использованный прием, найдем:

$$\Delta F_p \Delta F'_p = \frac{(1 - 2Cnf_{cp}) Cnf_{cp}}{2(1 + Cnf_{cp})} F_{п}^2, \quad (7)$$

где параметр ΔF_p вычислен при значении $f = f_{min} = nf_{cp}$, а $\Delta F'_p$ – при $f = f_{max} = 1/C$.

Изменение значения коэффициента трения f_{cp} сопровождается, как правило, непропорциональным изменением f_{min} , поэтому в общем случае выражение (7) представляет функцию двух переменных – f_{cp} и n .

Частные производные первого порядка функции (7) имеют вид

$$(\Delta F_p \Delta F'_p)'_{f_{cp}} = \frac{Cn[1 - 4Cnf_{cp} - 2(Cnf_{cp})^2]}{2(1 + Cnf_{cp})^2} F_{п}^2,$$

$$(\Delta F_p \Delta F'_p)'_n = \frac{Cf_{cp}[1 - 4Cnf_{cp} - 2(Cnf_{cp})^2]}{2(1 + Cnf_{cp})^2} F_{п}^2,$$

тогда стационарные точки функции $(0, 225 / (Cn), 0, 225 / (Cf_{cp}))$.

Соответственно частные производные второго порядка равны:

$$(\Delta F_p \Delta F'_p)''_{f_{cp}} = -\frac{3C^2 n^2}{(1 + Cnf_{cp})^3} F_{п}^2,$$

$$(\Delta F_p \Delta F'_p)''_n = -\frac{3C^2 f_{cp}^2}{(1 + Cnf_{cp})^3} F_{п}^2.$$

Смешанная частная производная второго порядка имеет вид

$$\begin{aligned} (\Delta F_p \Delta F'_p)''_{f_{cp}, n} &= \\ &= \frac{C - 9C^2 nf_{cp} - 6C^3 n^2 f_{cp}^2 - 2C^4 n^3 f_{cp}^3}{2(1 + Cnf_{cp})^3} F_{п}^2. \end{aligned}$$

Величина $nf_{cp} = f_{min}$ для материалов фрикционных пар, применяемых в АФМ, не превышает, по литературным данным [6, 7], значения $f_{min} = 0,1$, а величина $f_{max} = 1$. Учитывая, что $C = 1 / f_{max}$, и приняв среднее значение $f_{max} = 0,8$, при котором $C = 1,25$, можно пренебречь двумя последними членами числителя ввиду их малости.

Тогда имеем:

$$\begin{aligned} (\Delta F_p \Delta F'_p)''_{f_{cp}} (\Delta F_p \Delta F'_p)''_n - [(\Delta F_p \Delta F'_p)''_{f_{cp}, n}]^2 &= \\ &= \frac{(18C^3 nf_{cp} - 45C^4 n^2 f_{cp}^2 - C^2)}{4(1 + Cnf_{cp})^6} F_{п}^4 = \\ &= \frac{C^2 (18Cnf_{cp} - 45C^2 n^2 f_{cp}^2 - 1)}{4(1 + Cnf_{cp})^6} F_{п}^4. \end{aligned}$$

Очевидно, что знак полученного выражения будет определяться знаком разности в скобках числителя. Решение неравенства вида:

$$-45C^2 n^2 f_{cp}^2 + 18Cnf_{cp} - 1 > 0$$

дает

$$\frac{1}{15nf_{cp}} < C < \frac{1}{3nf_{cp}}.$$

Для стационарных точек полученное неравенство преобразуется к виду:

$$\frac{0,153}{nf_{cp}} < C < \frac{0,765}{nf_{cp}}.$$

Из последнего неравенства следует, что при реальных значениях $f_{min} \leq 0,1$ $C > 1,5$, то есть $f_{max} \leq 0,66$. В этом случае при $n=0,3$ получим $f_{cp} = 0,5$. Полученные значения устанавливают предельные трибологические характеристики фрикционных пар, при которых функция (7) имеет в стационарных точках локальный максимум.

Для большинства материалов фрикционных пар, применяемых в АФМ, указанная величина f_{max} не является предель-

ной, вследствие чего условие существования локального максимума не выполняется, однако общий характер изменения функции – возрастание сохраняется.

Анализ стационарной точки показывает, что при реальных значениях $C=1...1,25$ и $n=0,3...0,4$ значение коэффициента трения $f_{cp}=0,75...0,45$, т. е. принимает предельные значения для фрикционных пар.

Таким образом, настройка «идеальной» АФМ по минимальному коэффициенту трения приводит к необходимости уменьшения величины среднего коэффициента трения для повышения эффективности работы реальной АФМ.

Произведем сопоставление рассмотренных методов настройки, для чего составим неравенство:

$$F_n^2 \left[\frac{(1-Cf_{cp})Cf_{cp}}{2(1+Cf_{cp})(1+2Cf_{cp})} - \frac{(1-2Cnf_{cp})Cnf_{cp}}{2(1+Cnf_{cp})} \right] > 0. \quad (8)$$

Сделав некоторые преобразования выражения в квадратных скобках, получим следующее квадратное относительно n неравенство

$$2Cf_{cp}(1+Cf_{cp})(1+2Cf_{cp})n^2 - (1+2Cf_{cp}+2C^2f_{cp}^2)n + (1-Cf_{cp}) > 0'$$

дискриминант, которого равен:

$$D = (1-4C^2f_{cp}^2)(1-4Cf_{cp}-4C^2f_{cp}^2) + 4C^4f_{cp}^4$$

Анализ показывает, что $D < 0$ при $0,207/C < f_{cp} < 0,5/C$. При $f_{cp} \leq 0,5/C$ и при $f_{cp} \leq 0,207/C$ выполняется неравенство $D > 0$.

Таким образом, неравенство (8) удовлетворяется: а) в случае, когда выполняются следующие условия: $0,5/C > f_{cp} > 0,207/C$, т. е. $n \in R$, где R – область всех действительных чисел; б) в случае, когда $f_{cp} > 0,5/C$ и $f_{cp,2} < 0,207/C$, т. е. $n > 0,5$, $n < 0,33$ и $n > 1,06$, $n < 0,99$ соответственно; в) в случае, когда $f_{cp,1} > 0,5/C$ и $f_{cp,2} < 0,207/C$

$$n \in \left(> \frac{A+\sqrt{D}}{B} \right) U \left(< \frac{A-\sqrt{D}}{B} \right),$$

где $A = 1 + 2Cf_{cp} + 2C^2f_{cp}^2$;

$$B = 4Cf_{cp}(1+Cf_{cp})(1+2Cf_{cp}).$$

Рассмотрим, наконец, случай, когда настройка «идеальной» АФМ производится таким образом, что обеспечивается равенство распорных сил «идеальной» АФМ и муфты первого поколения при значении коэффициента трения f_{min} .

Предельный вращающий момент, передаваемый АФМ первого поколения при значении коэффициента трения f_{min} , равен:

$$T_{nmin} = \frac{zF_n R_{cp} f_{min}}{1+Cf_{min}}$$

Приравняв это выражение правой части (1), решим полученное уравнение относительно неизвестного члена F_p :

$$\begin{aligned} F_{p3} &= F_n \left[1 - \frac{f_{min}}{f(1+Cf_{min})} \right] = \\ &= F_n \left[1 - \frac{nf_{cp}}{f(1+Cnf_{cp})} \right] \end{aligned} \quad (9)$$

Разность между рассматриваемыми силами «идеальной» АФМ и АФМ первого поколения равна:

$$\Delta F_p = F_{p3} - F_{p1} = F_n \frac{f - nf_{cp}}{f(1+Cf)(1+Cnf_{cp})}$$

Из полученного выражения следует, во-первых, что $F_{p3} > F_{p1}$ в интервале изменения коэффициента трения, кроме значения $f = f_{min}$, во-вторых, что функция $\Delta F_p(f_{cp})$ является убывающей.

Сравнительная оценка методов настройки АФМ

При рассмотрении эффективности методов настройки АФМ необходимо оценивать степень приближения кривых распорных сил «идеальной» и реальной АФМ, вычисленных на границах интервала изменения распорной силы «идеальной» АФМ.

Сравнительный анализ первых двух

методов настройки, проведенный с использованием упомянутого параметра и показавший преимущество второго метода, непригоден для оценки третьего метода настройки, так как данный параметр в этом случае обращается в нуль вследствие равенства распорных сил «идеальной» и реальной АФМ при значении f_{\min} .

Поскольку эффективность работы АФМ оценивается точностью срабатывания, определяемой отношением максимального и минимального вращающих моментов, следовательно, и отношением соответствующих распорных сил, а точность срабатывания реальной АФМ оценивается степенью приближения графиков распорных сил «идеальной» и реальной АФМ, целесообразно сохранить составляющие указанного параметра. Новая форма параметра должна адекватно представлять оценку точности срабатывания АФМ. Этому требованию удовлетворяет параметр, представляющий сумму разностей распорных сил, взятых на границах интервала изменения распорной силы «идеальной» АФМ, то есть $\sum \Delta F_p \Big|_{F_p=0}^{f_{\max}}$ для первого и второго методов настройки и $\sum F_p \Big|_{f_{\min}}^{f_{\max}}$ для третьего метода. Действительно, функции $F_p(t)$ являются монотонными (рисунок 1), поэтому уменьшение разностей ΔF_p на границах интервала в отдельности приводит к сближению кривых «идеальной» и реальной АФМ для любого значения f внутри интервала изменения F_p , т. е. к оптимизации функции $F_p(t)$ реальной АФМ, а уменьшение суммы, являясь также косвенной характеристикой сближения графиков, – к повышению точности срабатывания АФМ. Следовательно, принятый параметр в определенной степени представляет аналог коэффициента точности срабатывания [4].

На основании изложенного выше получим:

– для первого метода настройки АФМ

$$\sum \Delta F'_p \Big|_{F_p=0}^{f_{\max}} = \frac{1+3Cf_{cp}}{2(1+Cf_{cp})(1+2Cf_{cp})} F_{\diamond}, \quad (10)$$

– для второго метода настройки:

$$\sum \Delta F''_p \Big|_{F_p=0}^{f_{\max}} = \frac{1+Cnf_{cp} - 2C^2n^2f_{cp}^2}{2(1+Cnf_{cp})} F_{\diamond}, \quad (11)$$

– для третьего метода настройки

$$\sum \Delta F'''_p \Big|_{f_{\min}}^{f_{\max}} = \frac{1-Cnf_{cp}}{2(1+Cnf_{cp})} F_{\diamond}. \quad (12)$$

Критерием эффективности метода настройки является наименьшее значение $\sum \Delta F_p$. Сравнение параметров для различных методов настройки показывает, что величина $\sum \Delta F_p$ для второго метода настройки меньше, чем для первого метода. Что касается сопоставления второго и третьего методов, то положительная разность между соответствующими параметрами очевидна.

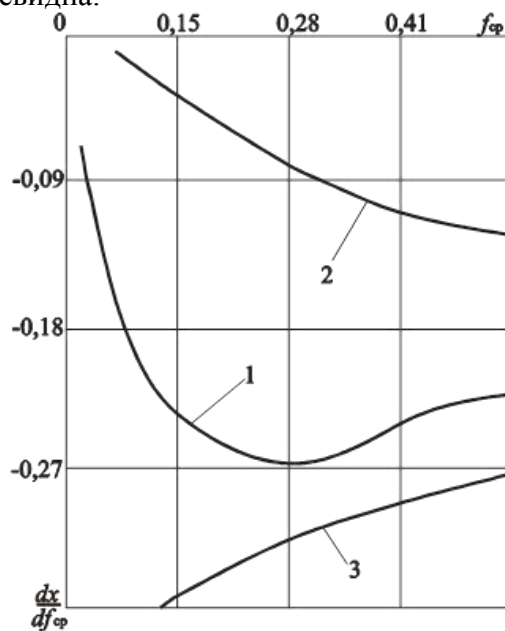


Рисунок 2. Фазовые траектории функций (10) – (12)

Другим критерием эффективности служит скорость и вектор изменения параметра при варьировании значения f_{cp} . В этом случае наиболее приемлемым будет метод настройки, который обеспечивает уменьшение параметра $\sum \Delta F_p$ с наибольшей скоростью. Для выявления наилучшего метода настройки воспользуемся способом исследования на основе анализа производных, которые, как известно, характеризуют

скорость изменения функции.

Производные функций (10) – (12) соответственно равны:

$$\frac{d \sum \Delta F'_p}{df_{cp}} = - \frac{C^2 f_{cp} (2 + 3Cf_{cp})}{(1 + Cf_{cp})^2 (1 + 2Cf_{cp})^2} F_n,$$

$$\frac{d \sum \Delta F''_p}{df_{cp}} = - \frac{C^2 n^2 f_{cp} (2 + Cnf_{cp})}{(1 + Cnf_{cp})^2} F_n,$$

$$\frac{d \sum \Delta F'''_p}{df_{cp}} = - \frac{Cn}{(1 + Cnf_{cp})^2} F_n.$$

Все производные отрицательны, следовательно, функции (10) – (12) убывающие. Для оценки скорости убывания функций воспользуемся рассмотрением фазовых траекторий, изображенных на рисунке 2 (кривые 1–3 соответствуют порядковым номерам функций (10) – (12), а $x = d \sum \Delta F_p / df_{cp} \times 1 / F_n$). Впрочем, сравнительную оценку второго и третьего методов настройки можно достаточно легко произвести на основании аналитического решения неравенства:

$$\frac{d \sum \Delta F''_p}{df_{cp}} - \frac{d \sum \Delta F'''_p}{df_{cp}} < 0,$$

что дает $f_{cp} < 0,414 / (Cn)$.

При реальной минимальной величине $n=0,3$ [6, 7] значения коэффициента трения f_{cp} , удовлетворяющие неравенству, принадлежат области возможных его значений, поэтому скорость изменения функции (12) всегда выше скорости изменения функции (11), что и подтверждается графиком.

Графики показывают, что модуль производной функции (12) обладает наибольшей скоростью убывания при всех реальных значениях.

Полученные результаты позволяют применять их в практике расчета АФМ для выбора оптимального сочетания материалов пар трения в зависимости от величины коэффициента усиления обратной связи.

Выводы

1. Получены математические зависимости, отражающие оптимальные закономерности изменения управляющего

воздействия при колебаниях коэффициента трения между фрикционными парами «идеальной» АФМ. Зависимости позволяют оценить уровень надежности реальных представителей АФМ первого поколения путем сопоставления управляющих воздействий и выявить параметр, воздействуя на который, можно оптимизировать закон изменения управляющего воздействия для повышения точности срабатывания реального АФМ первого поколения. Приведенные подходы позволяют распространить данную методику на оптимизацию закономерности изменения управляющего воздействия АФМ последующих поколений.

2. Выявлен критерий оптимизации закона изменения распорной силы в форме минимума произведения разностей управляющих воздействий «идеальной» и реальной АФМ первого поколения, взятых на границах интервала $F_p = 0 \dots$

$F_p = F_{p,max}$. Указанный критерий целесообразно применять в тех случаях, когда управляющее воздействие «идеальной» АФМ обращается в ноль внутри интервала изменения коэффициента трения или на одной из его границ.

3. Установлено, что большое влияние на надежность работы АФМ оказывает величина среднего коэффициента трения, причем характер влияния зависит от метода настройки АФМ. В случае настройки по среднему коэффициенту трения предпочтительным является его увеличение от значения $f_{cp,min} = 0,29 / C$; при настройке по минимальному коэффициенту трения – уменьшение. Метод настройки, который обеспечивает равенство управляющих воздействий «идеальной» и реальной АФМ при $f = f_{min}$, позволяет повысить надежность при безусловном увеличении f_{cp} .

4. На основе принятого критерия эффективности метода настройки АФМ в форме суммы разностей управляющих воздействий «идеальной» и реальной АФМ первого поколения на границах

интервала изменения управляющего воздействия «идеальной» АФМ установлено, что при настройке, обеспечивающей равенство управляющих воздействий на нижней границе, достигаются наилучшее приближение и скорость приближения закономерностей изменения управляющих воздействий «идеальной» и реальной АФМ во всем интервале.

Библиографический список

1. Шишкарёв М.П., Чан Ван Дык. Исследование адаптивной фрикционной муфты с комбинированной обратной связью // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2014. – № 9. – С. 25–32.
2. Шишкарёв М.П. Анализ переходного периода адаптивных фрикционных контактов в условиях положительного прироста коэффициента трения // Изв. вузов. Машиностроение. – 2000. – № 3. – С. 14–17.
3. Шишкарёв М.П. Влияние величины коэффициента усиления на массу адаптивных фрикционных муфт // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2017. – № 2. – С. 88–93.
4. Поляков В.С., Барбаш И.Д. Муфты. Конструкции и расчет. – 4-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, 1973. – 336 с.
5. Спиваков В.Д. Настройка фрикционно-шариковой муфты предельного момента // Судостроение. – 1963. – № 11. – С. 19–21.
6. Афанасьев М.К. Исследование фрикционных муфт повышенной точности ограничения нагрузки: Автореф. дис...канд. техн. наук: Спец. 05.02.02. – Киев, 1971. – 21 с.
7. Крагельский И.В., Виноградова И.Э. Коэффициенты трения. – М.: Машгиз, 1962. – 218 с.
8. Шишкарёв М.П. Распределение нагрузки в муфте Н.Д. Вернера и выбор ее параметров // Вестн. машиностроения. – 2001. – № 6. – С. 8–11.
9. Запороженко Р.М. О характеристиках предохранительных фрикционных муфт повышенной точности срабатывания // Изв. вузов. Машиностроение. – 1971. – № 1. – С. 48–52.

Information about the paper in English

M.P. Shishkarev
Don State Technical University
Rostov-on-Don, Russia
E-mail: shishkarevm@mail.ru
Receipt date: October 07, 2023

THE OPTIMAL PATTERN OF THE CHANGE IN THE SPACER FORCE AND IMPROVING THE RELIABILITY OF ADAPTIVE FRICTION CLUTCHES

Abstract

The paper presents the results of a study of the reliability of first-generation adaptive friction clutches in the context of establishing the optimal pattern of changes in the thrust force of the feedback control device depending on the friction coefficient. A criterion for optimizing this pattern has been found in the form of the minimum product of the differences between the spacer forces of the “ideal” and real adaptive friction clutch, taken at the boundaries of the intervals of their change, and the condition for applying the introduced criterion has been set.

Keywords: adaptive friction clutch, reliability, first generation, optimization, friction coefficient.



УДК 669.187.25

П.А. Салиханов, С.В. Невежин, Д.В. Туманов,
А.Л. Кузьминов, В.П. Виноградов, А.В. Цуркан
ФГБОУ ВО «Череповецкий государственный университет»
г. Череповец, Россия
E-mail: alkuzminov@chsu.ru
Дата поступления 22.11.2023

СНИЖЕНИЕ РАСХОДА ГРАФИТИРОВАННЫХ ЭЛЕКТРОДОВ УСТАНОВКИ ПЕЧЬ-КОВШ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ЗАЩИТНЫХ МЕТАЛЛИЗАЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ

Аннотация

Приводятся результаты исследования по снижению расхода графитированных электродов установки печь-ковш (УПК) ПАО «Северсталь» с использованием экспериментальных защитных металлизационных покрытий. Для защиты поверхности электрода методом дуговой металлизации на него было нанесено покрытие из материала СвАК5 и проволоки М1. При проведении испытаний на установке печь-ковш показатель снижения расхода графитированных электродов составил 8%, что не соответствовало техническим требованиям и выявило необходимость дальнейшего повышения эффективности процесса металлизации. Совместно с компанией ООО «ВВСТ» (г. Москва) были проведены испытания покрытий из различных металлов. На электроды наносились четыре разных вида покрытия. По итогам проведенных экспериментальных исследований выявлено, что наиболее эффективным является применение двуслойного покрытия электрода из меди и железа. Такое покрытие обеспечило снижение пористости и газопроницаемости электрода. Это привело к замедлению окисления и снижению расхода графитированного электрода в условиях высокотемпературной газовой коррозии. Промышленное применение электродов с данным покрытием подтвердило снижение удельного расхода электродов на 21 – 23 %.

Ключевые слова: установка печь-ковш, графитированный электрод, расход, электрическая дуга, боковая поверхность, температура, окисление, покрытие, металлизация, медь, алюминий, железо.

Введение

Известно, что основными факторами, определяющими расход электродов в процессе их эксплуатации, являются: окисление боковой и торцевой поверхности; растрескивание рабочих концов электродных свечей и опадания огарков, эрозии графитовых частиц; поломки из-за высоких механических, тепловых и токовых нагрузок [1-3]. С целью снижения расхода электродов в промышленных условиях проводятся исследования по модификации их поверхности различными покрытиями.

Одним из способов снижения расхода электродов, является нанесение на боковую поверхность жаростойкого покрытия для защиты от окисления при высоких температурах [4].

Основные требования к покрытию на графите: высокая адгезия, электропроводность, высокая стойкость против окисления, низкая пористость, невысокая себестоимость производства.

Известен способ нанесения покрытия специальным составом в пропиточных камерах [5].

В работах [4,6] отмечено, что покрытия на основе алюминия снижают удельный расход электродов на 10-12%, на основе ферросилиция марки ФС-45 на 20%. В источнике [6] предложено двухслойное покрытие, первый слой – алюминий, второй – железо с последующей обработкой электрода плазменной горелкой. Из исследований [7], направленных на решение проблемы защиты от окисления электрода, в составе защитного покрытия известны ва-

рианты применения оксида алюминия, диоксида кремния, силикомарганца. Все компоненты были в мелкодисперсном состоянии и в виде суспензии в «жидком стекле». Составы наносили на поверхность электрода с последующей сушкой.

В данной работе, в качестве метода нанесения защитных покрытий для снижения окисления и расхода графитированных электродов, работающих в условиях высокотемпературной газовой коррозии, выбрана дуговая металлизация. При дуговой металлизации две проволоки плавятся электрической дугой, горящей между ними, после чего расплавленный материал в виде капель ускоряется сжатым воздухом в направлении обрабатываемой детали и формирует защитное покрытие.

Выбор дуговой металлизации для нанесения защитных покрытий обусловлен простотой реализации, высокой производительностью, а также низкой стоимостью проволочных материалов для нанесения покрытий в сравнении с плазменным напылением и другими методами нанесения порошков, при сопоставимом уровне качества покрытий для защиты от коррозии.

Основная часть

Эксперименты по нанесению защитного покрытия на графитированные электроды были проведены в условиях цеха ремонта прокатного оборудования на ПАО «Северсталь». Для проведения исследований выбирали электроды диаметром 400 мм в общем количестве шесть штук. Перед нанесением покрытия произвели подготовку поверхности. Электроды просушивали в камере и подогрели до температуры 60-70°C. Защиту мест электродов, не подлежащих металлизации, осуществляли путем укрытия кошмой или нанесения огнестойкой пастой, препятствующей попаданию расплавленных частиц. Также выполняли пескоструйную обработку поверхности графитированных электродов для придания им шероховатости и обеспечения прочности сцепления наносимого покрытия с графитом.

Электрод устанавливали на устройство для передачи вращению электрода. Скорость вращения выставляли

до 20 об/мин в зависимости от диаметра электрода. При нанесении двухслойного защитного покрытия для первого слоя устанавливали давление сжатого воздуха 0,45 МПа. Ток дуги при металлизации фиксировали на уровне 200-210 А. Металлизатор устанавливали по нормали от образующей электрода с дистанцией напыления 100-150 мм. Скорость перемещения металлизатора относительно поверхности электрода выбирали таким образом, чтобы обеспечить перекрытие полос «спирали» покрытия при вращении электрода и одновременном перемещении металлизатора вдоль оси электрода.

Напыление первого слоя защитного покрытия осуществляли материалом СвАК5 (Al-94,7%; Si-5%; Fe+Zn+Mn-0,3%). Толщина покрытия составляла от 0,4 до 0,5 мм. Контроль толщины осуществлялся толщиномером.

Для защиты от повреждения медных электрододержателей использовали проволоку М1 с содержанием меди 99,9%. Произвели нанесение второго слоя, при этом увеличив давление сжатого воздуха до 0,5 МПа. Время между нанесением обоих слоев металлизации не превышало 1 часа, чтобы избежать окисления поверхности и уменьшения прочности сцепления наносимого покрытия с графитом. Толщина второго слоя составила 0,2-0,3 мм.

После нанесения второго защитного слоя, произвели нанесение на поверхность электродов тонкого слоя свечной массы (парафина) с дальнейшим оплавлением металлизированной поверхности ацетиленокислородной горелкой в течение 2-3 минут. Данная операция предназначалась для снижения пористости поверхности электрода. Снижение температур, после каждой операции было плавным, путем выдержки электрода в камере металлизации в течение 2 часов, рисунок 1.

Оценка эффективности производилась путем установки на УПК параллельно с обычным электродом, электрода с металлизацией поверхности. Так как объем выборки был значительным, то снижение расхода считалось по разнице установленных вставок, по зависимостям (1) и (2):

Оценка эффективности производилась путем установки на УПК параллельно с обычным электродом, электрода с металлизацией поверхности. Так как объем выборки был значительным, то снижение расхода считалось по разнице установленных вставок, по зависимостям (1,2)

$$Q = \frac{Q_{\text{удел}} - Q_{\text{пр.удел}}^{\text{п}}}{Q_{\text{удел}}} \times 100, \quad (1)$$

где, Q- снижение расхода электродов (%); $Q_{\text{удел}}$ – удельный расход электродов без покрытия (кг/т. стали); $Q_{\text{пр.удел}}^{\text{п}}$ – приведенный удельный расход электродов с покрытием (кг/т. стали)

$$Q_{\text{пр.удел}}^{\text{п}} = Q_{\text{удел}}^{\text{п}} \times \frac{t_{\text{н}}}{t_{\text{н}}^{\text{п}}} \times \frac{I_{\text{н}}}{I_{\text{н}}^{\text{п}}}, \quad (2)$$

где, $Q_{\text{удел}}^{\text{п}}$ - удельный расход электродов с покрытием (кг/т. стали); $t_{\text{н}}$ и $t_{\text{н}}^{\text{п}}$ – время нагрева стали электродами без покрытия и

с покрытием, соответственно (мин/т. стали); $I_{\text{н}}$ и $I_{\text{н}}^{\text{п}}$ – средний ток по фазам электродов без покрытия и с покрытием, соответственно (кА).

При проведении испытаний на УПК показатель снижения расхода графитированных электродов составил 8%.

При металлизации, коническая поверхность электрода сместилась внутрь печного пространства на 400 мм, а угол образующей конуса стал меньше. Кроме того, у электродов с покрытием отсутствовала видимая ступенька на границе контакта электрода с крышкой. Визуально зафиксированные сравнительные результаты применения металлизации электрода представлены на рисунке 2.

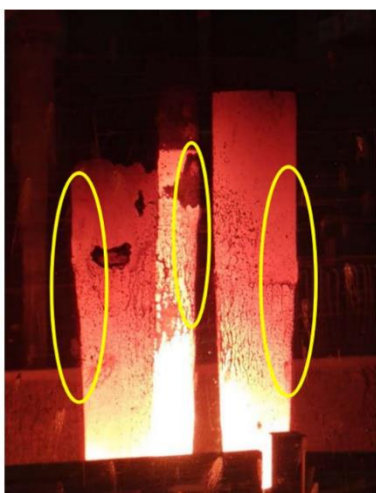


а



б

Рисунок 1. Нанесение на поверхность электрода: а – первый слой покрытия, б – второй слой и свечная масса



а



б

Рисунок 2. Окисление боковой поверхности электрода: а – без покрытия, б – с покрытием

Однако, в описанном случае применения технологии металлизации, значение снижения расхода (около 20%), было ниже ожидаемого по сравнению с аналогичными инновациями на других предприятиях [4-7], а себестоимость двухслойной металлизации – высока и составляет до 10% от стоимости электродов. Также в качестве отрицательного фактора, стоит отметить появление следов коррозии на контактных щечках электрододержателя.

Было принято решение о продолжении исследований с привлечением компании ООО «ВВСТ» (г.Москва). Испытания проводились в четыре этапа с использованием различных технологий и материалов покрытий электродов. При этом в эксперименте участвовали одновременно все три электрода УПК. Для обеспечения идентичности проводимых опытов, все эксперименты выполнялись согласно одной технологической карте.

На первом этапе наносили покрытие на основе алюминия. Масса электродов составляла 14 т. Вольт-амперная характеристика (ВАХ) сети была без перекосов. При анализе полученных результатов применения данной технологии отслоение покрытия не обнаружено. В процессе эксплуатации электродов отмечены локальные нагревы контактных медных щек электрододержателей УПК, что привело к внеплановой остановке по причине повреждения контактной щечки и течи воды, рисунок 3. Возможной причиной явились пленочные образования окислов алюминия на поверхности щек в результате электрохимической реакции меди и алюминия в зоне контакта с электродом. В связи с тем, что окислы являются диэлектриком, возникло дополнительное электросопротивление, вызвавшее локальный перегрев, а затем и нарушение герметичности.

На следующем этапе наносилось покрытие на основе железа. Масса электродов в данном эксперименте составляла 2,5 т. Обеспечивалась ВАХ сети без перекосов. Как и в предыдущем случае, по завершении опытных плавок отслоение покрытия не обнаружено. При этом дефекты контактных щек не проявлялись. При аналогичных

условиях, соответствующих предыдущему опытному исследованию, на электрод наносилось покрытие на основе меди. Масса электродов 2,5 т. ВАХ сети без перекосов. Однако, в процессе использования данной технологии отмечено отслоение защитной поверхности.



Рисунок 3. «Прогар» электрододержателя

На завершающем этапе промышленных экспериментов на электрод наносилось двухслойное медно-железное покрытие, причем первым слоем являлась медь, а вторым – железо. Масса электродов в этом опыте составляла 4 т. При анализе результатов опытного использования защитного покрытия в этом варианте отслоение покрытия и дефектов контактных щек не обнаружено.

Данные удельного расхода электродов и режимов плавок сведены в таблицу 1.

Однослойные покрытия из железа и меди из-за малой толщины, которая составляет до 0,6 мм, обладали высокой пористостью и газопроницаемостью, что обуславливало их низкую жаростойкость из-за интенсивного внутреннего окисления при высоких температурах, связанного с активной диффузией кислорода сквозь поры покрытий вплоть до защищаемой основы – графита электрода.

Удельный расход электродов в зависимости от материала покрытия

№ этапа	Электроды	Материал покрытия	Удельный расход электродов	Длительность нагрева	Ток фаза А	Ток фаза В	Ток фаза С	Средний ток по 3 фазам	Приведенный удельный расход электродов	Сокращение удельного расхода
			кг/т. стали	мин/т. стали	КА	КА	КА	КА	кг/т. стали	%
I	с покрытием	алюминий	0,117	0,0405	49,11	47,96	45,7	47,59	0,129	11,4
	без покрытия		0,146	0,0448	49,03	48,02	45,63	47,56		
II	с покрытием	железо	0,113	0,0398	48,04	48,3	46,41	47,58	0,130	11,9
	без покрытия		0,148	0,044	49,41	51,64	47,92	49,66		
III	с покрытием	медь	0,115	0,0401	49,81	50,8	47,3	49,30	0,130	13,9
	без покрытия		0,151	0,045	50,01	51,04	48	49,68		
IV	с покрытием	двухслойное медь+ железо	0,102	0,0394	46,52	47,33	44,7	46,18	0,109	27,3

В то же время, увеличение толщины однослойных покрытий свыше 0,6 мм приводило к уменьшению прочности их сцепления и растрескиванию вследствие увеличения уровня остаточных напряжений в слое металла, что также негативно сказывалось на их жаростойкости.

Для двухслойного покрытия медь-железо удалось обеспечить общую толщину до 1,6 мм, что, по-видимому, обусловлено меньшим уровнем возникающих термических напряжений, приводящих к образованию трещин при использовании меди в качестве первого слоя.

Первый слой защиты, нанесенный из меди, обеспечивает более высокую прочность сцепления покрытия с основой. Это происходит за счет высокой пластичности указанного металла и заполнения расплавом пор на поверхности графитированного электрода. Увеличение толщины защитного покрытия обеспечило снижение его пористости и газопроницаемости, благодаря чему было достигнуто большее снижение окисления и расхода графитированного электрода с защитным металлизационным покрытием в условиях высокотемпературной газовой коррозии.

Заключение

Для снижения окисления и расхода графитированных электродов, работающих в условиях высокотемпературной газовой

коррозии, в качестве метода нанесения защитных покрытий предложена дуговая металлизация.

Результат применения металлизированных электродов на установке печь-ковш ПАО «Северсталь» показал, что наиболее эффективным является применение двухслойного медно-железного покрытия. Опытное-промышленное применение данных электродов в период 2022-2023 г. подтвердило снижение удельного их расхода на 21 – 23 %.

Библиографический список

1. Окорочков Н.В. Дуговые электросталеплавильные печи. М.: Металлургия, 1971. С 332-345.
2. Эффективность использования испарительного охлаждения для снижения расхода графитированных электродов в дуговых печах малой емкости / И. М. Ячиков, И. В. Портнова, М. В. Быстров, А. А. Утемисова // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Металлургия. – 2022. – Т. 22, № 1. – С. 67-77. – DOI 10.14529/met220107
3. Апалькова Г.Д., Просвирина И.И., Рошин В.Е., Галян В.С., Вдовин С.Е. // Металлургия. 2002. № 10. С. 146– 148.
4. Carbon e.g. graphite electrode for arc furnace - comprises 2nd coating of high melting electroconductive material or mixt. on

- 1st aluminium layer, for steel mfr. // Патент Германии №4136823. 1991. / Adrian Bojilov, Anguel Zaprianov, Penio Penev, Velio Velev
5. Коновалова Е.А., Емяшев А.В., Костарева Т.В. и др. Защита графитированных электродов на основе ферросилиция. Тез. докл. V Всесоюзн. научн.-техн. конф. Электродной пром-ти. Челябинск. 1983.С.302-303.
 6. Вавилова А.Т., Коновалова Е.А., Юзихов Ю.Д., Половой Б.В. Эффективность применения защиты от окисления графитированных электродов. Сб.

научн. тр. «Формирование свойств электродного графита». Москва. 1991.С.74-77.

7. Дыскина, Б. Ш. Оптимизация состава защитного покрытия от высокотемпературного окисления графитированных электродов / Б. Ш. Дыскина, В. С. Лесюк, Т. В. Кабанова // Известия высших учебных заведений. Серия: Химия и химическая технология. – 2015. – Т. 58, № 7. – С. 53-55.

Information about the paper in English

**P.A. Salikhanov, S.V. Nevezhin, D.V. Tumanov,
A.L. Kuzminov, V.P. Vinogradov, A.V. Tsurkan**
Cherepovets State University
Cherepovets, Russia
E-mail: alkuzminov@chsu.ru
Receipt date: November 22, 2023

REDUCING THE CONSUMPTION OF GRAPHITE ELECTRODES IN A LADLE FURNACE INSTALLATION
USING EXPERIMENTAL PROTECTIVE METALLIZATION COATINGS

Abstract

The results of a study on reducing the consumption of graphite electrodes in the ladle furnace installation of PJSC «Severstal» using experimental protective metallization coatings are presented. To protect the surface of the electrode using arc metallization, a coating of SvAK5 material and M1 wire was applied to it. When testing on a ladle furnace installation, the reduction in consumption of graphite electrodes was 8%, which did not meet the technical requirements and revealed the need to further improve the efficiency of the metallization process. Together with the company VVST LLC (Moscow), tests of coatings made of various metals were carried out. Four different types of coating were applied to the electrodes. Based on the results of experimental studies, it was determined that the most effective is the use of a two-layer electrode coating made of copper and iron. This coating reduced the porosity and gas permeability of the electrode. It provided a slowdown in oxidation and a decrease in the consumption of the graphite electrode under conditions of high-temperature gas corrosion. The industrial use of electrodes with this coating has confirmed a reduction in the specific consumption of electrodes by 21–23%.

Keywords: ladle furnace installation, graphite electrode, electric arc, side surface, temperature, oxidation, coating, metallization, copper, aluminum, iron.

ТРЕБОВАНИЯ

к оформлению материалов представляемых для публикации

1. Материалы предоставляются в электронном виде, оформленные в программе MS Word 97-2003.
2. Объем представленных материалов должен быть не менее 6-ти страниц (в режиме оформления одной колонкой на листах формата А4), включая рисунки и таблицы.
3. Формат листа: А4 (210x297 мм).
4. Межстрочный интервал: одинарный.
5. Размер полей слева, справа и сверху страницы 18 мм, снизу 20 мм.
6. Нумерация страниц осуществляется внизу по центру страницы.
7. Шрифт текста: Times New Roman, размер 12 пт.
8. Отступ перед каждым абзацем (красная строка) – 10 мм.
9. Формулы должны быть набраны в тексте, вписывание формул от руки не допускается, размер базового шрифта в формулах – 12 пунктов.
10. Рисунки должны быть вставлены в текст и обязательно представлены в виде отдельного файла в формате jpeg, tiff, bmp с разрешением не менее 300 dpi. Наличие подрисовочной надписи обязательно.
11. Не допускается разрыв таблиц, рисунков, заголовков при переходе со страницы на страницу.
12. Структура текста.
 - 12.1. Индекс УДК.
 - 12.2. Имя, отчество и фамилия авторов, жирный шрифт – Times New Roman, размер – 12 пт.
 - 12.3. Наименование организации.
 - 12.4. Город, страна.
 - 12.5. Контактный адрес электронной почты (E-mail).
 - 12.6. Название (должно быть набрано прописными буквами не в режиме CAPS LOCK (SHIFT)).
 - 12.7. Аннотация (объем не менее 100 слов).
 - 12.8. Ключевые слова (не менее 8 слов).
 - 12.9. Введение.
 - 12.10. Основная часть.
 - 12.11. Заключение (Выводы).
 - 12.12. Библиографический список.
13. Библиографический список составляется в последовательности ссылок в тексте. В тексте статьи ссылки на литературный источник заключаются в квадратные скобки. Библиографическое описание регламентировано ГОСТ 7.05-2008 «Библиографическая ссылка. Общие требования и правила составления».

Материалы для публикации направлять по адресу: 455000, г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38, ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова, кафедра «Проектирование и эксплуатация металлургических машин и оборудования».
Контактные телефоны: (3519) 29-85-07, 29-84-51.
E-mail: momz-magtu@yandex.ru, momz-magtu@mail.ru с указанием темы электронного письма «Журнал МОМЗ».
Сайт журнала: www.momz.magtu.ru
Контактное лицо, отв. редактор к.т.н. Слободянский Михаил Геннадьевич.


ПРАЙС-ЛИСТ

на размещение рекламы в журнале
«Механическое оборудование металлургических заводов»

№ п/п	Цветная реклама на обложке издания		Черно-белые внутренние полосы	
	Объем	Цена, руб	Объем	Цена, руб
1	2-ая полоса (формат А4)	8000	1 полоса	6000
2	3-ая полоса (формат А4)	8000	½ полосы	4000
3	4-ая полоса (формат А4)	10000	¼ полосы	2000

Статья рекламного содержания		Реклама на сайте издания			
Объем	Цена, руб	Место расположения рекламного контента	Объем / размер	Срок размещения	Цена, руб
1 полоса	3000	Слайдер на главной странице (изображение)	700 x 380 pixels	1-6 месяцев	4000
				6-12 месяцев	6000


Пример оформления рекламного изображения в слайдере на главной странице сайта издания



- Главная
- О журнале
- Автору
- Архив
- Редакция
- Партнеры
- Контакты

Журнал "Механическое оборудование металлургических заводов"

Журнал "Механическое оборудование металлургических заводов" является бесплатным изданием открытого доступа.



700 x 380 pixels

Журнал "Механическое оборудование металлургических заводов" является информационным партнером XIV-го международного конгресса сталеплавильщиков

Научно-технический журнал MOM3

ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова» приглашает Вас опубликовать результаты Ваших научных исследований в журнале «Механическое оборудование металлургических заводов». Журнал «MOM3» включен в Российский индекс научного цитирования (РИНЦ) и ему присвоен международный стандартный номер сериального издания ISSN 2311-1364. Сведения о журнале

International Youth Workshop

MAGNITOGORSK

ROLLING PRACTICE

RU

Уважаемые коллеги!

Магнитогорский государственный технический университет имени Г.И. Носова приглашает молодых ученых, аспирантов и специалистов принять участие в VIII Международной молодежной научно-практической конференции «**Magnitogorsk Rolling Practice 2024**», посвященной 90 –летию университета.

Молодежная конференция проводится в формате школы-семинара и включает пленарные лекции известных зарубежных и отечественных ученых и доклады молодых ученых, специализирующихся в области обработки металлов давлением.

Секции конференции:

- Фундаментальные проблемы обработки металлов давлением
- Инновационные технологии и материалы обработки металлов давлением
- Развитие теории и технологий глубокой переработки металлов и сплавов
- Перспективы развития направления интеллектуальной металлургии (iSmart-Metallurgy)

В рамках конференции запланирован конкурс на лучший доклад молодых ученых. Статьи по материалам докладов будут опубликованы в журналах, информационных партнерах конференции. Для участников конференции будет организован индустриальный тур на крупнейшее металлургическое предприятие России – ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат».

Дата проведения: **4 июня -7 июня 2024 г.**

Место проведения: г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38

Участие в конференции бесплатное. Для участия, необходимо зарегистрироваться на сайте <http://mrp.magtu.ru> и прислать тезисы доклада на почту magstu.international@gmail.com с указанием в теме письма «MRP-2023» до 10 мая 2024г.

Рабочие языки конференции: русский и английский.

Информационные партнеры конференции:

- ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ. Бюллетень научно-технической и экономической информации;
- Теория и технология металлургического производства;
- Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова;
- Механическое оборудование металлургических заводов.

Официальный сайт конференции: <http://mrp.magtu.ru>

E-mail конференции: magstu.international@gmail.com

Телеграмм – канал: t.me/MRPmgn