

Влияние частоты следования импульсов на точность электрохимической размерной обработки никеля, меди и стали

* С. М. Кузьмин^{a,b}, ** Н. Г. Демьянцева^b, *** А. В. Балмасов^c, А. И. Тихонов^b

^a ФГБУН «Институт химии растворов» РАН,

ул. Академическая, 1, г. Иваново, 153045, Россия, * e-mail: smk@isc-ras.ru

^b Ивановский государственный энергетический университет,

ул. Рабфаковская, 34, г. Иваново, 153003, Россия, ** e-mail: demyantseva@bk.ru

^c Ивановский государственный химико-технологический университет,

пр. Шереметевский, 7, г. Иваново, 153000, Россия, *** e-mail: balmasov@isuct.ru

Показано, что в условиях импульсной электрохимической размерной обработки изменение частоты следования импульсов вызывает изменение параметра, характеризующего точность копирования формы электрода-инструмента в случае стали 08КП, никеля Н1 и меди М1. Влияние частоты следования импульсов на точность формообразования имеет одинаковый качественный характер, что позволяет расширить сформулированные ранее рекомендации по применению импульсных режимов. Обнаружена корреляция между степенью пассивации поверхности материала и величиной эффекта, достигаемого при применении импульсных режимов. Выдвинуто предположение о возможности привлечения для объяснения наблюдаемых эффектов известных теоретических положений о движении заряженных частиц в нестационарных неоднородных электрических полях.

Ключевые слова: электрохимическая обработка, точность формообразования, импульсные режимы, никель, медь, сталь.

УДК 544.653.22

ВВЕДЕНИЕ

Обеспечение необходимой точности копирования формы электрода-инструмента и достижение заданных параметров шероховатости обработанной поверхности являются одной из наиболее важных задач электрохимической размерной обработки [1–4]. Использование импульсных режимов обработки – один из эффективных методов повышения точности электрохимической размерной обработки (ЭХРО). Различные варианты данного вида обработки металлов, которые могут отличаться амплитудой, длительностью импульса и паузы, чередованием нескольких видов импульсов, кинематикой подачи электрода-инструмента [5] и т.д., доказали положительный эффект при решении технологических задач. Вопросы аппаратного обеспечения импульсного микро-ЭХРО и достижения последних лет в этой области обобщены в недавнем обзоре [6]. Тем не менее имеющиеся литературные данные не позволяют однозначно сформулировать причины положительного влияния импульсного режима на результат ЭХРО.

Очевидно, что, прикладывая к электродам импульс напряжения, мы выводим систему из стационарного состояния. Релаксация системы к другому состоянию сопровождается перераспределением заряда, ходом электрохимических и химических реакций и тепловыми эффектами,

обусловленными протеканием тока и химическими процессами. В случае, если режим ЭХРО представляет собой последовательность импульсов с определенной скважностью в течение паузы между импульсами, помимо релаксации двойного электрического слоя на электродах, могут происходить поверхностная или объемная химическая реакция, массоперенос продуктов и реагентов и перераспределение тепла. Совокупность релаксационных процессов, протекающих при возникновении импульса, за время паузы между импульсами приводит к специфическим эффектам, наблюдающимся экспериментально при импульсных режимах ЭХРО. Массоперенос в межэлектродном зазоре (МЭЗ) достаточно часто является лимитирующей стадией процесса растворения металла, определяющей его локальную скорость. Для ионной компоненты в неподвижной вязкой среде могут быть справедливы теоретические положения, рассматриваемые в [7–9], которые позволяют качественно оценить влияние периодического импульсного воздействия на движение заряженных частиц в неоднородном электрическом поле. В данных работах показано, что в случае неоднородного периодического электрического поля силы (усредненные по периоду колебания), действующие на частицу, и, следовательно, траектории движения частиц существенным образом зависят от частоты

ты внешнего поля. В результате в неоднородных нестационарных электрических полях должен наблюдаться эффект выталкивания заряженных частиц любого знака из области с большей напряженностью электрического поля в область с меньшей напряженностью. Теоретически предсказываемый эффект может являться достаточно существенным фактором при реализации импульсных режимов ЭХРО при малых межэлектродных расстояниях с существенной неоднородностью электрического поля.

Ранее [10–12] было показано, что при ЭХРО никеля в импульсных режимах частота следования импульсов оказывает значительное влияние на точность формообразования. Выбор оптимального значения частоты позволяет существенно образом повысить точность копирования формы электрода-инструмента [13]. Описанные выше теоретические положения получены без учета природы обрабатываемого материала и электролита, поэтому положительный технологический эффект, выявленный при обработке никеля, может носить достаточно общий характер, то есть проявляться при растворении множества видов металлов и сплавов. Это предположение нуждается в проверке, поэтому в данной работе исследовано влияние частоты следования импульсов тока на показатели формообразования при ЭХРО никеля, меди и углеродистой стали.

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Подробная методика проведения эксперимента описана в работах [11, 12]. При моделировании процесса ЭХРО использовали электрохимическую ячейку, в качестве рабочего электрода применялась фольга из никеля Н1, меди М1 и стали 08КП толщиной 0,1 мм и размером 1,7×1 см. Электролит – водный раствор 1М NaNO₃ или 1М NaNO₃ + 0,017М NaCl. Электрод-инструмент – движущаяся с задаваемой скоростью трубчатая стальная игла с внешним диаметром 2 мм, направленная в торец рабочего электрода или перпендикулярно ему. Эксперименты проводились с использованием униполярных прямоугольных импульсов напряжения с амплитудой 10 В, скважностью 2. При направлении электрода-инструмента в торец рабочего электрода в нем формировалась полость, показанная на рис. 1. Для количественного описания показателей процесса ЭХРО в работах [11] и [13] нами были введены различные критерии, характеризующие точность обработки. В данной работе мы использовали один из них – коэффициент формы $k = b/a$.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

При электрохимической обработке материалов с различным электрохимическим поведением

возникает необходимость внесения определенной корректировки в режим обработки. Для ЭХРО принципиальным технологическим параметром является скорость растворения металла, которая при проведении экспериментов с постоянной амплитудой импульсов напряжения (10 В) возрастала в ряду сталь 08КП < никель Н1 < медь М1. Для повышения скорости растворения стали в электролит была введена активирующая добавка – хлорид натрия, концентрация которого была небольшой (0,017 моль/л) для исключения образования питтингов [14].

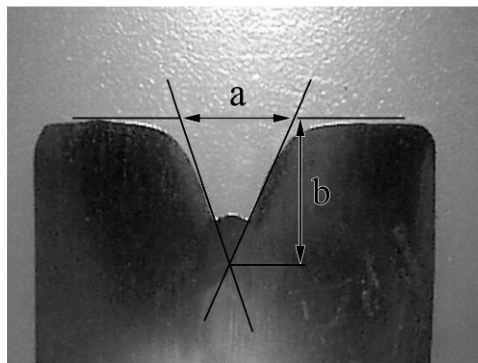


Рис. 1. Фотография полости, образованной в никелевой фольге при ее анодной электрохимической обработке, и иллюстрация способа определения характерных размеров полостей (a) и (b).

Различная скорость растворения металла привела к необходимости индивидуального подбора скорости перемещения электрода-инструмента (ЭИ). В случае стали 08КП скорость перемещения ЭИ, определенная в отдельном эксперименте, составила 0,22 мм/мин, время обработки 5 минут. Для меди скорость растворения металла достаточно высока, поэтому скорость перемещения ЭИ составила 1,25 мм/мин, а время обработки 1,5 минуты. Для никеля скорость перемещения 0,47 мм/мин и время 5 минут выбраны на основании ранее проведенных работ [10, 11]. Такие режимы перемещения ЭИ обеспечивали величину межэлектродного зазора (между торцом иглы и обрабатываемым металлом) около 0,05–0,1 мм в момент окончания процесса для всех обрабатываемых материалов.

Несмотря на существенные отличия в скорости растворения металла в процессе ЭХРО, параметры импульсов тока оказались достаточно близки: форма импульсов тока повторяла форму импульсов напряжения. Амплитуда импульсов тока составила: в случае стали 08КП – 1,5–1,6 А; для никеля Н1 – 1,5–1,7 А; меди М1 – 0,7–1 А. Более высокие токи при обработке стали и никеля объясняются протеканием на поверхности этих материалов побочного процесса разложения воды с образованием кислорода: $2\text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{O}_2 + 4\text{H}^+ + 4\text{e}^-$, что приводит к интенсивному газо-

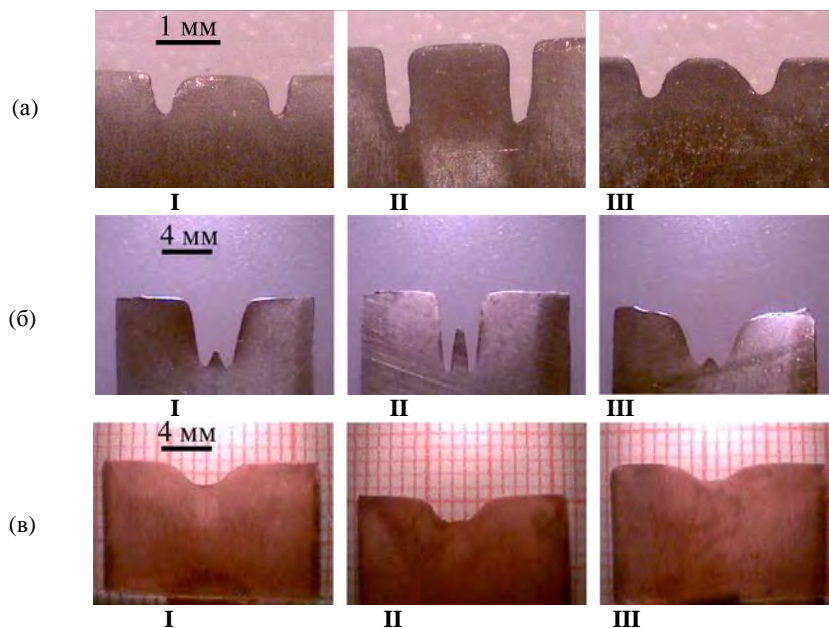


Рис. 2. Фото образцов: (а) – стали 08КП; (б) – никеля Н1; (в) – меди М1, полученных в результате ЭХРО при частоте следования импульсов напряжения, кГц: I – 0,2; II – 1; III – 10.

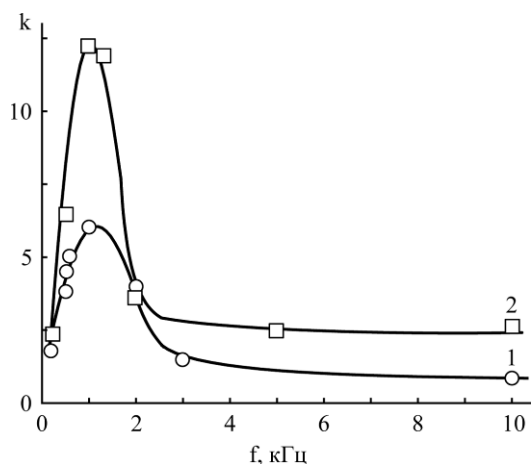


Рис. 3. Влияние частоты следования прямоугольных импульсов напряжения амплитудой 10 В на коэффициент формы при обработке фольги из: 1 – никеля Н1; 2 – стали 08КП.

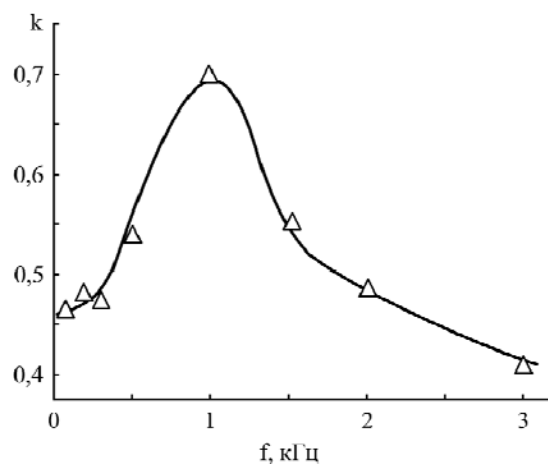


Рис. 4. Влияние частоты следования прямоугольных импульсов напряжения амплитудой 10 В на коэффициент формы при обработке фольги из меди М1.

выделению в случае ЭХРО стали и никеля. Газо-выделение отсутствует в случае обработки меди. Еще одно отличие процесса ЭХРО меди – его безактивационный характер, в то время как растворение железа и никеля активируется ионами NO_3^- при определенных потенциалах. Исследования, выполненные Датта и Ландольтом [15], позволили установить, что в случае железа и никеля достижение ограничений скорости растворения металла связано с образованием на поверхности анода солевой пленки, состоящей из насыщенного раствора продуктов анодной реакции и компонентов электролита. При этом замедленной стадией анодного процесса является отвод продуктов растворения от поверхности электрода в объем электролита. Низкая скорость растворения никеля и стали в электролите на основе нитрата натрия обусловлена низким выходом по току реакции анодного растворения

металла вследствие протекающей параллельно реакции выделения кислорода.

Несмотря на существенные различия в электрохимическом поведении стали, никеля и меди, применение одинакового технологического приема (варьирование частоты следования импульсов) приводит к качественно близким результатам. Как следует из фотографий результатов ЭХРО стали 08КП (рис. 2а), никеля Н1 (рис. 2б) и меди М1 (рис. 2в), форма образующихся профилей изменяется при варьировании частоты следования импульсов для изученных материалов. При этом существует область частот, при которой точность копирования формы электрода-инструмента максимальна.

Расчетные значения коэффициента формы представлены на рис. 3 для никеля и стали, на рис. 4 – для меди. Несмотря на разные количественные значения, влияние частоты следования

импульсов на коэффициент формы имеет аналогичный качественный характер. При этом максимальное значение критерия точности формообразования достигается в области частот около 1 кГц. Наибольшее влияние изменения частоты наблюдается для стали. В серии экспериментов наибольшее и наименьшее значения коэффициента формы отличаются приблизительно в 10 раз. Наименьшее влияние изменения частоты на изменение коэффициента формы наблюдается для меди. В серии экспериментов наибольшее и наименьшее значения коэффициента формы отличаются приблизительно в 2 раза.

Величина изменения коэффициента формы при варьировании частоты следования импульсов напряжения (эффект от применения импульсных режимов) коррелирует со скоростью растворения металла в процессе ЭХРО. Скорость растворения металла возрастает в ряду сталь 08КП < никель < медь. Полученный для оптимальной частоты следования импульсов коэффициент формы убывает в ряду сталь 08КП > никель > медь. Корреляция между степенью пассивации поверхности материала и величиной эффекта, достигаемого при применении импульсных режимов, может свидетельствовать о проявлении специфических эффектов активации и (или) пассивации поверхности обрабатываемого материала в этих условиях.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

ЭХРО – это сложный процесс, в котором растворение металла неразрывно связано с явлениями переноса заряда, массопереноса, переноса тепла, с протеканием электрохимических и химических реакций. Адекватное теоретическое описание формообразования и строгое объяснение наблюдаемых эффектов в рамках одного явления, по-видимому, невозможны. Тем не менее одинаковый характер влияния частоты следования импульсов на точность формообразования для материалов с различным механизмом растворения позволяет предположить, что теоретические положения, привлекаемые для объяснения наблюдаемых в данной работе зависимостей, должны иметь достаточно общий характер. Такой общностью обладают, в частности, эффекты, предсказываемые в работах, посвященных теоретическому рассмотрению движения заряженных частиц в условиях нестационарного неоднородного электрического поля. Необходимость привлечения упомянутых выше теоретических положений для объяснения результатов ЭХРО следует также из того факта, что массоперенос в межэлектродном зазоре является, как правило, лимитирующей стадией процесса растворения металла. Обнаруженная

корреляция между степенью пассивации поверхности материала и величиной достигаемого при применении импульсных режимов эффекта имеет значение при прогнозировании ожидаемого результата и может указывать на специфику активно-пассивных переходов в импульсных условиях.

Полученный экспериментальный результат позволяет расширить рекомендации по применению импульсных режимов ЭХРО.

ЛИТЕРАТУРА

1. Королева Е.В., Балмасов А.В., Румянцев Е.М. *Изв. вузов. Химия и химическая технология*. 2006, **49**(4), 52–56.
2. Митрюшин Е.А., Саушкин С.Б., Саушкин Б.П. *Упрочняющие технологии и покрытия*. 2009, (12), 40–45.
3. Qu N.S., Fang X.L., Zhang Y.D., Zhu D. *Int J Adv Manuf Tech.* 2013, **69**(9–12), 2703–2709.
4. Tang L., Li B., Duan Q., Kang B., Yang S. *Int J Adv Manuf Tech.* 2014, **71**(9–12), 1825–1833.
5. Галанин С.И. *Электрохимическая обработка металлов и сплавов микросекундными импульсами тока*. Кострома: КГТУ, 2001. 118 с.
6. Spieser A., Ivanov A. *Int J Adv Manuf Tech.* 2013, **69**, 563–581.
7. Волков В.Н., Крылов И.А. В межвузовском сборнике научных трудов: *Новые методы исследования в теоретической электронике и инженерной электрофизике*. Иваново: ИвГУ, 1976. 76–83.
8. Солунин С.А., Солунин А.М., Солунин М.А. *Письма в ЖТФ*. 2009, **35**(14), 48–53.
9. Демьянцева Н.Г., Кузьмин С.М., Солунин М.А., Солунин С.А. и др. *ЖТФ*. 2012, **82**(11), 1–10.
10. Демьянцева Н.Г., Кузьмин С.М., Мизонов В.Е., Лилин С.А., Солунин М.А. *Способ электрохимической размерной обработки (варианты)*. РФ пат. 2426628, 2009, Бюл. № 23. 7 с.
11. Демьянцева Н.Г., Солунин М.А., Кузьмин С.М., Солунин А.М. и др. *Изв. вузов. Химия и хим. технология*. 2009, **52**(2), 78–84.
12. Демьянцева Н.Г., Кузьмин С.М., Солунин М.А., Солунин А.М. и др. *Журнал прикладной химии*. 2010, **83**(2), 249–254.
13. Демьянцева Н.Г., Кузьмин С.М., Балмасов А.В. *ЭОМ*. 2012, **48**(3), 46–49.
14. Жук Н.П. *Курс теории коррозии и защиты металлов: Учебное пособие для вузов*. 2-е изд., стереотипное. Перепечатка с издания 1976 г. М.: Альянс, 2006. 472 с.
15. Datta M., Landolt D. *Electrochim Acta*. 1980, **25**(11), 1255–1262.

Поступила 09.06.15
После доработки 21.08.15

Summary

The pulse-recurrence rate influence on the accuracy of electrochemical machining of nickel H1, copper M1, and steel 08KP is shown. The pulse-recurrence rate variation leads to a similar change in the coping of the tool electrode accuracy. It allows us to extend the area of applications of pulsed mode of electrochemical machining. A correlation between the surface passivity and

effects of the pulse mode is demonstrated. A possible explanation of the observed effects using existing theoretical background on the charged particles motion in the non-stationary inhomogeneous electric fields is discussed.

Keywords: electrochemical machining, accuracy of tool electrode formation, pulse mode, nickel, copper, steel.

Гель-хроматографическое разделение бор-глюконатного электролита для получения нанокристаллических Co-W покрытий: состав и электрохимическая активность компонентов.

Часть 2. Электрохимическая активность продуктов разделения и их роль в процессе получения сплава

С. С. Белевский^a, В. А. Буравец^a, С. П. Ющенко^{a,b}, * А. И. Дикусар^{a,b}

^aИнститут прикладной физики АН Молдовы,
ул. Академическая, 5, г. Кишинев, MD-2028, Республика Молдова, *e-mail: dikusar@phys.asm.md

^bПриднестровский государственный университет им. Т.Г. Шевченко,
ул. 25 октября, 128, г. Тирасполь

На основе исследований электрохимической активности фракций бор-глюконатного электролита, используемого для получения нанокристаллических Co-W покрытий (фракционирование осуществлялось на основе различия молекулярных масс компонентов раствора), показано, что электроосаждение происходит с образованием сплава с очень малой концентрацией вольфрама (~ 1% ат.) только из фракций с высоким молекулярным весом. Электроосаждения из низкомолекулярной фракции, содержащей хлорид-, бор-глюконат-, вольфрамат-ионы, с примесью кобальта не наблюдается. Установлено, что полученные результаты могут корректно описываться моделью Подлахи-Ландольта индуцированного соосаждения металлов группы железа с тугоплавкими металлами.

Ключевые слова: электроосаждение, индуцированное соосаждение, Co-W покрытия, бор-глюконатный электролит, гель-хроматография, гель-фильтрация.

УДК 541.135 + 546-3

ВВЕДЕНИЕ

В предыдущем сообщении [1] были описаны особенности модифицированной методики гель-фильтрационного (гель-хроматографического) разделения бор-глюконатного электролита, используемого для получения нанокристаллических Co-W покрытий [2–9], которая позволила повысить селективность разделения в сравнении с ранее использованными методиками [10–12]. В результате фракционирования на основе различия молекулярных масс составляющих электролита в исследованном растворе удалось выделить три фракции, каждая из которых может обладать определенными функциями с точки зрения получения покрытия. Применительно к процессам электроосаждения вообще и индуцированному соосаждению металлов группы железа с тугоплавкими металлами в частности (термин, впервые предложенный в [13]) детальное исследование состава электролита – необходимое условие управления процессом получения покрытий, основанное на установлении его механизма. Различные механизмы индуцированного соосаждения можно разделить на две достаточно большие группы в зависимости от ответа на вопрос о месте формирования комплекса (интер-

медиата), из которого происходит электроосаждение сплава: в объеме раствора (см., например, [14]) или на электродной поверхности ([2, 15, 16]).

Фракционирование, осуществленное и описанное в [1], не позволило выделить смешанный бор-глюконатный кобальт-вольфрамовый комплекс, хотя о его существовании можно судить, например, на основе [6], см. также [14]. Результаты, представленные в [1], позволили только классифицировать первую фракцию как бор-глюконатный кобальтовый комплекс, «загрязненный» вольфрамом, вторую – как бор-глюконатный вольфрамовый комплекс, «загрязненный» кобальтом, а третью – как низкомолекулярную смесь хлорид-, бор-глюконат-, вольфрамат-ионов, также «загрязненную» кобальтом. Настоящая работа посвящена исследованию электрохимической активности этих фракций на основе использования циклической вольтамперометрии в сочетании с потенциостатическим электроосаждением и исследованием состава покрытий как из полного электролита, так и из отдельных фракций, полученных в результате гель-фильтрации.

При исследовании электрохимической активности отдельных фракций приходится сталки-

ваться с существенным уменьшением концентрации компонентов по сравнению с их концентрацией в базовом растворе вследствие разбавления при прохождении через колонку, даже при условии последующего концентрирования в роторном испарителе после препаративного разделения. Поэтому первой частью настоящего исследования было потенциостатическое электроосаждение Co-W (и исследование скорости осаждения и состава) покрытий из растворов, содержащих все компоненты базового электролита в том же соотношении, в котором они находятся в исходном электролите, с различной степенью разбавления (концентрирования) L , изменяющейся от 0,2 до 4. Значение $L = 1$ соответствовало концентрациям всех компонентов в базовом электролите (см. [1]), то есть 0,05M CoSO₄ и вольфрамата натрия, 0,55M глюконата натрия, 0,51M NaCl и т.д. Соответственно при $L = 0,2$ все концентрации уменьшались в пять раз и т.д. Исследование концентрированных растворов преследовало также цель определения возможности их практического использования, поскольку базовый электролит обладает относительно низкой работоспособностью вследствие быстрой «вырабатываемости» составляющих [9, 10].

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Все электрохимические измерения проводили в термостатируемой ячейке объемом 50 мл при температуре 80°C с использованием потенциостата PARSTAT2273 и его программного обеспечения PowerSuite V.2.58. В качестве электрода сравнения использовали нас. Ag/AgCl электрод.

Измерения методом циклической вольтамперометрии выполнены на платиновых электродах в атмосфере аргона. В качестве рабочего электрода выступала платиновая проволочка диаметром 0,5 мм, длиной 10 мм и видимой площадью поверхности $1,59 \times 10^{-3}$ дм², а вспомогательным электродом была платиновая пластина размерами 10×10 мм с видимой площадью поверхности 0,02 дм².

Перед каждым измерением проводились очистка электродов и удаление растворенного кислорода. Его удаляли путем барботирования аргона через ячейку в течение 20 минут. Очистку электродов выполняли в растворе азотной кислоты ($\approx 30\%$) с выдержкой при потенциале +1 В до снижения анодного тока ниже $\approx 0,0002$ А с последующим восстановлением поверхности электрода при потенциале -0,2 В в течение 20 секунд.

Развертку потенциала в циклической вольтамперометрии всегда начинали со значения ста-

ционарного потенциала и двигались в катодную область до потенциала - 1,5 В с последующим сканированием в анодную при скорости изменения потенциала 10 мВ/с. Диапазон развертки ограничивался потенциалами от -1,5 до +1 В относительно электрода сравнения. Обычно фиксировали 5–7 циклов, которые в пределах точности измерений совпадали. Ниже приведены циклические вольтамперограммы второго цикла. Определение значений выходов по току и состава полученных осадков выполнялось после электроосаждения при потенциостатическом включении (-0,9 В относительно нас. Ag/AgCl электрода) на медных образцах, покрытых слоем никеля ($\sim 0,5$ мкм), с активной площадью поверхности $3,6 \times 10^{-3}$ дм² без продувки аргона. Остальная поверхность изолирована лаком. Никелирование проводили в течение 60 секунд в растворе NiCl₂·6H₂O (240 г/л) + HCl_{конц.} (80 г/л) при плотности тока 3 А/дм². Применение никелирования было обусловлено тем, что оно является стандартной операцией при получении нанокристаллических Co-W покрытий, преследующей целью исследования их свойств.

Исследование морфологии покрытий, а также элементный анализ слоев выполнены на сканирующем электронном микроскопе SEM JEOL JSM-5410, оснащенным приставкой для EDX анализа.

В работе использованы 5 электролитов разного состава (см. таблицу), полученных путем растворения исходных компонентов (последовательность растворения компонентов, см. [12]) и последующей коррекцией pH до 6,5. В качестве корректоров pH использовался NaOH либо H₂SO₄. С целью установления химических равновесий все электролиты перед началом проведения исследований выдержаны при комнатной температуре более 7 дней.

Время осаждения подбиралось таким образом, чтобы масса покрытия была не менее 10 мг. На полученных слоях исследовали морфологию покрытия, а также элементный состав (соотношение Co и W в покрытии; легкие элементы, которые могли входить в состав покрытия, не определялись). Состав, а также морфология покрытий, осажденных при - 0,9 В, определялись и для покрытий, полученных из отдельных фракций, после их фракционирования, описанного в [1], а также последующего концентрирования в роторном испарителе. При исследовании электрохимической активности отдельных фракций коррективировка pH не проводилась, поскольку получаемые растворы имели значение pH, близкое к 7.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Как следует из результатов, представленных на рис. 1, 2, максимальной электрохимической

Таблица. Состав электролитов

Компонент	C, M				
	$L = 0,2$	$L = 0,5$	$L = 1$	$L = 2$	$L = 4$
CoSO ₄	0,01	0,025	0,05	0,1	0,2
Na ₂ WO ₄	0,01	0,025	0,05	0,1	0,2
H ₃ BO ₃	0,13	0,325	0,65	1,3	2,6
C ₆ H ₁₁ NaO ₇ (D – gluc)	0,078	0,195	0,39	0,78	1,56
NaCl	0,102	0,255	0,51	1,02	2,04

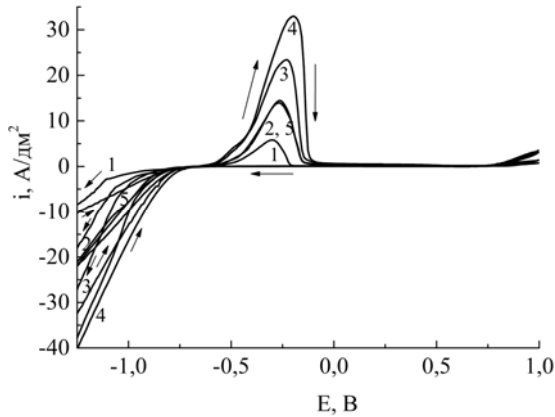


Рис. 1. Циклические вольтамперограммы бор-глюконатного электролита при различном содержании соли кобальта (вольфрама) в электролите (моль/л): 0,01(1); 0,025(2); 0,05(3); 0,1(4); 0,2(5).

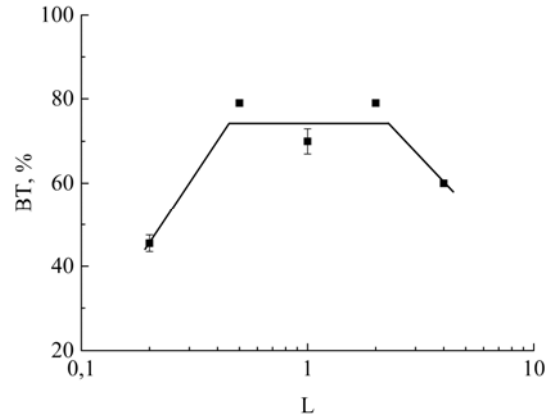


Рис. 2. Зависимость выхода по току электроосаждения сплава от степени разбавления (концентрирования) L . L представляет собой отношение концентрации соли кобальта (вольфрама) в растворе к их концентрации в исходном бор-глюконатном электролите (моль/л 0,05).

активностью из исследованных обладает раствор с $L = 2$, то есть такой, в котором концентрация каждого из компонентов вдвое превышает концентрацию в базовом растворе. Действительно, плотность тока восстановления для этого раствора максимальна (см. катодную ветвь циклической вольтамперограммы, рис. 1), как и выход по току в условиях потенциостатического включения при потенциале $-0,9$ В (79%, рис. 2). Плотность тока восстановления минимальна для наиболее разбавленного раствора (кривая 1, рис. 1). Выход по току при потенциостатическом электроосаждении из этого раствора снижается до $\sim 45\%$ (рис. 2). Следствием подобных особенностей электрохимического поведения было то, что плотность тока пика анодной ветви, а также количество электричества, затраченного на анодное растворение, были максимальными для раствора с $L = 2$ и минимальными для раствора с $L = 0,2$ (рис. 1). Все остальные растворы занимают промежуточное положение с точки зрения их электрохимической активности (рис. 1).

Важно подчеркнуть, что даже для максимально разбавленного раствора концентрация W в покрытии достаточно велика (14,5% ат. при максимальной концентрации $\sim 21\%$ для растворов с $L = 1-4$) (рис. 3). Полученные результаты позволяют заключить, что: а) концентрация компонентов бор-глюконатного электролита, используемого для получения нанокристаллических Co-W покрытий [1, 3–6, 8, 9, 12, 17], может быть суще-

ственно повышена, что представляется крайне важным, учитывая низкую работоспособность этого электролита, обусловленную малой концентрацией сплавоопределяющих компонентов и, как следствие, быструю его «вырабатываемость» (см., например, [9]); б) возможно получение сплава с достаточно высокой концентрацией вольфрама из разбавленных растворов.

При электровосстановлении из отдельных фракций максимальной электрохимической активностью обладает низкомолекулярная фракция III [1], содержащая смесь хлорид-, бор-глюконат-, вольфрамат-ионы, «загрязненную» кобальтом (рис. 4). Однако в отличие от электровосстановления из других фракций, а также от процесса электроосаждения из базового раствора электровосстановление этого компонента не приводит к получению осадка (рис. 4б).

Компоненты фракций I и II обладают различной электрохимической активностью, большей обладают компоненты фракции I (бор-глюконатный кобальтовый комплекс, «загрязненный» вольфрамом (см. [1]), рис. 4б). Однако при электроосаждении из этих фракций образуется сплав с крайне низкой концентрацией W в покрытии (рис. 5). Средняя концентрация W в покрытии, полученном из I фракции, была равной $0,74 \pm 0,18$ ат.%, а из II фракции – $1,32 \pm 0,42\%$ (на рис. 5 показаны результаты только одного из 5–6 измерений для каждого из покрытий, осажденных из разных фракций).

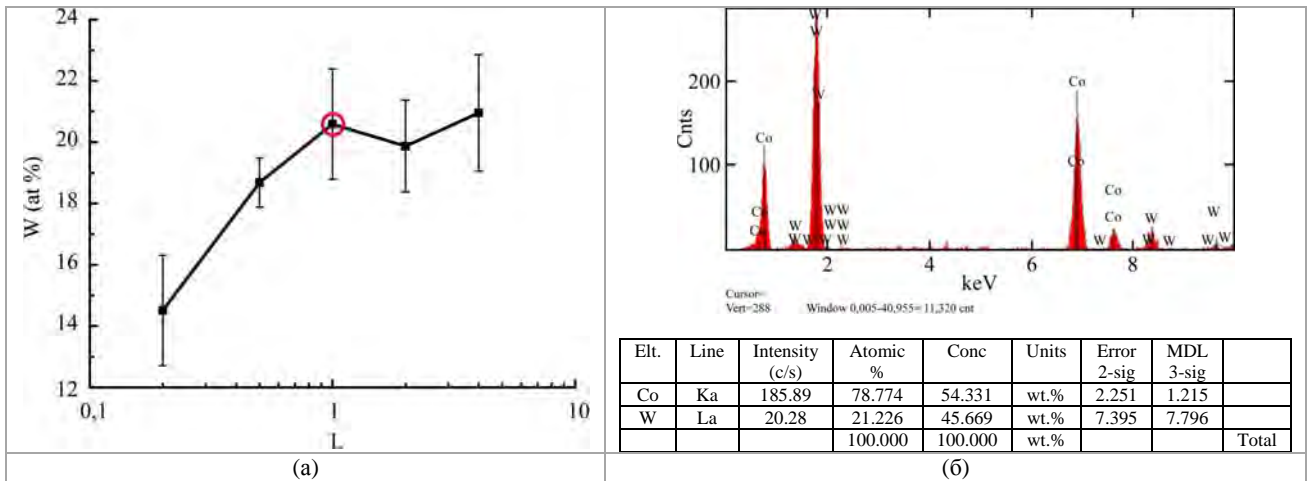


Рис. 3. Зависимость концентрации W в покрытии (ат.%) от степени разбавления (концентрирования) L при $E = -0,9$ В (а) и EDX – спектр покрытия, полученного из основного электролита (б). L представляет собой отношение концентрации соли кобальта (вольфрама) в растворе к их концентрации в исходном борглюконатном электролите (моль/л 0,05).

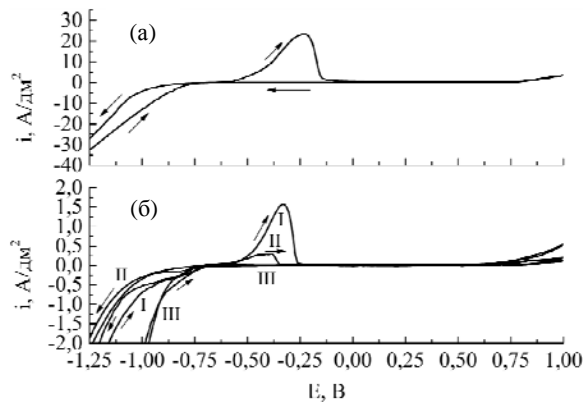


Рис. 4. Циклические вольтамперограммы основного электролита (а) и фракций I–III (б).

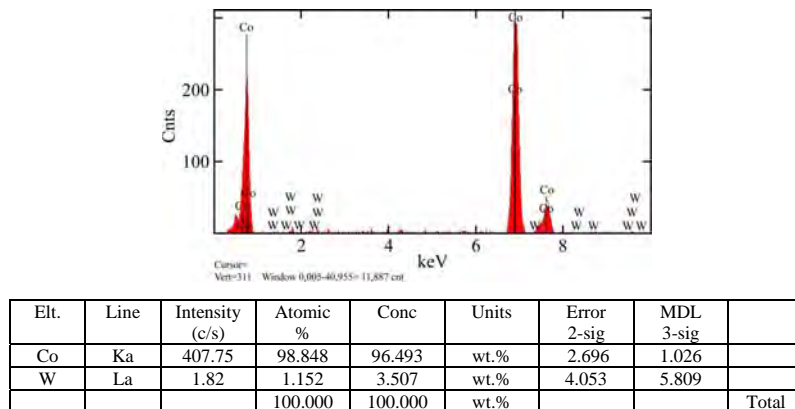
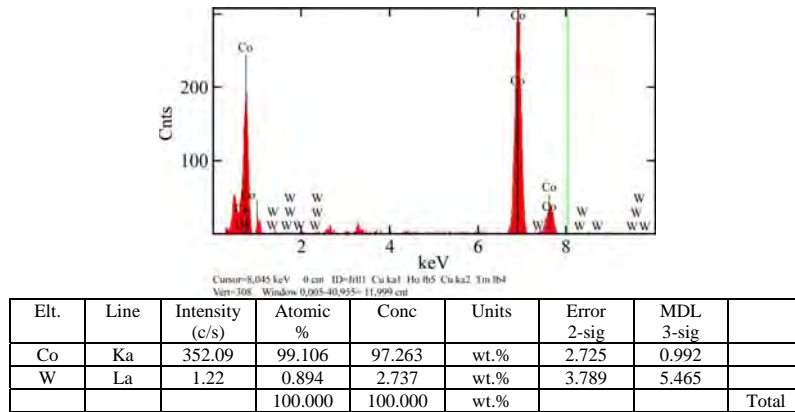
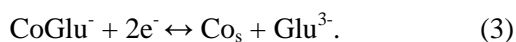
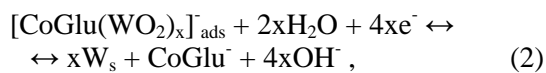
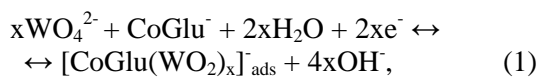


Рис. 5. EDX-спектры покрытий, осажденных при $-0,9$ В из фракций I (а) и II (б).

Объяснение наблюдаемых эффектов, а именно: а) крайне низкой концентрации W в покрытии при осаждении из I и II фракций; б) высокой концентрации Co в покрытии, полученном из II фракции, в которой концентрация W в несколько раз превышает концентрацию кобальта; в) невозможность получения какого-либо покрытия вообще при осаждении из III фракции, несмотря на достаточно высокие плотности катодного тока, достигаемые при потенциале $-0,9$ В (рис. 4), наличие в ее составе соединений Co и W (табл. 2 в [1]) может быть получено при некоторых допущениях, изложенных ниже.

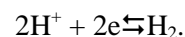
Первое из этих допущений состоит в принятии механизма Подлахи-Ландольта [15, 16] для образования сплава. Применительно к получению Co-W покрытий последовательность стадий электродного процесса выглядит следующим образом:



Последовательность реакций (1)–(3) свидетельствует о том, что глюконатный (бор-глюконатный) комплекс Co играет двойную роль. Во-первых, из него может непосредственно осаждаться Co – реакция (3), а во-вторых, он является катализатором электроосаждения W – реакции (1)–(2). Следует подчеркнуть, что согласно этому механизму нет необходимости в наличии в растворе смешанных Co-W комплексов. Смешанный комплекс (интермедиат) образуется на электродной поверхности в результате электрохимической реакции (1). Очевидно, что для осаждения сплава с достаточно высокой концентрацией W необходима высокая концентрация не только вольфрамового комплекса, но и кобальтового. Этого не наблюдается ни в одной из фракций. В I имеют место избыток кобальта и примесь W, а во II и III – избыток W, а кобальт находится в виде примеси. Очевидно, что при электроосаждении из фракции I осаждение в основном идет по реакции (3) и лишь частично в соответствии с реакциями (1)–(2), следствием чего являются более высокая скорость осаждения (в сравнении с осаждением из фракции II) и малая концентрация W в покрытии ($\sim 0,7$ ат.%). При осаждении из фракции II вследствие низкой концентрации Co в электролите, из которого идет образование сплава, имеет место относительно низкая скорость его восстановления (рис. 4б). Средняя плотность тока электроосаждения из базового электролита, а также из электролитов с $L = 2$ и $L = 4$ при

потенциале $-0,9$ В оказалась равной $\sim 1,5$ А/дм². При разбавлении в 2 и 5 раз она была равной ~ 1 и $0,5$ А/дм² соответственно. В то же время плотность тока электроосаждения из I и II фракции была равной $\sim 0,3$ и $0,15$ А/дм² соответственно.

Несмотря на наличие в электролите (фракция III) и Co, и W, осаждения из него не происходит, очевидно, по той причине, что в условиях катодного процесса при восстановлении из этой фракции идет в основном восстановление органической составляющей раствора. Не исключено, что для получения сплава необходимо высокое перенапряжение, чего не наблюдается в катодном процессе, протекающем при использовании в качестве электролита фракции III. Это может быть основанием для второго допущения применительно не только для объяснения экспериментальных фактов, описанных в настоящей работе, но и процессов индуцированного соосаждения W с металлами группы железа [2, 9], а также меди [18] и серебра [19]. Оно заключается в необходимости при высоком перенапряжении параллельной реакции выделения водорода:



На важную роль процесса выделения водорода при индуцированном соосаждении указывалось неоднократно (см., например, [2], а также приведенную литературу). Результаты настоящей работы могут служить дополнительным основанием необходимости учета этой реакции как важного фактора. Наличие в электролите и Co, и W (а также смешанного Co-W комплекса) не может быть необходимым и достаточным условием образования сплава. Из полученных результатов можно сделать также вывод о роли лиганда в процессе получения сплава. Не исключено, что образование комплекса с высоким молекулярным весом (фракции I и II) приводит к повышению перенапряжения его восстановления (рис. 6), следствием чего является электроосаждение сплава. Низкое перенапряжение восстановления комплекса меньшей молекулярной массы (фракция III) не обеспечивает процесс индуцированного соосаждения.

Объяснение полученных результатов сильным разбавлением электролита при препаративном разделении нельзя считать приемлемым, поскольку даже при пятикратном разбавлении в состав покрытий входило более 14 ат.% W (рис. 3), в отличие от состава покрытий, получаемых в условиях, при которых компоненты электролита, существующие в растворе и содержащиеся преимущественно либо вольфрамовый, либо бор-глюконатный комплекс, разделялись гелевой фильтрацией. (Оценочный расчет степени

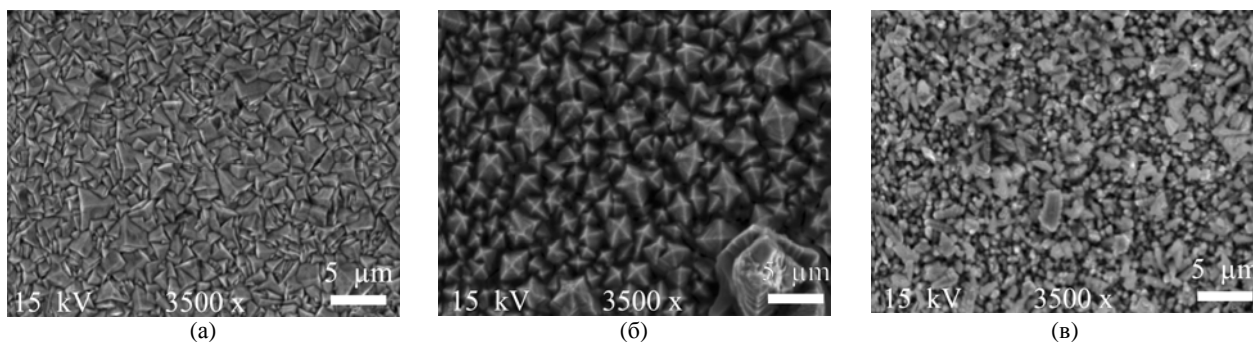


Рис. 6. Морфология покрытий, осажденных при $-0,9$ В из основного электролита (а), фракций I (б) и II (в).

разбавления растворов, используемых при исследовании электрохимической активности составляющих, показывает, что наблюдалось разбавление в 6–7 раз в сравнении с базовым раствором.)

Результаты настоящей работы не подтверждают гипотезу, предложенную в [12], основанную также на данных гель-хроматографического анализа и содержащую предположение, что электроосаждение Co-W сплава происходит из смешанного комплекса, образующегося в растворе. Согласно [1] такой комплекс (с соотношением кобальта и вольфрама в нем, близким к 1:1) не был обнаружен использованным методом, что еще не может служить однозначным доказательством его отсутствия в электролите. Результаты же настоящей работы демонстрируют определяющую роль электродной поверхности в формировании комплекса, из которого происходит осаждение сплава. Доказательством образования интермедиата на электродной поверхности в условиях электрохимического получения сплавов металлов группы железа с тугоплавкими металлами могут служить результаты работы [20].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Исследование электрохимической активности составляющих, полученных фракционированием бор-глюконатного электролита, используемого для электроосаждения нанокристаллических Co-W покрытий, наглядно демонстрирует, с одной стороны, процесс образования таких покрытий, как процесс индуцированного соосаждения (наличие кобальта в компоненте электролита индуцирует восстановление вольфрама), а с другой – служит основанием принятия гипотезы о роли поверхности в формировании смешанного Co-W комплекса, из которого происходит осаждение, как это следует из механизма Подлахи-Ландольта. Кроме того, наличие в каком-то компоненте электролита и кобальта, и вольфрама не является необходимым и достаточным условием получения сплава. Решающая роль поверхности в образовании сплава одновременно показывает ограниченные возможности попыток выделения

из электролита каких-либо комплексов, служащих прекурсорами получения сплава. Одновременно результаты настоящей работы свидетельствуют о возможности совершенствования бор-глюконатного электролита, используемого для получения нанокристаллических Co-W покрытий посредством концентрирования, что позволит увеличить его работоспособность.

В [21] на примере электроосаждения Co из цитратных растворов показаны возможность полимеризации компонентов электролита и роль этого процесса в формировании покрытий. Используемый в настоящей работе метод гелевой фильтрации может быть эффективным при исследовании и контроле подобных процессов.

Авторы благодарят проф. М. Урген (Стамбульский технический университет) за возможность проведения ряда измерений в рамках программы “Oil & Sugar”.

Работа выполнена в рамках бюджетного финансирования АН Молдовы (институциональный проект «Физико-химические методы и инженерные аспекты получения новых материалов и поверхностей для многомасштабных технологий» № 15.817.02.05А), а также частично европейского проекта № 295202 (Oil & Sugar) и бюджетного финансирования Приднестровского государственного университета им. Т.Г. Шевченко.

ЛИТЕРАТУРА

1. Белевский С.С., Буравец В.А., Ющенко С.П., Дикусар А.И. ЭОМ, 2016, **52**(4), 38–43.
2. Tsyntaru N., Cesiulis H., Donten M. *Surf Eng Appl Electrochem.* 2012, **48**(6), 491–520.
3. Capel H., Shipway P.H., Harris C.J. *Wear.* 2003, **255**, 917–923.
4. Weston D.P., Shipway P.H., Harris C.J., Cheng M.K. *Wear.* 2009, **267**, 934–943.
5. Weston D.P., Harris S.J., Capel H. et al. *T I Met Finish.* 2010, **88**, 47–56.
6. Weston D.P., Harris S.J., Shipway P.H. et al. *Electrochim Acta.* 2010, **55**, 5695–5708.
7. Feng-hua Su., Lin C., Huang P. *Appl Surf Sci.* 2012, **258**(17), 6550–6555.
8. Weston D.P., Gill S.P.A., Fay M. et al. *Surf Coat Tech.* 2013, **236**, 75–83.

9. Готеляк А.В., Данильчук В.В., Дикусар А.И., Силкин С.А. *Известия ВУЗов. Химия и хим. Технология*. 2014, **57**(6), 78–82.
10. Belevskii S.S., Kosova A.P., Yushchenko S.P. et. al. *Surf Eng Appl Electrochem*. 2011, **47**(1), 4–8.
11. Belevskii S.S., Yushchenko S.P., Dikusar A.I. *Surf Eng Appl Electrochem*. 2012, **48**(1), 4–8.
12. Shulman A.I., Belevskii S.S., Yuchchenko S.P., Dikusar A.I. *Surf Eng Appl Electrochem*. 2014, **50**(1), 9–17.
13. Brenner A. *Electrodeposition of Alloys. Principle and Practice*. New York and London: Academic Press, 1963. 658 p.
14. Eliaz N., Gileadi E. Induced Codeposition of Alloys of Tungsten, Molybdenum and Rhenium with Transition Metals. In: *Modern Metals of Electrochemistry*. 2008, **42**, 191–301.
15. Podlaha E.J., Landolt D. *J Electrochem Soc*. 1996, **143**, 885–893.
16. Podlaha E.J., Landolt D. *J Electrochem Soc*. 1996, **143**, 893–899.
17. Silkin S.A., Gotelyak A.V., Tsyntsar N.I., Dikusar A.I. *Surf Eng Appl Electrochem*. 2015, **51**(3), 228–234.
18. Bacal P., Indyka P., Stojek Z., Donten M. *Electrochem Commun*. 2015, **54**, 28–31.
19. Kola A., Geng X., Podlaha E.J. *Electroanal Chem*. 2016, **761**, 125–130.
20. Sun S., Podlaha E.J. *J Electrochem Soc*. 2014, **161**(6), 362–366.
21. Berkh O., Burstein L., Shscham Y., Gileadi E. *J Electrochem Soc*. 2011, **158**(6), F85–F91.

Поступила 23.04.15

После доработки 03.05.16

Summary

A research tracking an electrochemical activity of the fractions of boron-gluconate electrolyte, used to manufacture nanocrystalline Co-W coatings (the difference between molecular masses of the electrolyte compounds was used for separation) revealed that only the fractions with a high molecular weight result in electrodeposition with traces of a tungsten concentration of ~ 1% at. In case when low molecular mass fractions, containing chloride-, boron-gluconic-tungsten ions with traces of cobalt were used, electrodeposition was not observed. As shown in the study, the obtained results can be correctly described by the Podlaha-Landolt model of the induced co-deposition of iron-group metals.

Keywords: electrodeposition, induced co-deposition, Co-W coatings, boron-gluconate electrolyte, gel-chromatography, gel-filtration.

Формирование толстослойных электроискровых покрытий для восстановления изношенных деталей силовых гидроцилиндров

* С. А. Величко^{a,b}, П. В. Сенин^a, ** В. И. Иванов^{a,b}, П. В. Чумаков^a

^aФедеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Национальный исследовательский Мордовский государственный университет имени Н.П. Огарева» (ФГБОУ ВО «МГУ им. Н.П. Огарева»),

ул. Большевикская, д. 68, г. Саранск, 430005, Россия, *e-mail: Velichko2005@yandex.ru

^bФедеральное государственное бюджетное научное учреждение институт ремонта и эксплуатации машинно-тракторного парка (ФГБНУ ГОСНИТИ), 1-Институтский проезд, дом 1, г. Москва, 109428, Россия, **e-mail: tehnoinvest-vip@mail.ru

Рассмотрено применение нового способа формирования толстослойных покрытий методом электроискрового легирования при восстановлении изношенных деталей, работающих в условиях трения скольжения, на примере силовых гидроцилиндров; для практического использования значительно расширены технологические возможности метода, обеспечено преодоление размерного барьера при нанесении покрытий, обладающих высокой контактной сплошностью.

Ключевые слова: электроискровое легирование, установка, энергетический режим, электрическая эрозия, толщина покрытия, контактная сплошность, оплавление, топография, износ, дефект, силовой гидроцилиндр.

УДК 621.9.048.4

ВВЕДЕНИЕ

В числе методов нанесения металлических покрытий на токопроводящие материалы определенное место занимает электроискровое легирование (ЭИЛ). Метод отличается высокой эффективностью и успешно применяется при нанесении функциональных покрытий в машиностроительном производстве и при восстановлении размеров изношенных деталей на ремонтных предприятиях. Однако ограниченная толщина наносимых покрытий и невысокая контактная сплошность служат препятствием широкому использованию данного метода.

Анализ отечественной и зарубежной технической литературы свидетельствует, что исследования ученых и специалистов направлены преимущественно на создание новых электродных материалов для ЭИЛ, исследования структуры и свойств покрытий [1–7], но весьма ограничены сведения о прикладных технологиях применения ЭИЛ, что весьма актуально в современных условиях. Говоря об использовании метода ЭИЛ в ремонтных целях, отметим, что до сих пор остается проблемой восстановление рабочих поверхностей деталей, работающих в условиях трения скольжения с износами от 0,2 мм и выше. Также не решена задача экономичного устранения локальных дефектов на рабочих поверхностях деталей.

Предложено использовать новое технологическое решение [8], позволяющее наносить толстослойные электроискровые покрытия с повышенной контактной сплошностью, основанное на анализе известных публикаций о причинах ограниченной толщины электроискровых покрытий [9] и способах увеличения их толщины [10], а также результатов собственных экспериментальных исследований.

Ученые Мордовского госуниверситета им. Н.П. Огарева и Всероссийского НИИ ремонта и эксплуатации машинно-тракторного парка развивают метод ЭИЛ и совершенствуют ремонтные технологии, в том числе применительно к агрегатам гидравлических систем [11]. Исполнительным звеном гидросистем является гидроцилиндр, потеря работоспособности которого приводит к снижению КПД всей гидросистемы. Ремонт гидроцилиндров осуществляется на специализированных предприятиях, и в 90% случаев детали, имеющие дефекты и износы на рабочих поверхностях, подлежат выбраковке.

На основе результатов исследования технического состояния силовых гидроцилиндров, бывших в эксплуатации, установлено, что среднее значение износа отверстия передней крышки штокового уплотнительного узла составляет 220 мкм, а среднее значение глубины локальных дефектов на поверхности штока – 76 мкм [12].

С учетом повышенных требований к качеству рабочих поверхностей отверстия передней крышки и штока необходимая толщина покрытия должна включать величину припуска на последующую механическую обработку, которая составляет 30–50% от нанесенного электроискрового покрытия [13]. Следовательно, на поверхность отверстия передней крышки необходимо нанести слой толщиной не менее 330 мкм, а на локальные дефектные участки штока – не менее 120 мкм.

Цель работы – экспериментальным путем определить наиболее производительный энергетический режим установки и минимальное время обработки единицы площади, позволяющие формировать покрытия, функционально пригодные для восстановления деталей с величиной износов и глубиной дефектов более 0,2 мм.

ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Требуемая толщина покрытий $h_{сп}$, функционально пригодных для восстановления размеров и удаления локальных дефектов на рабочих поверхностях деталей, обеспечивается выполнением необходимого количества циклов «нанесение – оплавление» (рис. 1).

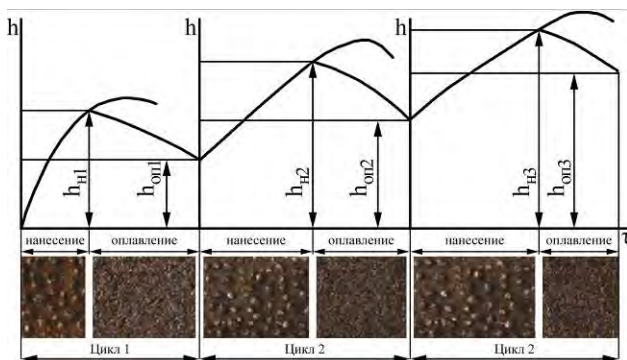


Рис. 1. Циклы формирования толстослойных электроискровых покрытий повышенной сплошности.

В результате выполнения первой операции цикла – «нанесение» – происходит формирование «бугристого» покрытия высотой h_n с неровностями рельефа поверхности значительных размеров, присущих данной паре материалов катода и анода при обработке в жестких энергетических режимах применяемой установки.

При нанесении первого слоя предпочтение отдается применению электродных материалов (анод) либо создающих с материалом основы (катод) неограниченные твердые растворы, либо обладающих пониженной склонностью к окислообразованию, либо обладающих этими двумя качествами. Максимальная высота микронеровностей образованного покрытия может достигать 1 мм и более. Подбором электродного материала также обеспечивается придание поверхностному

слою требуемых физико-механических и триботехнических свойств.

В зависимости от требований к толщине и контактной сплошности покрытия осадка неровностей первого слоя выполняется оплавлением на 50–80% его толщины. Основные требования к материалу электрода для выполнения операции оплавления методом ЭИЛ, обеспечивающие эффективность обработки и минимальное влияние на химический состав формируемого покрытия, – это высокие теплопроводность и электроэрозионная стойкость. Исходя из этого, наиболее эффективны для оплавления бугристых покрытий электроды из меди, вольфрама или молибдена.

При недостаточной толщине сформированного покрытия число циклов «нанесение – оплавление» повторяется n раз. В общем случае толщина покрытия с повышенной сплошностью $h_{сп}$ определяется согласно равенству:

$$h_{сп} = n(h_n - h_{оп}), \quad (1)$$

где h_n – толщина «бугристого» покрытия, мм; $h_{оп}$ – толщина покрытия после оплавления, мм; $h_{оп} = (0,5-0,8) \cdot h_n$.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Исследования проведены с использованием установки «БИГ-4» ТУ 3312-001-02069964-2012, имеющей в управлении 35 электрических режимов. Номер режима установки позволяет изменять энергию электрического импульса E (Дж) и частоту импульсов f (Гц).

В качестве образцов использовали сегменты, вырезанные из серого чугуна марки СЧ21, с площадью вогнутой поверхности, равной 6 см², и радиусом кривизны – 15 мм. Толщину покрытий измеряли микрокатером с точностью измерения 10 мкм. Контактную сплошность покрытий определяли с использованием профилографа-профилометра «Form Talysurf» английской фирмы «Тейлор Хобсон».

Для сформированных покрытий проводили оценку прочности сцепления металлопокрытия с основным металлом. Для этого цилиндрический образец из исследуемого материала с нанесенным на него в виде кольцевого пояса покрытием продавливался через матрицу. При этом под действием касательных напряжений происходит отслаивание покрытия, а напряжение сдвига характеризует прочность сцепления.

В соответствии со схемой испытаний (рис. 2а) образец 1 (рис. 2б) устанавливали в матрицу 2, а матрицу – в корпус 3. Матрицу изготавливали из инструментальной стали твердостью не менее HRC 52–54, корпус – из стали 45 твердостью не менее HRC 48–50.

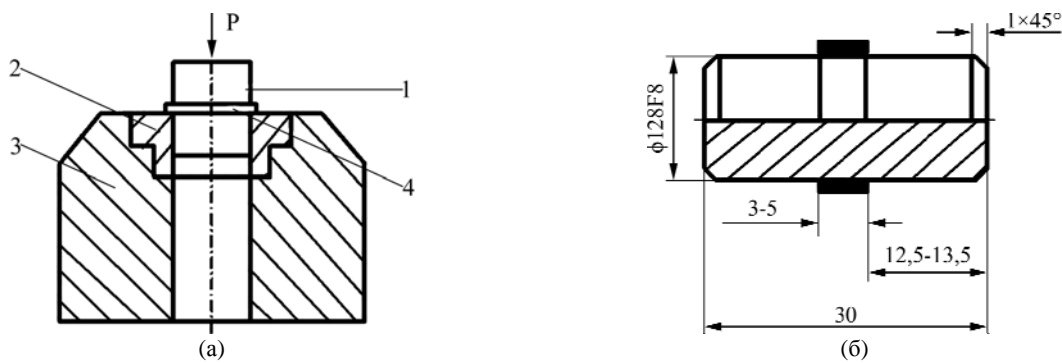


Рис. 2. Схема испытания (а) образцов (б) на прочность сцепления при сдвиге: 1 – образец; 2 – матрица; 3 – корпус; 4 – слой металлопокрытия.

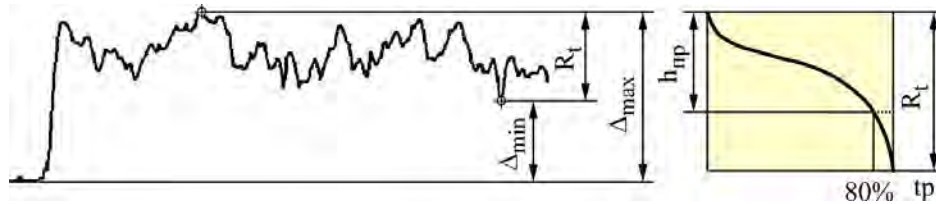


Рис. 3. Параметры микропрофиля поверхности образца: (а) – микропрофиль поверхности; (б) – относительная опорная длина профиля.

Испытания проводились на универсальной испытательной машине Inspekt 50кН-250 кН *Hegewald & Peschke*, обеспечивающей нагружение с заданной постоянной скоростью перемещения штока и измерение нагрузки с погрешностью не более 0,25%.

В процессе испытания фиксируется максимальная нагрузка, предшествующая сдвигу пояска (слоя металлопокрытия). Каждый вариант покрытия испытывался на семи образцах.

С поверхности образцов снимали микропрофиль, затем полученные данные обрабатывали в программе «*Talysurf Control*», которая позволяет определить максимальное расстояние пик-впадин профиля (R_t) в пределах длины оценки, мкм; расстояние от средней линии необработанной поверхности до максимальной впадины обработанной поверхности (Δ_{min}), мкм; расстояние от средней линии необработанной поверхности до максимального выступа обработанной поверхности (Δ_{max}), мкм (рис. 3а). Работа с кривой относительной опорной длины профиля в программе «*Talysurf Gold*» (рис. 3б) позволяет определить искомую величину припуска ($h_{пр}$) как расстояние от верхней точки кривой до точки, соответствующей длине заданной опорной поверхности профиля, не менее 80%.

Для оценки качества поверхности после механической обработки использовали устройство для измерения и анализа параметров топографии поверхности *Form Talysurf120*.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Для восстановления изношенных поверхностей деталей силовых гидроцилиндров с изно-

сами более 200 мкм на сторону и устранения локальных дефектов на поверхности штоков проведены исследования по формированию толстослойных электроискровых покрытий повышенной сплошности.

Электродный материал для нанесения первого слоя покрытия выбирали из бронзы марок БрКМц3-1, БрАЖМц10-3-1,5 и БрАМц9-2 (химический состав по ГОСТ 18175-78, проволока $\varnothing 3-4$ мм), применяемых для нанесения электроискровым методом антифрикционных покрытий.

Из среднего диапазона мощности режимов установки «БИГ-4», позволяющих формировать «бугристые» покрытия без образования сплошного тонкого слоя, предварительно выбрано значение, равное 153,7 ВА ($E = 0,61$ Дж, $f = 252$ Гц). На этой мощности режимов для выбранных исследуемых электродных материалов строили зависимость толщины «бугристых» покрытий от времени ЭИЛ.

Исследования склонности к переносу электродных материалов из бронзы марок БрАМц9-2, БрКМц3-1 и БрАЖМц10-3-1,5 показали, что максимальная толщина покрытий электродом из бронзы БрАМц9-2 достигает 800 мкм за удельное время обработки 35 с/см². За это же время обработки толщина покрытия из бронзы БрАЖМц10-3-1,5 составила 1230 мкм, а толщина покрытия электродом из бронзы БрКМц3-1 – 1510 мкм. При этом максимальное значение толщины покрытия, нанесенного электродом из бронзы БрАЖМц10-3-1,5, составляет 1300 мкм за 41 с/см², а электродом из бронзы БрКМц3-1 – 1760 мкм за 46 с/см² (рис. 4).

Таким образом, результаты исследования кинетики изменения толщины покрытия и скоро-

сти обработки (производительности) показали, что исследуемые электродные материалы позволяют наносить «бугристые» покрытия, это дает возможность использовать их для формирования «бугристого» покрытия. Преимуществом здесь обладает электродный материал из бронзы БрКМц3-1, который использован для дальнейших исследований.

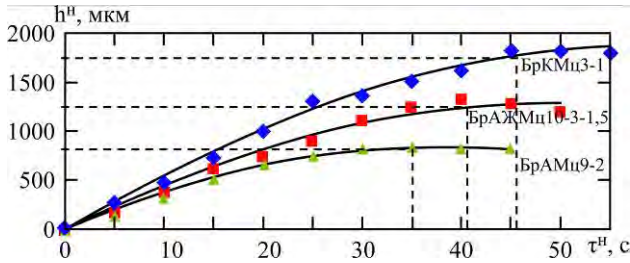


Рис. 4. График зависимости толщины покрытий при различном времени нанесения для электродных материалов из бронзы (мощность режима 153,7 ВА).

В зависимости от выбранного материала электрода на первом этапе определяли диапазон мощности режимов, на которых происходит образование «бугристых» покрытий. Выбор рационального значения мощности режима при формировании «бугристых» покрытий электродом из бронзы БрКМц3-1 осуществлялся согласно зависимости толщины покрытий от мощности, представленной в порядке увеличения (рис. 5). Удельное время обработки составляло 15 с/см². Из представленной зависимости видно, что максимальная толщина покрытия на поверхности чугунного образца СЧ21 достигает 550 мкм при мощности режима $W = 205$ ВА ($E = 0,61$ Дж, $f = 336$ Гц). При дальнейшем увеличении мощности режима толщина «бугристых» покрытий снижается.

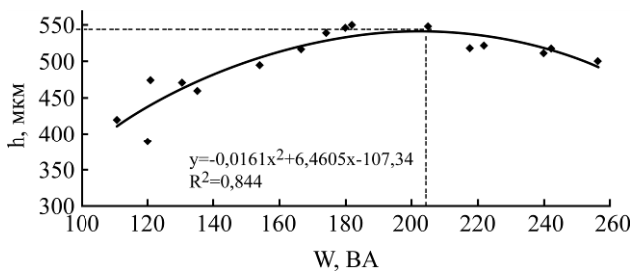


Рис. 5. График зависимости толщины «бугристых» покрытий БрКМц3-1 на чугуне СЧ21 от мощности режимов.

Для определения рационального времени нанесения «бугристых» покрытий БрКМц3-1 экспериментальным путем получена кинетика формирования покрытий в режиме с мощностью $W = 205$ ВА ($E = 0,61$ Дж, $f = 336$ Гц). Время обработки увеличивали через 5 с до тех пор, пока толщина «бугристой» поверхности не переставала расти (рис. 6).

Данная кинетическая зависимость формирования толщины «бугристых» покрытий показы-

вает, что с увеличением времени обработки 1 см² от 10 до 50 с толщина слоя возрастает до 1850 мкм, дальнейшее его увеличение не способствует росту толщины покрытия.

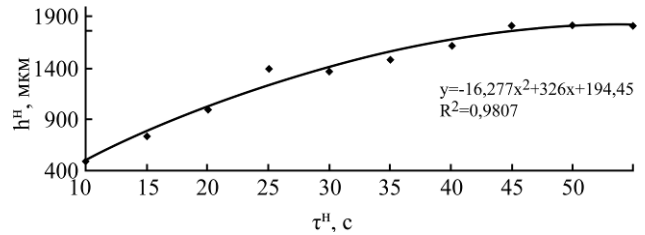


Рис. 6. Кинетическая зависимость толщины «бугристых» покрытий от времени нанесения в режиме с мощностью 205 ВА.

На следующем этапе экспериментальных работ полученные «бугристые» покрытия в режиме с мощностью $W = 205$ ВА ($E = 0,61$ Дж, $f = 336$ Гц) при разном времени обработки подвергли оплавлению эрозионно-стойким электродом из меди М01 Ø3 мм до полного выравнивания поверхности в режиме с мощностью $W = 153,72$ ВА ($E = 0,61$ Дж, $f = 252$ Гц). Мощность режима оплавления выбрали предварительно из диапазона 81–217 ВА, позволяющего оплавлять «бугристые» покрытия эрозионно-стойкими электродами до формирования на поверхности контактной сплошности не менее 60–80% [8]. Критерием выбора рациональной мощности режима оплавления является минимальное время, необходимое для оплавления бугров на поверхности образца площадью 1 см² до достижения контактной сплошности не менее 80%. После операции оплавления толщина нанесенного слоя снижалась на 50–70%. Полученная зависимость толщины оставшейся части покрытий, нанесенных при различном времени ЭИЛ, представлена на рис. 7.

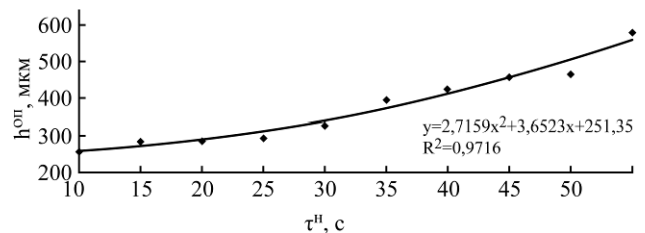


Рис. 7. Толщина оставшейся после оплавления части «бугристых» покрытий.

Полученные результаты явились основанием для определения рациональных значений толщины покрытий с оплавлением (h^H и h^{on}) (рис. 8) и времени их нанесения (τ^H и τ^{on}) (рис. 8 и 9) применительно к восстановлению деталей штокового узла в режимах с мощностями $W = 205$ ВА ($E = 0,61$ Дж, $f = 336$ Гц) («нанесение») и $W = 153,72$ ВА ($E = 0,61$ Дж, $f = 252$ Гц) («оплавление»).

Для исследуемых образцов, полученных при рациональном значении мощности режима с раз-

личным временем обработки τ^H , определяли толщину покрытия $h^{оп}$ после оплавления и строили зависимость (рис. 8).

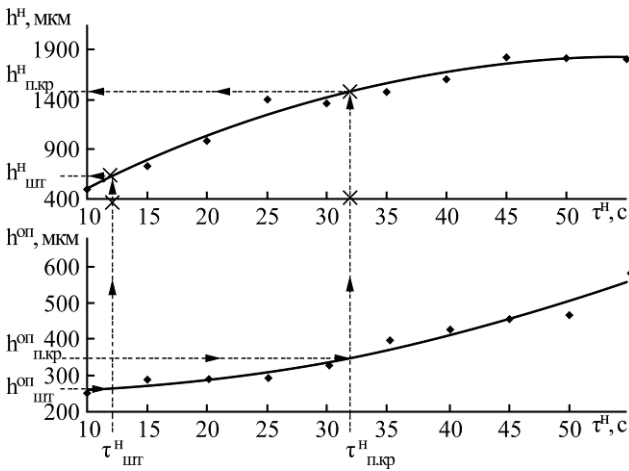


Рис. 8. Номограмма для определения требуемой толщины покрытий для восстановления деталей штокового узла.

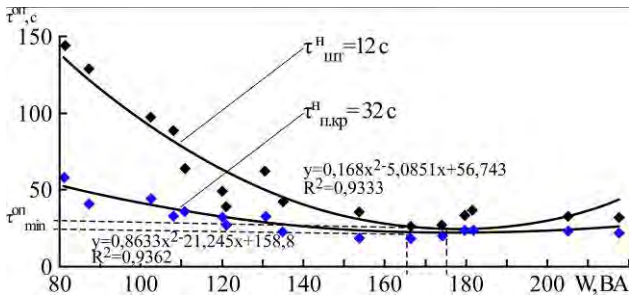


Рис. 9. Зависимость времени оплавления «бугристых» покрытий от мощности режимов.

Согласно номограмме (рис. 8), например, для восстановления отверстия передней крышки с получением толщины нанесенного слоя после оплавления 350 мкм (с учетом припуска на механическую обработку) (нижняя часть рисунка) требуется нанести «бугристое» покрытие толщиной 1450–1500 мкм (верхняя часть рисунка).

Рациональные значения времени нанесения «бугристых» покрытий τ^H при восстановлении деталей штокового узла в зависимости от необходимой толщины покрытия $h^{оп}$ выбраны по номограмме, представленной на рис. 8, и приведены в таблице.

Отметим, что операция оплавления выполнялась в режиме с мощностью $W = 153,72$ ВА ($E = 0,61$ Дж, $f = 252$ Гц). С целью выбора по критерию минимального времени $\tau_{min}^{оп}$ рациональных энергетических режимов оплавления «бугристых» покрытий для указанных деталей получены экспериментальные зависимости времени оплавления $\tau^{оп}$ от мощности режимов W ЭИЛ (рис. 9).

Видно, что область минимальных удельных значений времени оплавления для данных покрытий находится в пределах 25–35 с/см², и это реализуется применением режимов с мощностью

$W = 166$ ВА ($E = 1,26$ Дж, $f = 132$ Гц) и $W = 174$ ВА ($E = 0,29$ Дж, $f = 600$ Гц).

Для исследования прочности сцепления металлопокрытия с основным металлом введен параметр μ , косвенно характеризующий качество толстослойных покрытий по критерию сплошности:

$$\mu = \frac{C_n}{h_n}, \quad (2)$$

где C_n – сплошность нанесенного покрытия, %; h_n – толщина покрытия, мкм.

Для исследования применяли четыре группы образцов. На образцы первой группы наносили бугристые покрытия из бронзы БрКМц3-1 без оплавления ($\mu = 0,01$). На образцы второй группы наносили ту же бронзу, но частично подвергали оплавлению электродом из меди М01 до получения сплошности 50% ($\mu = 0,05$). Образцы третьей группы формировались нанесением толстослойных электроискровых покрытий из бронзы БрКМц3-1 в рациональных режимах с полным оплавлением электродом из меди М01 до получения сплошности не менее 80% ($\mu = 0,23$). Ширина пояска покрытий 3–5 мм. Для исследования когезионной прочности основного материала (СЧ21) поясок на образцах изготавливался заодно с самими образцами из чугуна СЧ21.

Предел прочности сцепления покрытия с основным металлом при сдвиге определяли по формуле:

$$\tau = \frac{P}{\pi \cdot D \cdot h}, \quad \text{МПа}, \quad (3)$$

где P – максимальная нагрузка, предшествующая разрушению покрытия, Н; h – ширина пояска, мм; D – диаметр образца, мм.

На рис. 10 представлена диаграмма средних значений адгезионной прочности покрытий и когезионной прочности основного материала – серого чугуна СЧ21.

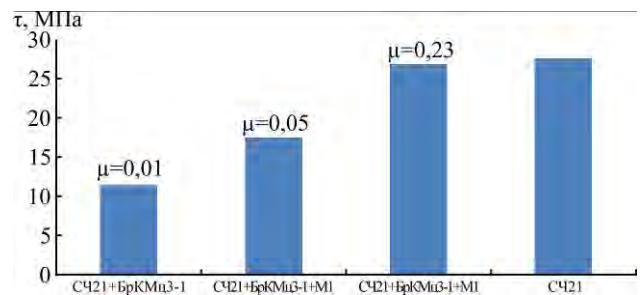


Рис. 10. Адгезионная прочность бугристых (СЧ21+БрКМц3-1), толстослойных (СЧ21 БрКМц3-1+М1) покрытий на чугуне СЧ21 и когезионная прочность серого чугуна (СЧ21).

Результаты, представленные на рис. 10, показывают, что адгезионная прочность сцепления толстослойных покрытий повышается с увеличе-

Рациональные режимы формирования электроискровых покрытий на деталях гидроцилиндров

Операция ЭИЛ	Материал электрода	Площадь поперечного сечения электрода, мм ²	Мощность режима W, ВА	Управляемые параметры установки «БИГ-4»		Удельное время обработки ² , τ, с/см ²
				режим/энергия импульсов, Дж	частота импульсов, Гц	
<i>Устранение дефектов на поверхности штоков</i>						
Нанесение «бугристых» покрытий	Бронза БрКМц 3-1	7	205	4/0,61	336	12
Оплавление покрытий	Медь М01	7	174	3/0,29	600	30
<i>Восстановление отверстия передних крышек</i>						
Нанесение «бугристых» покрытий	Бронза БрКМц 3-1	7	205	4/0,61	336	32
Оплавление покрытий	Медь М01	7	166	5/1,26	132	21

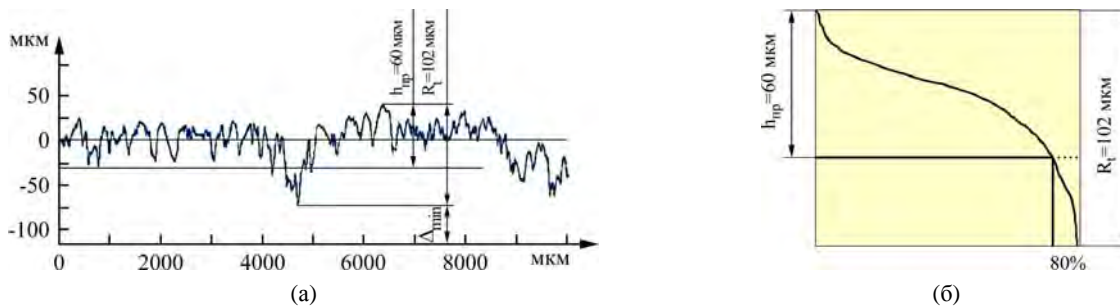


Рис.11. Профилограмма (а) и кривая опорной поверхности (б) покрытия после операции оплавления.

нием коэффициента μ , и у покрытий со сплошностью 80% ($\mu = 0,23$) почти в 2 раза выше адгезионная прочность бугристых покрытий ($\mu = 0,01$), при этом близка по значению к когезионной прочности серого чугуна СЧ21.

Полученные экспериментальные результаты использованы для восстановления изношенных поверхностей деталей гидроцилиндров и представлены в таблице. При этом установлено, что для устранения дефектов на поверхности штока и восстановления отверстия передней крышки достаточно формирования покрытий за один цикл операций нанесения и оплавления.

Исследованиям топографии подлежали покрытия, сформированные на указанных в таблице режимах. Их толщина 260–280 мкм – для устранения дефектов на штоках и 350–360 мкм – для восстановления отверстия передних крышек. Текстура толстослойных электроискровых покрытий имеет неровности, равномерно распределенные по всей поверхности. Средний разброс между верхней и нижней точками неровностей после оплавления составляет 102 мкм (рис. 11а).

При условии, что площадь опорной поверхности для пар трения гидроагрегатов должна быть не менее 80%, величину припуска под последую-

ющую механическую обработку определили по зависимости, представленной на рис. 11б; припуск должен составлять не менее $h_{пр} = 60$ мкм.

На рис. 12а представлено фото рабочей поверхности штока, имеющей дефект в виде механического повреждения. Топография восстановленной поверхности штока после механической обработки по описанной выше технологии приведена на рис. 12б. Видно, что после механической обработки покрытие представляет собой гладкую поверхность с замкнутыми объемами впадин (рис. 12б).

В данном случае у толстослойных электроискровых покрытий с величиной опорной поверхности 80% на площади 33 мм² объем впадин равен $V = 2,7 \cdot 10^{-5}$ мм³ (рис. 12б), что позволяет такие покрытия использовать в подвижных узлах уплотнительных систем. К тому же эти покрытия с помощью «масляных карманов» способны удерживать на рабочей поверхности определенный объем масла, который не полностью удаляется при контактировании с кромкой уплотнительного элемента и благоприятно влияет на триботехнические свойства пар трения.

На рис. 13 представлены переходы технологического процесса восстановления изношенной передней крышки силового гидроцилиндра. Из

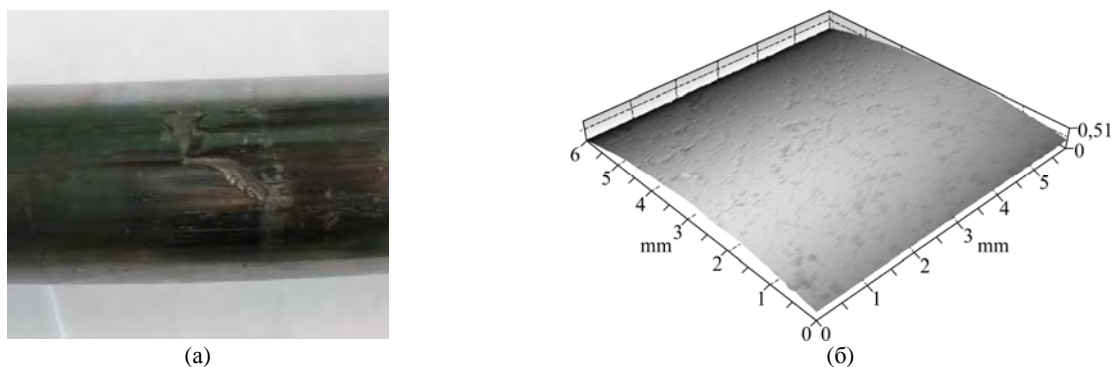


Рис. 12. Рабочая поверхность штока: (а) – фото дефектного участка штока до восстановления; (б) – топография восстановленной поверхности после механической обработки.

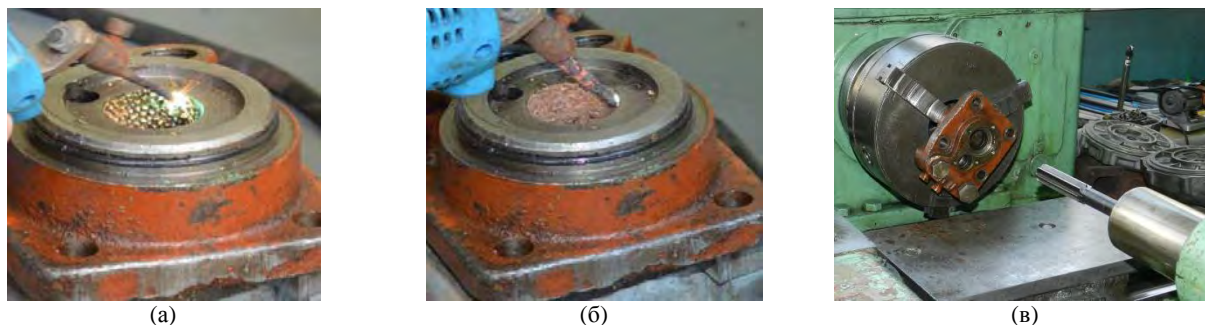


Рис. 13. Технологические переходы восстановления отверстия передней крышки: (а) – нанесение первого «бугристого» слоя; (б) – оплавление «бугристого» слоя; (в) – механическая обработка поверхности.

рисунка видно, что формирование толстослойных электроискровых покрытий с повышенной контактной сплошностью и требуемыми эксплуатационными свойствами осуществляется здесь в три этапа: 1) нанесение «бугристого» покрытия (рис. 13а); 2) его оплавление (рис. 13б) и 3) последующее разворачивание восстановленного отверстия (рис. 13в).

В данной статье не приводятся результаты проведенных металловедческих исследований описанных покрытий, их механических и ресурсных испытаний, что становится предметом отдельной публикации.

Полученные знания и накопленный практический опыт используются для восстановления изношенных поверхностей деталей гидроцилиндров и различной техники, длительная эксплуатация которых свидетельствует о хорошем техническом уровне разработки. Так, по данным ООО «Агросервис», в течение одного года с применением технического решения, согласно [8], восстановлено значительное количество ответственных деталей отечественной и зарубежной техники, в том числе более 100 деталей силовых гидроцилиндров, а также шлицевые валы и головки блоков цилиндров двигателей. Указанное технологическое решение по формированию толстослойных покрытий повышенной сплошности обладает существенным потенциалом и рекомендуется при решении технических задач, в первую очередь ремонтного производства.

ВЫВОДЫ

1. Разработаны эффективные приемы восстановления изношенных деталей пар трения силовых гидроцилиндров с износами и локальными дефектами глубиной более 300 мкм.
2. Установлено преимущество бронзы БрКМц3-1 при нанесении «бугристых» покрытий.
3. Определены: диапазон рациональных электрических режимов ЭИЛ с энергией импульсов 0,6–1,3 Дж и частотой их следования 250 Гц и удельное время ЭИЛ – 42–53 с/см².
4. Показано, что применение нового технологического приема позволило значительно расширить возможности ЭИЛ, обеспечив преодоление ограничения толщины формируемых покрытий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Kurbatkin I. I., Kudryashov A. E. *J of Friction and Wear*. 2011, **32**(6), 437–441.
2. Shtansky D.V., Batenina I.V., Yadroitcev I.A., Ryashin N.S. et al. *Surf Coat Technol*. 2012, **208**, 14–23.
3. Верхотуров А.Д., Подчерняева И.А., Панашенко В.М., Коневцов Л.А. *Электроискровое легирование титана и его сплавов металлами и композиционными материалами*. Под ред. А.А. Буренина. Комсомольск-на-Амуре: ИмиМ ДВО РАН, 2014. 320 с.
4. Verbitchi V., Ciuca C., Cojocar R. *Nonconventional Technologies Review*. 2011, (1), 62–67.

5. Depczyński Wojciech, Radek Norbert. *Proceedings "Metal-2013"*. 15–17.05.2013, Brno, Czech Republic, EU. P. 1045–1050.
6. Коротаев Д.Н. *Технологические возможности формирования износостойких наноструктур электроискровым легированием*. Омск : СибАДИ, 2009. 255 с.
7. Химухин С.Н., Ри Хосен, Верхотуров А.Д., Ри Э.Х. *Формирование структуры слоя на металлах и сплавах при электроискровой обработке*. Хабаровск: Изд-во ДВГУПС, 2010. 240 с.
8. Иванов В.И., Бурумкулов Ф.Х., Денисов В.А. *Электроискровой способ нанесения толсто-слоистых покрытий повышенной сплошности*. Евразийская патентная организация пат. 017066, 2011. МПК В23Н9/00, С23С8/00. 4 с.
9. Иванов В.И. *Труды ГОСНИТИ*. 2013, **113**, 429–434.
10. Иванов В.И. *Труды ГОСНИТИ*. 2013, **113**, 450–456.
11. Бурумкулов Ф.Х., Лезин П.П., Сенин П.В., Иванов В.И. и др. *Электроискровые технологии восстановления и упрочнения деталей машин и инструментов (теория и практика)*. Саранск: Красный Октябрь, 2003. 504 с.
12. Чумаков П.В. *Технология ремонта силовых гидrocиллиндров сельскохозяйственной техники электроискровым методом*. Автореф. дис. канд. техн. наук. Саранск. 2013. 19 с.
13. Бурумкулов Ф.Х., Лялякин В.П., Пушкин И.А., Фролов С.Н. *Механизация и электрификация сельского хозяйства*. 2001, (4), 23–28.

Поступила 14.07.14

После доработки 14.04.16

Summary

The paper deals with the application of a new method of forming thick-layer coatings by electrospark deposition for the resporation of worn-our components, working in conditions of sliding frictiontion, using powered hydraulic cylinders as example. For the practical usage, technological capabilities of this method were greatly expanded getting over the size barrier at deposition of coatings with a high contact continuity is assured.

Keywords: electrospark deposition, installation, energy regime, electric erosion, coating thickness, contact continuity, fusion, topography, wear, defect, powered hydrolic cylinder.

О применении пиролитических карбидохромовых покрытий в узлах трения машин

* В. А. Васин^а, Б. Л. Крит^а, В. А. Невровский^а, ** О. В. Сомов^б, Н. В. Морозова^с

^аФГБОУ ВПО «МАИ – Московский авиационный институт (Национальный исследовательский университет)», Волоколамское шоссе, 4, г. Москва, 125993, Россия, * e-mail: sanches0@mail.ru

^бФГБОУ ВПО «Пермский национальный исследовательский политехнический университет», Комсомольский пр-т, 29, г. Пермь, 614990, Россия, ** e-mail: ovsomov@mail.ru

^сГБОУ ДПО «Российская медицинская академия последипломного образования» (РМАПО), ул. Баррикадная, д. 2/1, г. Москва, 123995, Россия, e-mail: innat.m@mail.ru

Представлены трибологические исследования перспективных пиролитических карбидохромовых покрытий для повышения износостойкости поверхности тяжело нагруженных узлов транспортных средств. Получены значения коэффициентов трения стандартного металлокерамического фрикционного материала МК-5 о сталь 65Г и сталь 40Х с карбидохромовым покрытием в диапазоне скоростей 2–6 м/с. Исследования проводили в среде масла, применяемого в гидравлических коробках передач тракторов. Сопоставление результатов измерений трения и износа стальных дисков с покрытием ПКХП и без него указывают на преимущество использования данного покрытия: покрытая сталь 40Х с шероховатостью поверхности $R_a \sim 1,8 - 2,0$ мкм показала снижение износа до двух порядков по сравнению с диском из стали 65Г без покрытия. Испытания полноразмерных дисков в гидромеханической коробке передач при реальных режимах буксования показали, что применение дисков с пиролитическим карбидохромовым покрытием может увеличить срок службы не менее чем в два раза.

Ключевые слова: пиролитические покрытия, карбид хрома, трение, износ, фрикционные пары.

УДК 621.793.164

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время пиролитические карбидохромовые покрытия (ПКХП) широко применяются в различных областях техники ввиду присутствия им высокой износостойкости и устойчивости к агрессивным средам [1, 2]. Кроме защиты деталей и целых конструкций в нефтехимической, авиационной и других отраслях промышленности от коррозии и истирания, покрытия успешно используются в станкостроении для упрочнения и модификации свойств поверхности инструментов. Известно, например, что к такому покрытию не прилипает горячая резина при штамповке из нее изделий различного назначения. Оказалось также, что благодаря присутствию в покрытии чистого хрома и карбида хрома электроды для контактной сварки не склонны к «примерзанию» к свариваемому материалу и поэтому имеют повышенный срок службы. Особенно это ценно при автоматической сварке оцинкованного стального листа [3, 4]. Представляет интерес вопрос о перспективах использования таких покрытий в узлах трения. Широко распространенными узлами трения в машинах являются гидромеханические коробки передач (ГМКП). В данной работе приведены результаты изучения технической возможности применения дисков с ПКХП в гидромеханической коробке передач трактора. Для этого были изучены трибологические свойства ПКХП в условиях, частично моделирующих работу фрикционных узлов ГМКП. Проведенные ускоренные натур-

ные испытания ГМКП с дисками с покрытием показали также их повышенную работоспособность по сравнению с серийно выпускаемыми.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

В конструкции фрикционных узлов серийно выпускаемой ГМКП трактора парой трения являются диск из стали 65Г и стальной диск с накладками из металлокерамики МК-5. Диски в коробке передач испытывают нагрузки в момент буксования транспортного средства. При буксовании диски в парах трения работают в условиях циклического повторно-кратковременного относительного вращения [5]. Это значит, что скорость одного диска пары относительно другого за короткое время возрастает до максимального значения, а потом быстро падает. Воспроизвести такой режим нагрузок в модельном эксперименте невозможно. Диски в коробке передач постоянно сомкнуты с усилием и в момент переключения передачи или наезда трактора на препятствие (нож, плуг и пр.) происходит пробуксовка дисков. Поэтому в данном эксперименте изучались трибологические характеристики материалов, используемых в ГМКП, в условиях, наиболее близких к натурным. Для этого использовались образцы пар трения, которые испытывались на машине трения. Так как характер работы пар трения в этом случае сильно отличается от режимов буксования, были проведены только сравнительные эксперименты по определению

работоспособности дисков с карбидохромовым покрытием и штатных дисков из стали 65Г в одинаковых условиях их нагружения на машине трения.

Параметрами, определяющими режим работы дисков в паре трения, являются удельное прижатие дисков и скорость их относительного движения.

По условиям работы фрикционной пары в ГМКП удельное прижатие $18\text{--}22,5 \text{ кГ/см}^2$, относительная линейная скорость при буксовании кратковременно достигает $\sim 40 \text{ м/с}$. Удельное прижатие в модельном эксперименте было воспроизведено в машине трения СМТ-1 [6], а относительная скорость движения образцов по техническим причинам была ограничена (не более 6 м/с). По литературным данным, коэффициент трения в парах сталь и спеченный фрикционный материал на медной основе, которые работают в масле (а это как раз и есть моделируемый случай), составляет от $0,08$ до $0,12$ [5]. Коэффициент трения подлежит экспериментальному определению наряду с оценкой износа материала диска.

Реальные диски имеют неприемлемо большие габариты (в диаметре $\sim 460 \text{ мм}$) для проведения испытаний в условиях, наиболее близких к натурным. Поэтому на машине трения испытывались образцы, моделирующие в уменьшенном масштабе диски ГМКП. Образцы показаны на рис. 1. Наружный диаметр образцов – 50 мм .

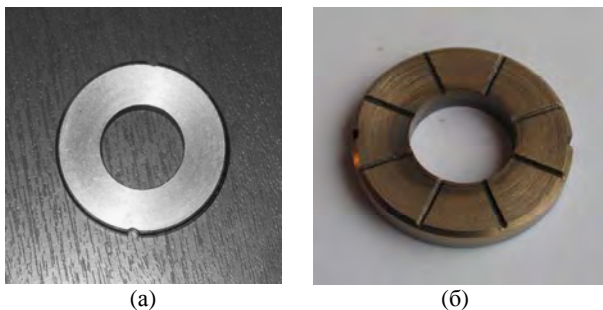


Рис. 1. Внешний вид образцов: (а) – образец с ПКХП; (б) – образец с накладками из медного композита МК-5.

Одним из способов повышения надежности и ресурса фрикционных дисков трения ГМКП является такая модификация рабочей поверхности стального диска без накладок, которая приводит к уменьшению износа и увеличению твердости поверхности. В данной работе модификация заключалась в нанесении на образцы из стали 40Х продуктов термического разложения хроморганической жидкости «Бархос» [2,7].

Предварительные эксперименты показали, что для достижения максимального качества пиролитического карбидохромового покрытия на рабочей поверхности дисков трения (микротвердость $(1,3\text{--}1,5) \cdot 10^4 \text{ МПа}$, разнотолщинность покрытия не более $5\text{--}7\%$, прочность на сжатие

$350\text{--}400 \text{ МПа}$) следует соблюдать следующие условия:

- предварительная подготовка поверхности: вакуумный отжиг при температуре 550°C и остаточном давлении $0,1 \text{ Па}$ в течение 8 часов; травление в $36\% \text{ HCl}$ в течение 1 часа; удаление шлама моющим средством на основе окиси магния;

- использование добавки в ХОЖ «Бархос» бензилового эфира в количестве 3% от ее массы;

- температура подложки $500\text{--}520^\circ\text{C}$, давление в камере $0,1\text{--}1,0 \text{ Па}$, температура испарителя $200\text{--}240^\circ\text{C}$, скорость откачки – 700 л/с , скорость подачи ХОЖ «Бархос» – 1 кг/час , продолжительность процесса нанесения – $3,5 \text{ часа}$.

Покрытие имеет однородный фазовый состав, в котором содержится 70% массовых Cr_7C_3 и $30\% \text{ Cr}_3\text{C}_2$. Практически отсутствуют поры. Прочность сцепления с подложкой – $14,67 \text{ МПа}$.

От нанесения ПКХП на сталь 65Г в модельных экспериментах отказались по двум причинам: во-первых, технология нанесения покрытия была лучше отработана для стали 40Х [7], во-вторых, в паре трения работает непосредственно покрытие, а материал подложки влияет на работу косвенно. Например, материал подложки может влиять на интенсивность отвода тепла из зоны трения, что существенно в условиях сухого трения. Однако трение дисков в ГМКП происходит в масле, и в этом отношении неравенство теплопроводностей стали 65Г и стали 40Х практически не должно проявляться.

По этой же технологии было нанесено ПКХП на полноразмерные диски трения из стали 40Х, которые в дальнейшем испытывались в гидромеханической коробке передач трактора по программе ускоренных испытаний в ОАО «НПП Полигон – МТ».

Для выявления влияния шероховатости на фрикционные свойства покрытий из карбида хрома в паре с композитом МК-5 стальные образцы изготавливались с разной шероховатостью рабочей поверхности. Поверхности были обработаны точением и шлифованием. Снятие параметров до нанесения покрытия показало, что поверхность после точения имеет шероховатость $R_a = 1,89 \text{ мкм}$, а после шлифования – $R_a = 0,41 \text{ мкм}$.

Для трибологических испытаний покрытий по схеме «диск-диск» использовали модернизированную машину трения СМТ-1 (рис. 2) [6].

Образец из испытуемого материала (сталь 65Г или сталь 40Х с ПКХП) устанавливается в обойме 1 и вращается с заданной скоростью с помощью системы электропривода 4. Неподвижный образец из фрикционного материала МК-5 устанавливается в силоизмерительное устройство 2.

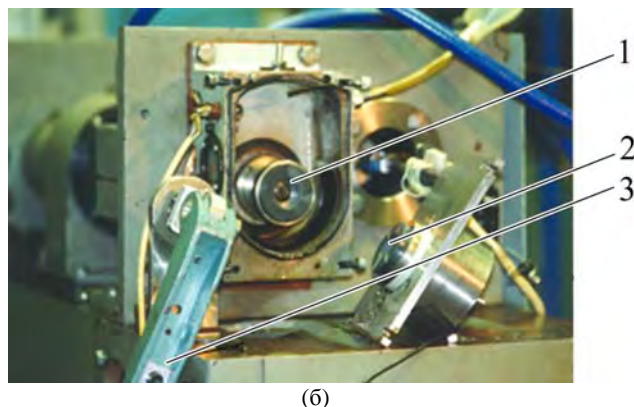
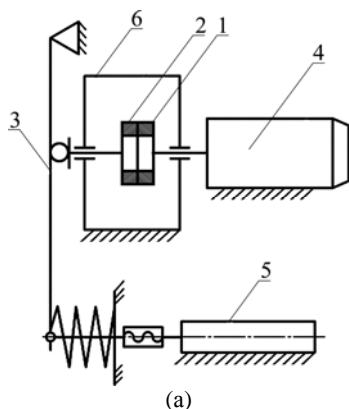


Рис. 2. Модернизированная машина трения СМТ-1: (а) – схема испытаний; (б) – внешний вид испытательной камеры. 1 – обойма с подвижным образцом; 2 – силоизмерительное устройство с неподвижным образцом; 3 – прижимной рычаг; 4 – электропривод; 5 – двигатель; 6 – картер.

Образцы прижимаются друг к другу в картере 6, заполняемом маслом. Нагрузку на образцы обеспечивают с помощью рычага 3 и двигателя 5 с шариковинтовой парой. Испытания образцов на трение и износ проводились в гидравлическом масле для гидромеханических передач марки А (ТУ 0253-015-70351853-2009).

При испытаниях регистрируются следующие характеристики: скорость скольжения, коэффициент трения, нагрузка, температура масла.

РЕЗУЛЬТАТЫ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ

В соответствии с программой проводили измерения коэффициента трения при постоянном давлении образцов $P = 2$ МПа. Для выявления зависимости коэффициента трения от скорости скольжения линейная скорость менялась ступенчато с шагом $\Delta v = 1$ м/с от 2 м/с до максимальной величины $v_{\max} = 6$ м/с, с продолжительностью испытаний на каждой ступени 14–16 мин. На рис. 3 и 4 представлены зависимости измеренного коэффициента трения фрикционных пар от скорости.

При увеличении скорости скольжения коэффициент трения сохраняет достаточно стабильное значение. При этом его среднее значение практически одинаково для всех пар трения (порядка 0,04). В паре трения сталь 65Г–МК-5 такой же характер изменения коэффициента трения наблюдается и при снижении скорости скольжения. Однако при этом наблюдается резкое увеличение коэффициента трения в парах трения с образцами из стали 40Х с ПКХП. Значение коэффициента трения возрастает примерно в 2 раза: с 0,028 до 0,068 в паре трения 40Х с ПКХП (шлифование) – МК-5 и с 0,035 до 0,073 в паре трения 40Х с ПКХП (точение) – МК-5. Это позволяет предположить, что в силу циклического характера работы ГМКП при снятии нагрузки на приводе и последующем торможении дисков

время пробуксовки будет сокращаться за счет увеличения коэффициента трения. В результате полное время буксования должно сократиться.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ НА ИЗНОС

Испытания на износ проводили при постоянной нагрузке 2 МПа, постоянной скорости скольжения 2 м/с. Длительность испытаний составляла 112 минут. Основным параметром износостойкости материала служила интенсивность изнашивания, рассчитываемая по формуле:

$$I = \frac{h}{S},$$

где S – путь трения, h – линейный износ покрытия.

Линейный износ определялся расчетным методом по измеренной потере массы диска при трении и плотности материала в предположении, что износ происходит равномерно по трущейся поверхности. Результаты измерения износа приведены в таблице.

Анализ протоколов испытаний на износ показал, что коэффициент трения и температура в картере испытательной обоймы в начальный период сохраняют стабильное значение. К 112 минуте испытаний коэффициент трения составил значение в парах трения сталь 65Г–МК-5 – 0,029, сталь 40Х с ПКХП (точение) – МК-5 – 0,034, сталь 40Х с ПКХП (шлифование) – МК-5 – 0,031, температура масла – 81, 81, 78°С соответственно. К отметке времени 102 минуты наблюдаются незначительное снижение коэффициента трения и понижение температуры масла в картере, что объясняется эффектом прирабатываемости образцов в парах трения. В результате испытаний отмечено, что происходит заметное (при величине износа, равной $2,9 \cdot 10^{-7}$ мм/мм) изнашивание образца из стали 65Г. При этом в паре трения сталь 40Х с ПКХП (точение) – МК-5 износ



Рис. 3. Зависимость коэффициента трения от скорости, снятая при увеличении скорости скольжения.

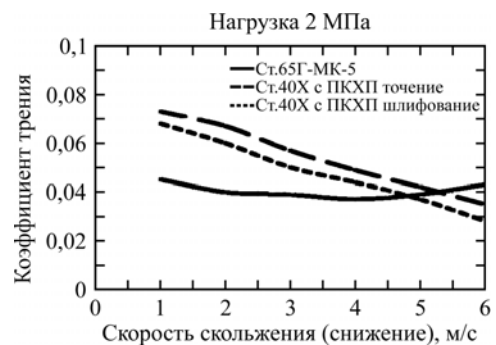


Рис. 4. Зависимость коэффициента трения от скорости, снятая при снижении скорости скольжения.

Таблица. Результаты испытаний дисков на износ

Пара трения	Коэффициент трения (при $t = 112$ мин)	Интенсивность изнашивания I , мм/мм
65Г–МК-5	0,029	65Г – $I = 2,9 \cdot 10^{-7}$ МК-5 (износ малозначим)
Сталь 40X с ПКХП (точение) – МК-5	0,034	Сталь 40X с ПКХП (точение) и МК-5 (износ малозначим)
Сталь 40X с ПКХП (шлифование) – МК-5	0,031	МК-5 $I = 9 \cdot 10^{-9}$

образцов малозначителен, и только в паре трения сталь 40X с ПКХП (шлифование) – МК-5 наблюдается изнашивание образца с МК-5 с интенсивностью, равной $9 \cdot 10^{-9}$ мм/мм.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Ввиду того что невозможно полностью смоделировать на машине трения условия работы дисков в коробке передач, в данной работе допустимо лишь сравнительное обсуждение измеренных коэффициентов и износа.

Во-первых, коэффициент трения как стали 40X, так и стали 65Г о фрикционный композит МК-5 заметно ниже, чем принято считать типичным для пар, в которых используется спеченный фрикционный материал на основе меди ($\mu = 0,08-0,12$). Возможно, это связано с тем, что испытания проводились при скорости скольжения 2–6 м/с, что на порядок ниже, чем в натуральных условиях. Для проверки этой гипотезы мы планируем использовать в последующих работах вместо МК-5 другой фрикционный материал, например на основе железа, у которого ожидаемое значение коэффициента трения 0,2–0,4 [8]. Повышение коэффициента трения позволило бы сократить время буксования, но при этом должно увеличиться выделение тепла в контактной зоне. Это может привести к неприемлемому повышению температуры в зоне контакта.

Интересно также сравнить работоспособность дисков из стали 65Г и предлагаемых на замену дисков с ПКХП при работе штатной ГМКП на тракторе. С этой целью в ОАО «НПП Полигон – МТ» были проведены ускоренные стендовые испытания штатной ГМКП с полноразмерными дисками из стали 40X с нанесенным на них

ПКХП по вышеописанной технологии. Испытания показали, что срок службы ГМКП в режиме буксования возрастает в два раза, причем отказы работы ГМКП происходили из-за выкрашивания зубьев коронных шестерен и по другим причинам, не связанным с работой пар трения. В то же время величины износа образцов из стали 65Г и стали 40X в модельных экспериментах, как видно из таблицы, отличаются более чем на порядок в пользу применения покрытия.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Получены значения коэффициентов трения стандартного металлокерамического фрикционного материала МК-5 о сталь 65Г и сталь 40X с карбидохромовым покрытием в диапазоне скоростей 2–6 м/с. Эти значения относятся к трению в среде масла, применяемого в гидравлических коробках передач тракторов. Хотя полностью смоделировать условия работы пар трения в ГМКП невозможно, сопоставление результатов измерений трения и износа стальных дисков с ПКХП и без него указывают на преимущества использования данного покрытия на стали 40X с шероховатостью поверхности $R_a \sim 1,8-2,0$ мкм. Выигрыш в уменьшении изнашивания модельного диска с покрытием на машине трения СТМ–1 составляет до двух порядков по сравнению с диском из стали 65Г без покрытия. В то же время испытания полноразмерных дисков в гидромеханической коробке передач при реальных режимах буксования показали, что применение дисков с пиролитическим карбидохромовым покрытием может увеличить срок службы не менее чем в два раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. Костенков В.А., Крашенинников В.Н. *Эксплуатационные свойства пиролитических карбидохромовых покрытий. Применение металлоорганических соединений для получения неорганических покрытий и материалов.* М.: Наука, 1986. с. 234–243.
2. Анциферов В.Н. и др. *Плазменные, лазерные и пиролитические методы нанесения покрытий.* М.; СПб.: Реноме, 2012. 404 с.
3. Власенко А.Н., Васин В.А., Меньшиков Г.А., Невровский В.А. *Сварочное производство.* 2008, (10), 31–35.
4. Власенко А.Н., Васин В.А., Меньшиков Г.А., Невровский В.А. *Технология пиролитических карбидохромовых покрытий и точечная сварка сталей.* В книге *Теория и практика технологий производства изделий из композитных материалов и новых металлических сплавов.* М.: Маска, 2011. Т. 1. С. 75–81.
5. *Справочник по триботехнике.* Триботехника антифрикционных, фрикционных и сцепных устройств. Методы и средства триботехнических испытаний. Под общ. ред. М. Хебды, А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 1992. Т. 3. 730 с.
6. Прожега М.В., Смирнов Н.Н., Сомов О.В., Савва В.В. и др. *Трение и смазка в машинах и механизмах.* 2015, (2), 44–48.
7. Васин В.А., Невровский В.А., Сомов О.В. *Технология машиностроения.* 2007, (1), 41–44.
8. Zander C.-P. *Glaser's Annalen.* 2001, (4), 157–165.

*Поступила 25.05.15
После доработки 30.10.15*

Summary

Tribological aspects of the research of perspective pyrolytic chromium-carbide coatings to increase wear resistance of surfaces of heavy loaded units of vehicles are presented in the article. The values of friction coefficients of the standard ceramic-metal frictional MK-5 materials such as 65Г steel and 40X steel with chromium-carbide coating are received in the speed range from 2 to 6 m/s. A study was carried out in the environment of the oil which applies in hydraulic transmissions of tractors. A comparison of the results of the friction measurements and wear of steel disks with a coating and without it shows advantages of usage of the chromium-carbide coatings: coated 40X steel with the surface roughness $R_a \sim 1.8\text{--}2.0$ microns has a reduced wear up to two orders of magnitude in comparison with a disk of 65Г steel without a coating. Tests of full-size disks in a hydro-mechanical transmission at the real modes of slipping have shown that application of disks with pyrolytic chromium-carbide coatings can increase the service life not less than twice.

Keywords: pyrolytic coatings, chrome carbide, friction, wear, frictional couples.

Численное моделирование параметров нагружения расплава при осевой магнитно-импульсной обработке

В. Н. Цуркин, А. В. Иванов, С. С. Череповский

*Институт импульсных процессов и технологий НАН Украины,
пр. Октябрьский, 43-А, г. Николаев, 54018, Украина, e-mail: dpta@ipt.com.ua*

Определена степень влияния пространственных характеристик магнитного поля на интенсивность силового воздействия на металлический расплав при его осевой магнитно-импульсной обработке.

Ключевые слова: расплав, магнитно-импульсная обработка, численное моделирование, электромагнитное поле, электродинамическое воздействие.

УДК 621.745.56:621.3.014

ВВЕДЕНИЕ

Методы физико-технической обработки металлических расплавов в надликвидусной зоне при кристаллизации и последующем твердении с целью получения литых изделий с высокими показателями качества основаны на различных физических принципах. Они, как правило, являются многоцелевыми, но не универсальными. Это обстоятельство, а также постоянно растущие требования потребителя к качеству и расширение области научных знаний о физико-химических процессах в расплаве обуславливают необходимость поиска новых методов его обработки. В последнее время ряд публикаций свидетельствует о повышенном интересе исследователей к области литейного производства и технологическому методу магнитно-импульсной обработки (МИО) расплава [1–9]. Такой метод, но для твердого состояния объекта обработки, достаточно полно изучен и активно используется в промышленности [10, 11]. При этом формализованы процессы взаимодействия электромагнитного поля с обрабатываемым металлом, определены факторы, обеспечивающие задаваемые показатели формоизменения и (или) изменения его структуры, определены требования к генераторам импульсных токов (ГИТ) и разработаны их серии уже нескольких поколений, адаптированных к условиям промышленного использования в различных технологических операциях МИО. Но применительно к расплаву в этом плане делаются только первые шаги, принципиально показывающие широкие функциональные возможности МИО, прежде всего в плане измельчения (модифицирования) структуры литого состояния.

Магнитно-импульсную обработку расплава можно обеспечить тремя способами:

- радиальным расположением индуктора;
- погружным индуктором;

– осевым индуктором, расположенным или над поверхностью расплава, или у дна емкости с расплавом.

В первом способе между индуктором и расплавом за счет стенки емкости имеется относительно большой зазор (δ). А как известно, величина индукции поля $B \sim \delta^{-2}$, таким образом, обеспечение достаточной интенсивности воздействия сопряжено с высокими энергетическими характеристиками ГИТ. Кроме того, в этом способе ограничивается многофункциональное использование метода за счет стационарного расположения индуктора.

При втором способе возникает проблема стойкости изоляции на индукторе, а использовать его можно только для обработки расплава в надликвидусной зоне.

Третий же способ, при условии расположения индуктора над поверхностью расплава, не характеризуется ограничениями первых двух, поэтому он является менее энергоемким и более технологичным. Поэтому в данной работе анализировали именно его.

ОСОБЕННОСТИ МИО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО РАСПЛАВА

Важнейшей отличительной особенностью МИО твердого состояния в случае расплава является структура этих состояний. В надликвидусной зоне – это микронеоднородная жидкость, в температурном интервале кристаллизации и твердения – это жидкость, содержащая долю твердой фазы, изменяющуюся от нуля до единицы. Кроме того, в отличие от плоской заготовки для МИО твердого тела, расплав обладает объемной формой, которая может иметь совершенно различную конфигурацию в зависимости от условий процессов литья. При МИО расплава также не проявляются эффекты намагничивания, перемагничивания, магнитострикции.

Учитывая сканирование индуцированного в расплаве тока, когда объем воздействия составляет лишь малую долю от всего объема обрабатываемого металла, иначе, чем в твердом теле, будут проявляться эффекты джоулева нагрева, но сформируются металлопотоки и волновые эффекты в жидкой металлической системе под действием импульсного магнитного давления.

Таким образом, МИО расплава от МИО твердого состояния отличаются иные физические принципы генерирования внешних структурно-формирующих параметров (ВСФП) воздействия, которые зависят от параметров ГИТ, индуктора и объекта обработки. В отличие от МИО твердого состояния в объекте обработки при МИО расплава будут развиваться и иные физические процессы, обеспечивающие внутренние структурно-кинетические и фазовые изменения (ВСКФИ). Именно они будут показывать многоцелевые возможности метода МИО расплава. В этом случае мы имеем многопараметрическую задачу, для решения которой целесообразно использовать более конструктивный, системный подход к анализу взаимообусловленной совокупности ВСФП воздействия и ВСКФИ в объекте обработки [12].

Проблемно-ориентированный поиск опубликованной информации в решении таких задач показал, что они были направлены в основном на изучение влияния МИО постфактум на структуру и свойства литого металла или на его литейные свойства, минуя изучение процессов, происходящих в объекте обработки. При этом сам ГИТ практически калькировался по оборудованию для обработки твердого состояния, для которого характерны высокие параметры энергопотребления и относительно высокая стоимость [10], что негативно скажется на оптимизации параметра «цена-качество» для литой металлопродукции. В качестве же параметров воздействия выбирались энергия заряда батареи конденсаторов ГИТ, число импульсов и частота импульса разрядного тока. По нашему мнению, такой выбор параметров не может корректно отображать как процессы нагружения расплава, так и задавать исходные данные для решения задачи о ВСКФИ в объекте обработки. Для системы «ГИТ-Индуктор-Расплав» в качестве параметров ГИТ логично выбирать напряжение зарядки конденсаторов (U), их емкость (C), индуктивность (L) и активное сопротивление (R) разрядного контура с учетом индукторной системы. Решение задач о разряде батареи конденсаторов на индуктор отражено в работах [2, 6, 9], определяющих временную зависимость разрядного тока $I(t)$. Для цепочки «Индуктор-Расплав» связующим звеном является магнитное поле, которое возникает

вокруг индуктора при протекании по нему разрядного тока, определяемого набором U, C, L, R , и которое генерирует в расплаве процессы, обеспечивающие ВСКФИ.

Таким образом, актуально на первом этапе показать зависимость характеристик этого поля от параметров ГИТ, а также их влияние на интенсивность силового воздействия на расплав. Это даст возможность определить пути повышения эффективности МИО расплава при минимизации энергозатрат, а также получить научные данные для исследования процессов в системе «ГИТ-Индуктор-Расплав».

Цель работы – определение степени влияния пространственных характеристик магнитного поля на интенсивность силового воздействия на расплав при его осевой магнитно-импульсной обработке.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

В рамках поставленной цели необходимо определить основную характеристику магнитного поля – его магнитную индукцию B .

Ограничимся далее только жидким состоянием и выберем для исследования расплав алюминия, который изучался практически во всех публикациях разных авторов.

Рассмотрим идеализированный случай расплава в цилиндрической емкости внутренним радиусом r_m , высота которой h имеет три значения: r_m ; $0,5 \cdot r_m$; 3 мм. Примем $r_m = 30$ мм; проводимость $\sigma = 3,8 \cdot 10^6$ См/м [13]; трехвитковый спиральный медный индуктор размещен над поверхностью расплава с зазором δ ; витки индуктора круглого поперечного сечения имели диаметр 5 мм.

Изучение конфигурации и параметров электромагнитного поля в расплаве методами прямого измерения не представляется возможным ввиду технических сложностей, связанных с неизбежно возникающими наводками и достаточно высокой температурой области, в которой производится обработка. По этим причинам для исследования характеристик поля предпочтительным представляется использование методов математического моделирования. Так, в работах [2, 14, 15] успешно применяются методы конечно-разностного моделирования для изучения влияния импульсного магнитного поля (ИМП) на расплав. Для магнитно-импульсной штамповки предложены простые инженерные формулы для оценки степени влияния ИМП на обрабатываемый материал [4], а в статье [16] проведена успешная проверка применения данных формул для МИО жидкого металла. Вместе с тем в существующих публикациях по МИО больше внимания уделяется конечным параметрам электроси-

лового воздействия, таким как сила, давление, скорость движения расплава.

Как отмечено в работах [7, 14], исследование пространственных характеристик поля при импульсных процессах достаточно сложная задача, требующая значительных затрат человеко-часов и машинного времени. Если же методами спектрального анализа выделить несущую частоту импульса, на которую приходится основная часть энергии, то расчет можно упростить до моделирования протекания через индуктор синусоидального тока, что с достаточной степенью точности, порядка 10% [17], позволяет получить картину поля, учитывающую его распределение в объеме жидкометаллического проводника в установившемся режиме. Поэтому ограничимся рассмотрением синусоидального тока в индукторе.

На рис. 1 представлен 2D меридиональный разрез анализируемой системы Ω в цилиндрических координатах (r, θ, z) . Здесь Ω_k – проводящая область каждого витка индуктора; Ω_0 – проводящая область расплава.

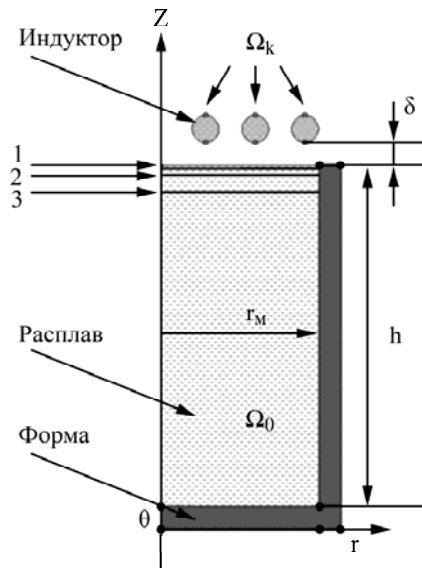


Рис. 1. Геометрическая модель расплава под индуктором: 1, 2, 3 – номера анализируемых сечений.

Для описания электродинамических процессов, протекающих при МИО расплава, воспользуемся уравнениями Максвелла для квазистационарного электромагнитного поля:

$$\text{rot} \vec{H} = \vec{J}; \quad (1)$$

$$\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} + \text{rot} \vec{E} = 0; \quad (2)$$

$$\text{div} \vec{B} = 0; \quad (3)$$

$$\text{div} \vec{D} = 0, \quad (4)$$

где \vec{H} – напряженность магнитного поля, А/м; \vec{J} – плотность тока, А/м²; \vec{E} – напряженность

электрического поля, В/м; \vec{B} – индукция магнитного поля, Тл; \vec{D} – электрическая индукция, Кл/м².

Каждый элемент области Ω характеризуется своей плотностью тока, определяемой из выражения:

$$\vec{J} = \begin{cases} \sigma \vec{E} + \sigma \vec{V} \times \vec{B}; & \text{в } \Omega \setminus \Omega_k, \\ \vec{J}_k; & \text{в } \Omega_k, \end{cases} \quad (5)$$

где σ – проводимость материала индуктора, См/м; \vec{J}_k – плотность тока возбуждения, протекающего по индуктору с количеством витков S , А/м².

Отметим, что в начальный момент времени скорость расплава равна нулю. Задача решалась в безиндукционном приближении, следовательно, токами, возникающими за счет движения расплава в магнитном поле, можно пренебречь. Поэтому исключим скорость из уравнений в рассматриваемой модели. В силу уравнения (3) в дальнейших расчетах можно использовать векторный магнитный потенциал \vec{A} ($\vec{B} = \text{rot} \vec{A}$), который в осесимметричной системе так же, как магнитное поле и плотность тока, будет иметь только одну тангенциальную компоненту A_θ :

$$-\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{\mu} \frac{1}{r} \frac{\partial r \cdot A_\theta}{\partial r} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial A_\theta}{\partial z} \right) = J_\theta, \quad (6)$$

где

$$J_\theta = \begin{cases} \sigma \left(\frac{\partial A_\theta}{\partial t} \right); & \text{в } \Omega \setminus \Omega_k, \\ J_{k\theta}; & \text{в } \Omega_k, \end{cases} \quad (7)$$

а μ – магнитная проницаемость.

Объемная электромагнитная сила, действующая на расплав $\vec{F}_{эм}$, и плотность наведенного тока \vec{J}_{ind} определяются выражениями:

$$\vec{F}_{эм} = \vec{J}_{ind} \cdot \vec{B}; \quad (8)$$

$$\vec{J}_{ind} = -\sigma \left(\frac{\partial A_\theta}{\partial t} \right). \quad (9)$$

Задача решалась для гармонически изменяющегося магнитного поля, которое при постоянных значениях μ и σ изменяется по закону синусоиды так же, как и ток в индукторе, которым оно вызвано, плотность тока в индукторе определяется из выражения:

$$I = \int_S J_k dS,$$

где I – полный ток в индукторе, А; S – площадь сечения индуктора, м²; J_k – плотность тока в индукторе, А/м².

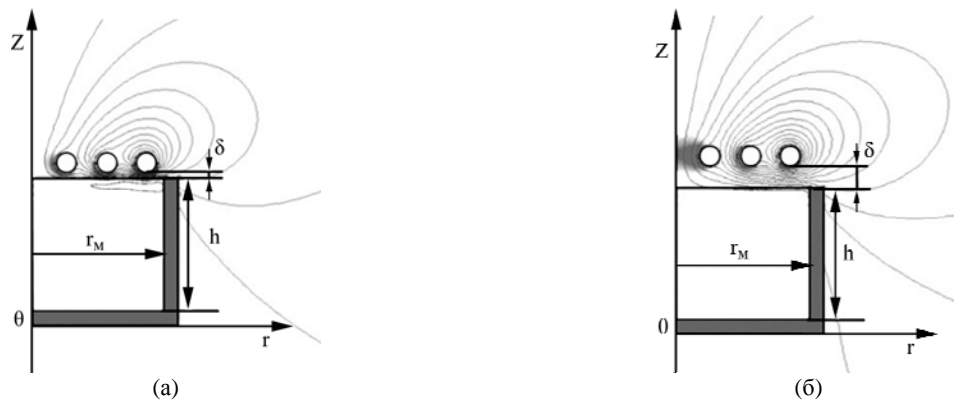


Рис. 2. Характерное распределение магнитного поля:
(а) – $\delta = 1$ мм; (б) – $\delta = 5$ мм.

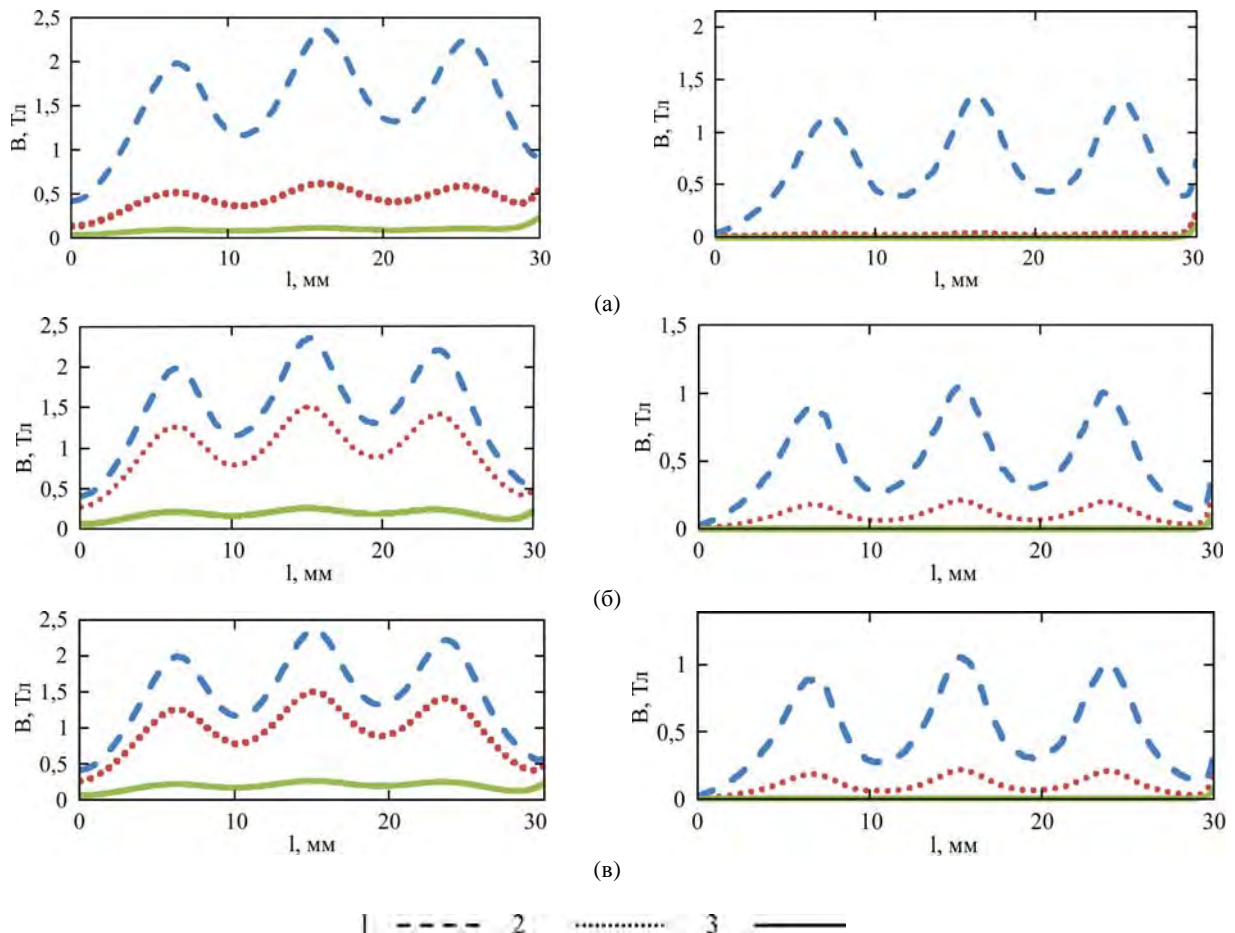


Рис. 3. Распределение индукции магнитного поля по сечениям в расплаве (см. рис. 1):
(а) – при $r = h$; (б) – при $h = 0,5r$; (в) – при $h = 5$ мм.

Граничным принято условие непрерывности поля на границе раздела фаз. Решение уравнений (1–9) методом конечных разностей проводилось с помощью программного пакета FEMM 4.2.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА И ИХ АНАЛИЗ

Как уже упоминалось, в опубликованных статьях по магнитно-импульсной обработке расплава ее эффект анализировался в зависимости от запасенной энергии в генераторе импульсных токов (W) и частоты импульса тока (f). Но для численного моделирования нужно задавать его

параметры, для выбранной синусоиды это максимальная амплитуда I_0 и частота $f = 1/T$, где T – период колебаний тока. Для разрядного контура с емкостным накопителем

$$I_0 = U / \sqrt{L/C},$$

где C – емкость конденсатора; U – напряжение на его обкладках; L – индуктивность контура [4, 18], а учитывая то, что

$$W = 0,5C \cdot U^2,$$

можно записать:

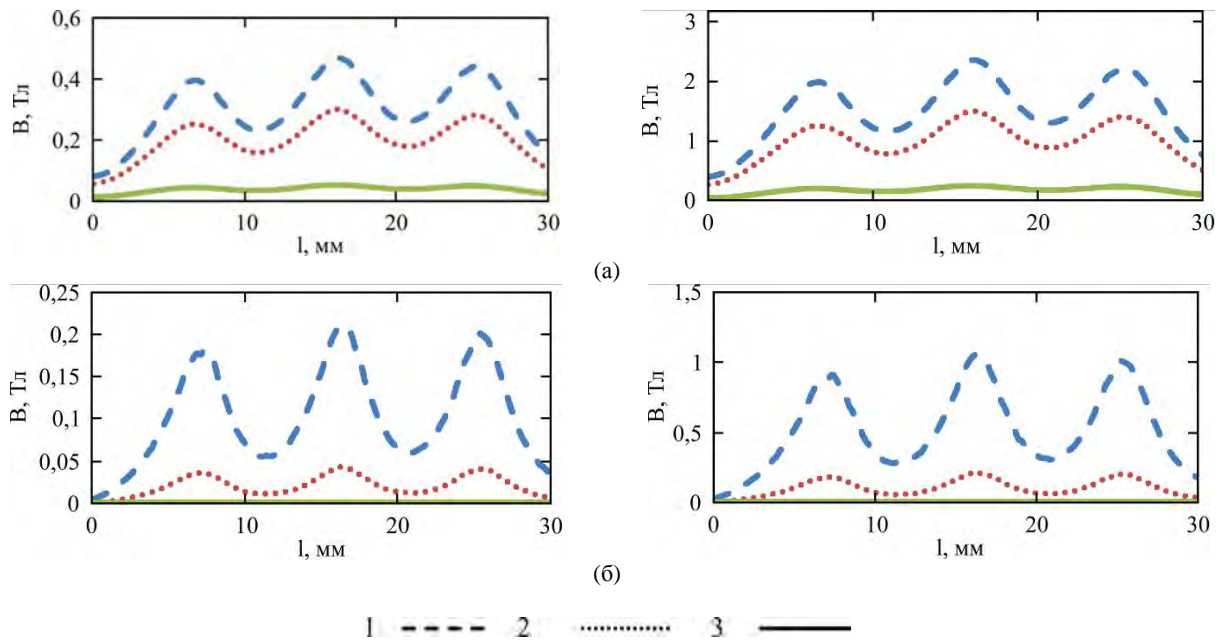


Рис. 4. Индукция магнитного поля по сечениям в расплаве (см. рис. 1) в зависимости от силы тока при $h = 0,5r$:
(а) – 5 кГц; (б) – 75 кГц.

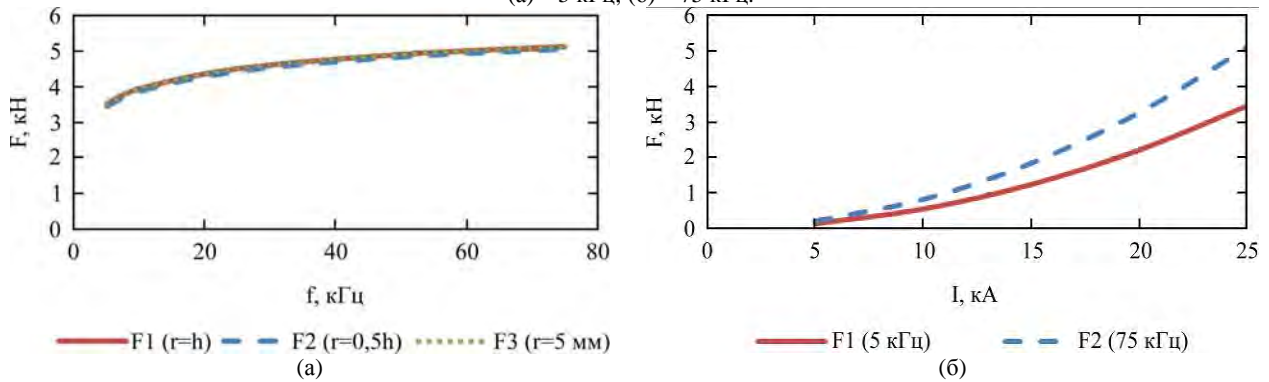


Рис. 5. Зависимость электромагнитной силы, воздействующей на расплав:
(а) – от частоты импульса тока; (б) – от амплитуды силы тока.

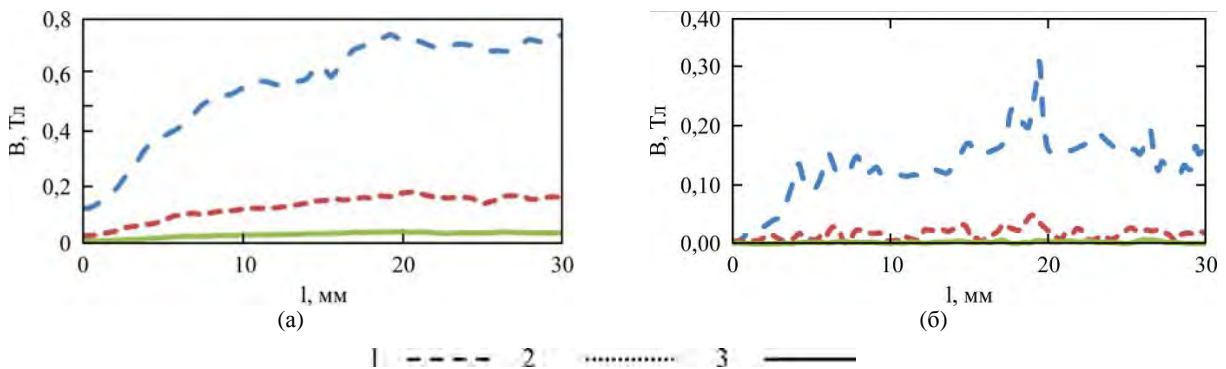


Рис. 6. Индукция магнитного поля по сечениям в расплаве (см. рис. 1) в зависимости от частоты при $\delta = 5$ мм:
(а) – 5 кГц; (б) – 75 кГц.

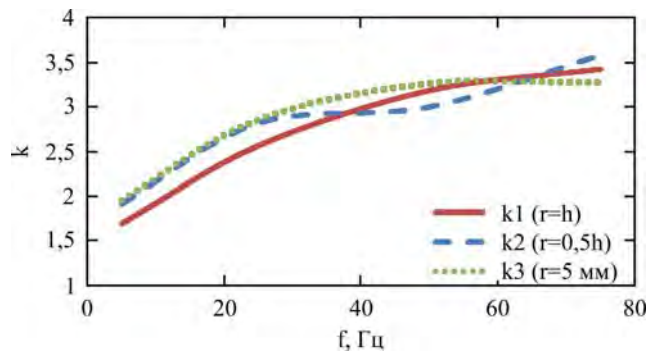


Рис. 7. Коэффициенты неоднородности зависимости $B(r)$.

$$I_0 = \sqrt{2W/L}.$$

Значение частоты импульса разрядного тока определяется по формуле:

$$f = 1/2\pi\sqrt{1/LC - R^2/4L^2},$$

где R – сопротивление контура. При малых значениях R можно использовать оценку

$$f = 0,5\pi\sqrt{1/LC},$$

но только для первого периода тока [4, 18]. Таким образом, для корректной постановки задачи при определении как характера и параметров распределения индуцируемого магнитного поля в расплаве, так и параметров процессов, генерируемых этим полем, нужно или задавать параметры разрядного контура U , C , L , R , или же использовать осциллограмму тока. В первом случае нужно решать многопараметрическую задачу, поэтому для ее решения нами были выбраны значения I_0 и f из логических соображений, априори будучи ограничены возможностями высоковольтной импульсной техники, с одной стороны, и потребляемой мощностью – с другой.

Выполним расчеты для значений f от 5 до 75 кГц, что соответствует периодам колебаний тока от 200 до 13 мкс, при I_0 от 5 до 25 кА при условии:

$$I = I_0 \sin 2\pi ft.$$

Значения магнитной индукции покажем в сечениях соответственно на расстоянии 0,5 мм от поверхности расплава, 1 и 5 мм – 1, 2, 3 соответственно (рис. 1). Сечения, в которых рассчитывали значение индукции, выбраны из соображений, что при МИО в расплаве возникает сканирование индуцированного тока на величину

$$\delta_c = 2(\mu\mu_0\sigma\omega)^{1/2}.$$

Для минимального выбранного нами значения $f = 5$ кГц величина $\delta_c \approx 3,5$ мм, для максимального $f = 75$ кГц имеем $\delta_c \approx 1$ мм. Минимальное значение высоты h выбиралось из условия ее сопоставления с толщиной плоской заготовки при МИО твердого металла, а максимальное – соответствовало возможному реальному объему расплава в технологиях литейного производства.

По описанной процедуре были выполнены расчеты, которые показали следующее. На рис. 2 представлено характерное распределение магнитного поля для случая зазора между индуктором и расплавом 5 и 1 мм. Рис. 3 иллюстрирует распределение индукции магнитного поля по сечениям 1; 2; 3 в расплаве в зависимости от частоты тока f при разных значениях h и зазоре между индуктором и расплавом 1 мм. На рис. 4

представлены распределения индукции для $h = 0,5r_m$ в указанных сечениях для разных значений I_0 . Интегральное значение электромагнитной силы F , с которой ИМП воздействует на расплав, полученное в результате интегрирования объемной электромагнитной силы $F_{эм}$ (8) по объему расплава, показано на рис. 5. Для сравнения с результатами, полученными при значении зазора между индуктором и расплавом $\delta = 1$ мм (рис. 3, 4), на рис. 6 показано распределение индукции при зазоре между индуктором и расплавом $\delta = 5$ мм при $I_0 = 25$ кА.

Полученные результаты показывают, что величины зазора δ и тока I_0 более активно влияют на значение F в расплаве, чем величина f , поэтому рост значения F наиболее рационально осуществлять, увеличивая напряжения U , хотя в этом плане возрастает величина потребляемой ГИТ мощности. При этом для значения $\delta = 1$ мм проявляется эффект существенно неоднородного распределения индукции в скин-слое по радиусу. На рис. 7 показано значение коэффициента неоднородности $k = B_{\max}/B_{\min}$. Такие пульсации индукции вдоль r должны соответствующим образом влиять на неоднородность приповерхностных процессов в расплаве, что, в свою очередь, может направить процессы перестройки структуры расплава в позитивную сторону. Рис. 5 позволяет прогнозировать функциональные возможности МИО с точки зрения силового нагружения расплава. Как видим, с ростом частоты тока проявляется насыщение зависимости $F(f)$. В этом случае более продуктивно силовое нагружение, полученное при значениях f от 50 до 75 кГц, что соответствует периоду тока до 13 мкс. В свою очередь, при $L \approx 1$ мкГн такие значения периода отвечают значению емкости накопителя ГИТ $C \approx 4,5$ мкФ. Для 25 кА в этом случае значение U составит величину 12,5 кВ, а $W = 310$ Дж.

ВЫВОДЫ

1. Полученные результаты численных расчетов по описанной методике с помощью программного пакета FEMM 4.2 показали, что значение интегрального объемного усилия, генерируемого магнитным полем при МИО, не зависит от объема расплава, а определяется значениями максимальной амплитуды разрядного тока и зазора δ и в большей мере частотой тока.

2. С уменьшением зазора между индуктором и поверхностью расплава до 1 мм распределение индукции в радиальном направлении в скин-слое имеет неоднородный квазисинусоидальный характер. При этом отношение $B_{\max}/B_{\min} \approx 3,5$ при $I_0 = 25$ кА и $f = 75$ кГц. Это, в свою очередь, может способствовать формированию в припо-

верхностном слое расплава существенно нелинейных процессов, роль которых в эффекте МИО требует детального изучения.

3. Параметры поля по отношению к расплаву являются внешними структурно-формирующими. При этом поле формируется за счет энергии разряда ГИТ и является генератором возмущений в расплаве, формирующих в нем внутренние структурно-кинетические и фазовые изменения. Этот вывод показывает рациональный принцип многопараметрической диагностики МИО, возможные методы прогнозирования ее эффекта и подход к выбору ГИТ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чугунный Е.Г. *Литейное производство*. 1996, **1**, 12–14.
2. Глущенко В.А., Гречников Ф. В., Никитин В. И., Черников Д.Г. и др. *Литейщик России*. 2010, **7**, 34–39.
3. Черников Д. Г., Глущенко В.А., Никитин В.И., Никитин К.В. *Известия Самарского научного центра РАН*. 2014, **16**(6), 256–262.
4. Kiran S. Bhole, Kale B.S., Deshmukh P.D., Sonare O.G. *IJTES*. 2011, **2**(1), 98–102.
5. Fu J.W., Yang Y.S. *Mater Lett*. 2012, **67**, 252–255.
6. Li Bo, Yin Zhenxing, Yong Youngyoung, Li Kefeng, et al. *China foundry*. 1988, **8**(2), 172–176.
7. Pei Ning, Gong Yongyong, Li Renxing, Xia Zhanqi, et al. *China Foundry*. 2011, **8**(1), 47–50.
8. Черников Д.Г., Глущенко В.А., Никитин В.И., Никитин К.В. *Известия Самарского научного центра РАН*. 2014, **16**(6), 256–262.
9. Синчук А.В., Цуркин В.Н., Иванов В.А., Рубан А.С. *Процессы литья*. 2012, **5**, 43–53.
10. Батигін Ю.В., Лавінський В.І. *Імпульсні магнітні поля для прогресивних технологій*. Т. 1. Харків: НТУ «ХПІ», 2001. 273 с.
11. Белый И.В., Фертик С.М., Хименко Л.Т. *Справочник по магнитно-импульсной обработке металлов*. Харьков: Вища школа, 1997. 168 с.
12. Цуркин В.Н. *Металл и литье Украины*. 2009, **6**, 12–16.
13. Смитлз К.Дж. *Металлы*. М: Металлургия, 1980. 447 с.
14. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Д. *Элементы теории и численного расчета электромагнитных процессов в проводящих средах*. Киев: Изд. Института электродинамики НАН Украины, 1999. 363 с.
15. Pasca S., Fireteanu V. *ICNcT*. 2005, **2**, 67–74.
16. Череповский С.С. *Металл и литье Украины*. 2014, **12**, 32–33.
17. Кнопфель Г. *Сверхсильные импульсные магнитные поля*. М.: Мир, 1972. 382 с.
18. Щерба А.А., Дубовенко К.В. *Высоковольтные электроразрядные компактные системы*. Киев: Наукова думка, 2008. 296 с.

Поступила 17.04.15

После доработки 02.12.15

Summary

The degree of the impact of spatial parameters of a magnetic-field on the intensity of the force action on a molten metal under the axial magnetic-pulse treatment is determined.

Keywords: melt, magnetic-pulse treatment, numerical design, electromagnetic field, electrodynamic influence.

Влияние барьерного разряда на стабильность электретного состояния полиэтилена высокой плотности

Х. С. Алиев^а, М. М. Кулиев^б, * Р. С. Исмаилова^б, Б. А. Мамедов^б, Н. Ш. Алиев^б

^аАзербайджанский технический университет,
пр-т Гусейна Джавида, 25, г. Баку, AZ1073, Азербайджанская Республика

^бИнститут радиационных проблем НАН Азербайджана,
ул. Б. Вахабзаде, 9, г. Баку, AZ1143, Азербайджанская Республика,

*e-mail: musafir_g@rambler.ru, rafika55@rambler.ru

Исследовано электретное состояние полиэтилена высокой плотности, подвергнутого воздействию электрического газового барьерного разряда переменного тока. Установлено, что под действием разряда на поверхности пленок образуется отрицательный заряд. Методом термостимулированной деполяризации исследованы объемно-зарядовые процессы в термо- и коронозлектретах, обработанных в барьерном разряде в воздушном зазоре между диэлектриками (стекло–полиэтилен). Проведено сравнение стабильности электретного состояния в пленках полиэтилена.

Ключевые слова: полиэтилен высокой плотности, электрический газовый барьерный разряд, поверхностная плотность заряда, стабильность, коронозлектрет, термоэлектрет.

УДК 678

ВВЕДЕНИЕ

Известно [1, 2], что полиэтилен – ПЭ, полипропилен – ПП и поливинилхлорид – ПВХ благодаря целому комплексу полезных свойств (высокие электроизоляционные свойства и механические характеристики, легкость переработки в кабельные изделия и т.п.) широко применяются в кабельной технике. Наличие дефектов в изоляции на основе полимерных материалов может приводить к возникновению частичных разрядов. Существенными факторами, определяющими эрозию пленок под действием частичных разрядов, являются бомбардировка их поверхности заряженными частицами из плазмы газового разряда, химическое взаимодействие с продуктами, образующимися в разряде, а также ультрафиолетовое (УФ) излучение. Известно [3, 4], что барьерный разряд, возникающий в воздушных прослойках на границе с диэлектриком, с одной стороны, приводит к модификации поверхности полимерных пленок, а с другой – моделирует влияние частичных разрядов в изоляции. Этот заряд имеет дискретный характер и представляет собой множество микроразрядов, возникающих в промежутке между диэлектрическими барьерами. Под действием таких зарядов на поверхности полимерной пленки образуется тонкий модифицированный слой, свойства которого отличаются от свойств толщи материала. В то же время [5–8], все шире становится использование так называемых «интеллектуальных» полимеров в качестве активных элементов радиоэлектронной и компьютерной техники, оптоволоконных линий связи, носителей информации, сенсорных и электрохимических датчиков, электролюминес-

центных диодов, органических транзисторов и т.д. Поэтому исследование свойств и стабильности характеристик полимеров все еще остается актуальным. Успех в этой области во многом зависит от эффективной модификации структуры и свойств подобных материалов. В последнее время все больше внимания исследователей привлекают газоразрядные методы модификации [2–4, 9, 10], которые отличаются широкими возможностями вариации условий модификации и возможностью их реализации. Известно [2], что электрический газовый барьерный разряд (ЭГБР) является мощным источником ультрафиолетового излучения, обеспечивает возможность модификации полимеров за счет диссоциации химических связей.

Цель данной работы – изучение влияния обработки в барьерном разряде на релаксацию и стабильность электрического заряда в электретных пленках полиэтилена высокой плотности (ПЭВП).

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

В качестве объекта исследования использовались полиэтиленовые пленки марки 20806-024 с молекулярной массой 95000, степенью кристалличности 52%, температурой плавления 130°C и плотностью 958 кг/м³. Для изготовления пленочных образцов из порошка ПЭВП данной марки в круглой пресс-форме при комнатной температуре холодным прессованием получали таблетки. Затем из этих таблеток в гидравлическом прессе с нагреваемыми плитами при давлении 15 МПа и температуре 150°C (время выдержки под давлением 5 мин) методом горячего прессования

получали образцы в виде дисков диаметром 70 мм и толщиной порядка 80 мкм. Из этих пленок вырезались образцы диаметром 35 мм. На одну поверхность образца был нанесен алюминиевый электрод толщиной 7 мкм, диаметром 30 мм. Перед началом эксперимента образцы тщательно обезжиривались. Перед поляризацией пленки выдерживались при температуре 90°C в течение 10 минут в термошкафу. После этого их помещали на заземленный электрод, поляризацию образцов со стороны неметаллизированной поверхности осуществляли отрицательной короной с напряжением 7 кВ посредством системы металлических игл, расположенных вертикально на расстоянии 10 мм от поверхности образца. Время поляризации – 300 сек. Выбор отрицательной короны обусловлен двумя обстоятельствами.

Во-первых, отрицательная корона значительно менее чувствительна к присутствию водяных паров, чем ионы, образующиеся при положительной короне. Вследствие этого в интенсивность развития накопления зарядов положительной короной вносит свой значительный вклад и относительная влажность воздуха [11]. Во-вторых, образцы, заряженные посредством отрицательной короны, при разрядке дают значительно больший ток, чем при их зарядке положительной короной [12].

Процессы, связанные с образованием и накоплением зарядов в пленках ПЭВП, изучали методом термостимулированной деполяризации (ТСД) [12]. Измерения токов ТСД проводили в условиях нагрева от 20 до 130°C с постоянной скоростью 4 град/мин. При термополяризации образцы нагревали до 100°C и поляризовали во внешнем электрическом поле напряженностью 10^7 В/м в течение 30 мин. Затем их охлаждали до комнатной температуры, выключали внешнее поле и проводили измерения ТСД. Обработка пленок в разряде производилась на высоковольтной установке при переменном напряжении до $U = 15$ кВ и частоте $f = 50$ Гц в течение $t = 5$ часов при нормальном атмосферном давлении без принудительной вентиляции воздуха. Для создания барьерного разряда использовалась ячейка, состоящая из заземленного металлического электрода и стеклянной пластины с воздушным зазором ($d = 1$ мм) между ними. На внешнюю поверхность пластины нанесен электрод из алюминиевой фольги. Величина зазора фиксировалась с помощью стеклянных прокладок. Обрабатываемая пленка непосредственно укладывается на заземленный электрод (случай несимметричной ячейки), а на другую ее поверхность воздействуют электрические разряды, развивающиеся в воздушном зазоре между диэлектрическими барьерами.

Ежедневное измерение потенциала поверхности электретов V_s проводили компенсационным методом, а расчет поверхностной плотности зарядов σ с учетом измеренной диэлектрической проницаемости ϵ и геометрических размеров образцов производили, воспользовавшись выражением $\sigma = \epsilon \epsilon_0 V_s / h$. Диэлектрическую проницаемость измеряли с помощью измерителя иммитанса E7-20 при частоте 1 кГц.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Известно, что критерием оценки воздействия ионизационных процессов на полимерные диэлектрики является происходящее изменение того или иного свойства диэлектрика. Большинство авторов [2, 4, 9, 13–17] для контроля степени модификации поверхности полимерных диэлектриков предлагают использовать методы измерения потенциала поверхности электретов $V_s(\sigma)$ и токов ТСД после их поляризации в электрическом поле и коронном разряде. Прежде чем перейти к обсуждению основных результатов по модифицированию поверхности ПЭВП в условиях воздействия электрического газового барьерного разряда в воздухе, ограниченном диэлектриками (стекло–ПЭ), отметим, что после действия разрядов в ИК-спектре ПЭ (рис. 1) появляется ряд новых полос поглощения: полосы при 3600–3200 (ОН группы), 1750–1720 (С=О группы), 1280 (сложные эфирные группы), 1210–1180 (простые эфиры) и 1650 (см^{-1}) (валентные колебания С=С связи). А карбонильная полоса обладает тонкой структурой, то есть состоит из нескольких отдельных полос:

(карбокисильные группы), 1720 (кетоны – $\text{C} \begin{array}{l} \text{O} \\ // \\ \backslash \end{array} \text{R}$)

и 1735 см^{-1} (альдегиды – $\text{C} \begin{array}{l} \text{O} \\ // \\ \backslash \\ \text{H} \end{array}$). Все эти группы полярные, имеют большое сродство к электрону и выступают в качестве ловушек для носителей заряда в ПЭ [2]. ИК-спектры образцов измеряли на фурье-спектрометре Varian 640-IR в диапазоне 400–4000 см^{-1} . Измерения проводились при комнатных условиях.

На рис. 2 (кривая 1) приведена зависимость поверхностной плотности заряда σ термоэлектретов из ПЭВП, предварительно модифицированных в течение 5 часов ЭГБР, а затем термополяризованных, от величины электрического напряжения (U), инициирующего ЭГБР. Как видно из рисунка, зависимость $\sigma = f(U)$ носит экстремальный характер: с ростом U значение σ растет, достигает максимума ($\sigma = 5 \cdot 10^{-5}$ Кл/м²) при $U = 10$ кВ, а затем уменьшается. Следует отметить, что после модификации в ЭГБР все

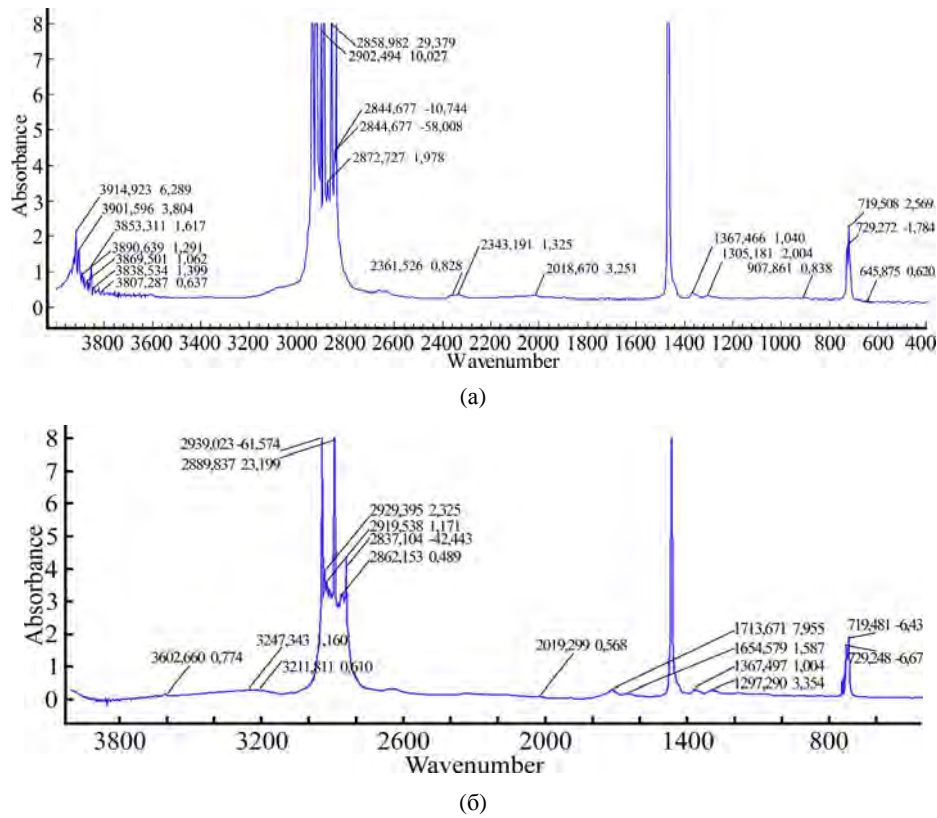


Рис. 1. ИК-спектры поглощения чистого ПЭВП до (а) и после (б) воздействия барьерного разряда. $U = 10$ кВ и $t = 5$ часов.

пленки из ПЭВП заряжались отрицательно, что вызвано инжекцией электронов из зоны разряда, захват и движение которых определяются характером энергетического спектра ловушек электронов и их распределением по глубине образца.

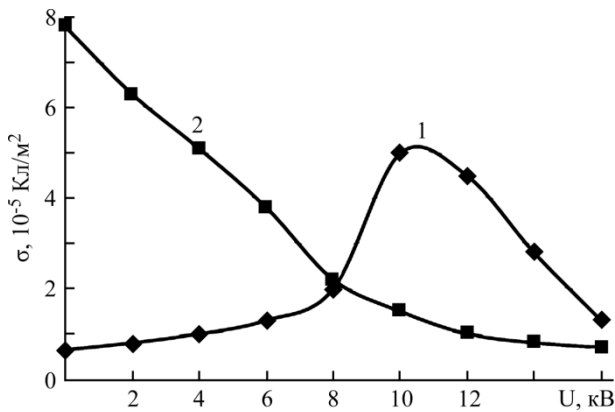


Рис. 2. Зависимости плотности поверхностного заряда термо- (1) и коронозлектретов (2) из ПЭВП, предварительно модифицированных в ЭГБР.

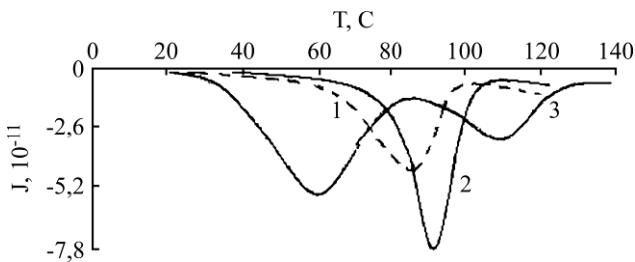


Рис. 3. Кривые ТСД: 1 – ПЭВП после термополяризации; 2 – ПЭВП после модификации в ЭГБР; 3 – ПЭВП, предварительно модифицированный в ЭГБР, а затем термополяризованный.

На рис. 3 приведены результаты исследований термоэлектретов из ПЭВП методом ТСД до (кривая 1) и после (кривая 3) обработки их поверхности в ЭГБР. Для сравнения здесь же приведена кривая тока ТСД ПЭВП, поляризованного в ЭГБР (кривая 2). Из рисунка видно, что спектры ТСД термоэлектрета исходной пленки и пленки, обрабатывавшейся в ЭГБР, имеют сходный характер, обнаруживают один элементарный пик при температурах 85 и 92°C соответственно, то есть релаксация заряда в этих пленках представляет собой монорелаксационный процесс [4] с энергиями активации 0,57 и 0,62 эВ. Энергии активации рассчитывали по методу Гарлика-Гибсона. Для этих электретов характерным являются отсутствие низкотемпературного максимума ТСД и то, что в интервале 20–60°C токи ТСД близки к нулю. Из сравнения кривых (1) и (2) видно, что заряд, образовавшийся под действием барьерного разряда, термически более устойчив (максимум тока ТСД смещен в сторону высоких температур на 7°), чем заряд, который возникает при термоэлектретировании. Как показали расчеты, проведенные по формуле,

$$\frac{r}{L} = \frac{1}{1 + \frac{\sigma}{Q}},$$

где r – глубина проникновения заряда; L – толщина образца; σ – поверхностная плотность зарядов и Q – полный заряд электрета (вычис-

ленный по площади пика), электроны, инжектированные из плазмы, проникают в ПЭВП на толщину слоя более 3 мкм и локализуются на более глубоких поверхностных ловушках.

В результате поляризации во внешнем электрическом поле пленок ПЭВП, обработанных в ЭГБР, на спектре токов ТСД термоэлектретов выделяются два пика при 60 и 110° соответственно, причем амплитуда низкотемпературного пика почти в два раза больше высокотемпературного (происходит заметное подавление этого пика). Видно, что область релаксации заряда смещается в сторону более высоких температур, а основная часть зарядов преимущественно захватывается низкоэнергетическими ловушками, локализованными на поверхностных слоях пленки (число мелких ловушек больше глубоких). Это свидетельствует об изменении механизма накопления и релаксации заряда, а также о появлении в пленках новых структурных ловушек [4]. Энергия активации этих процессов соответственно равна 0, 41 и 0,76 эВ. Первый (низкотемпературный) максимум объясняется высвобождением зарядов из низкоэнергетических поверхностных ловушек в результате их разрушения при размораживании молекулярной подвижности. Высокотемпературный пик при 110°С на спектре ТСД близок к температуре плавления кристаллитов ПЭВП, которая составляет 115°С (по данным дериватографических исследований). Поэтому считаем, что этот пик обусловлен освобождением зарядов из глубоких ловушек межфазной границы аморфных и кристаллических областей.

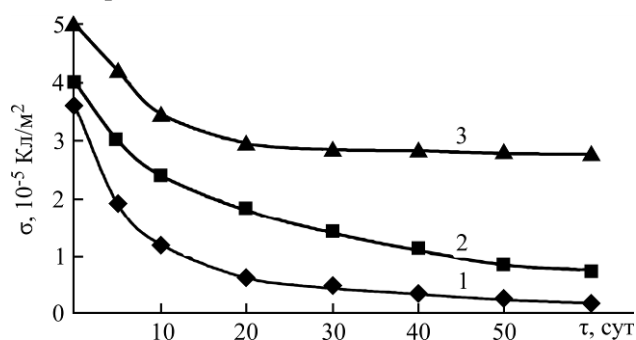


Рис. 4. Зависимости плотности поверхностного заряда (σ) от времени хранения (τ) электретов из ПЭВП на воздухе: 1 – после термополяризации; 2 – обработанных в ЭГБР; 3 – предварительно модифицированных в ЭГБР, а затем термополяризованных.

На рис. 4 представлена зависимость плотности поверхностного заряда σ от времени хранения τ термоэлектретов из ПЭВП до (1) и после (3) модифицирования в ЭГБР. Здесь же для сравнения приводится кривая $\sigma(\tau)$ для электрета, полученного в ЭГБР (2). Зависимости $\sigma(\tau)$ описываются спадающей с течением времени кривой, которая характеризуется быстрым

спадением σ при малом сроке хранения и относительно стабильным участком при большом сроке. Как видно из рисунка, стабильность электретного состояния существенно возрастает у термоэлектретов из ПЭВП, предварительно модифицированных в ЭГБР (стабильность электретов определяется именно наличием заряда в глубоких объемных ловушках). Известно, что образование поляризованного состояния при термоэлектретировании неполярных полимеров, к которым относится и ПЭВП, связано со следующими факторами: инжекцией носителей заряда в образец с последующим захватом их на ловушках; миграцией собственных зарядов с последующей их локализацией на различных дефектах и приэлектродном участке; дипольно-ориентационной поляризацией участков макромолекул, окислившись при термообработке. В первом случае образуется гомозаряд, во втором и третьем – гетерозаряд. Получение гомозарядов свидетельствует о том, что в нашем случае основным фактором в формировании электретного состояния является инжекция носителей заряда в образец с последующим их захватом на ловушках, и перераспределение избыточного отрицательного заряда в объеме образца слабо связано с подвижностью макромолекул и их фрагментов. Согласно [9], для неполярных частично кристаллических полимеров, в частности и для ПЭВП, механизм релаксации заряда наиболее полно и последовательно может быть представлен в рамках модели «эстафетного механизма переноса», учитывающей захват и освобождение гомозаряда в поверхностном и граничном слое полимер–металл. Согласно этой модели, освобожденный с поверхностных ловушек гомозаряд, попадая в объем, захватывается ловушками граничного слоя и «застревает» в граничном слое на некоторое время. Окончательная разрядка электрета происходит лишь тогда, когда гомозаряд сможет освободиться с ловушек граничного слоя и прорекомбинировать с компенсирующим зарядом.

На рис. 2 также показана зависимость $\sigma = f(U)$ для коронэлектретов из пленки ПЭВП, предварительно подвергнутого действию ЭГБР. В этом случае на поверхность пленки из зоны коронного разряда приходят отрицательные ионы: CO_3^- ; CO^- ; O^- . В результате обмена зарядов ионов с поверхностью образца образуется электрет с гомозарядом. Из рисунка видно, что поверхностная плотность заряда коронэлектретов, подвергнутых воздействию барьерного разряда, монотонно уменьшается с увеличением U . Это подтверждает выводы авто-ров [2], где показано, что процесс сшивки под действием ионизирующего УФ-излучения барьерного разряда вызывает уменьшение концентрации полярных связей C-H, что сопровождается

ся уменьшением поляризуемости сшитого ПЭ в коронном разряде. Следовательно, в наших условиях эксперимента в ПЭВП процессы сшивки преобладают над процессами термоокислительной деструкции, в противном случае мы наблюдали бы увеличение поляризуемости в коронном разряде за счет увеличения концентрации полярных С-О связей. Рычков А.А. и др. [18] указывают на исключительную роль полярных примесей как ловушек для носителей заряда в неполярных полимерах. При этом особенно интересные эффекты наблюдаются, полярные примеси локализуются вблизи структурных дефектов. В этом случае независимо от того, какой собственный энергетический уровень в спектре ловушек создаст полярная примесь, ее дипольный момент может существенно изменить локальное значение поляризованной энергии. Следовательно, полярные примеси могут даже сами и не быть ловушками, но послужат причиной формирования ловушек в окрестности дефекта. При этом электронные и дырочные ловушки формируются на различных участках макромолекул. Так, группа молекул, ближайшая к отрицательному полюсу диполя, будет наиболее глубокой ловушкой для дырок, и, наоборот, глубокие электронные ловушки будут связаны с функциональными группами, соседними с положительным полюсом диполя. В то же время в ЭГБР наряду с УФ-излучением на диссоциированные связи (электрон-дырка) действует и высокая напряженность электрического поля E , в результате чего снижается вероятность восстановления химической связи по месту диссоциации и тем самым увеличивается возможность образования сшивок между отдельными полимерными молекулами. Таким образом, полярные связи С-Н и С-О выступают в качестве ловушек для носителей заряда в полиолефинах, и их концентрация определяет степень поляризуемости этих материалов в коронном разряде.

ВЫВОДЫ

1. Обработка ПЭВП электрическим газовым барьерным зарядом улучшает свойства термоэлектретов на его основе, что связано с захватом электрических зарядов на более глубоких ловушках межфазной границы аморфных и кристаллических областей.

2. Основным фактором в формировании электретного состояния в ПЭВП является инжекция носителей заряда с последующим захватом на различных ловушках, а релаксация заряда происходит за счет освобождения носителей из ловушек и их дрейфа через объем.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ueno K., Uda I. and Tada S. *Radiat Phys Chem.* 1991, **37**(1), 89–91.
2. Новиков Г.К., Федчишин В.В. *Пластические массы.* 2008, (3), 44–47.
3. Андреев В.В. *Прикладная физика.* 2014, (6), 24–28.
4. Галичин Н.А., Борисова М.Э. *Известия РГПУ им. А.И. Герцена. Естественные и точные науки.* 2009, (11), 119–127.
5. Лаврентьев В.В., Шияневский Я.В. *Пластические массы.* 2009, (2), 55–56.
6. Салихов Р.Б., Лачинов А.Н., Бунаков А.А. *ФТТ.* 2007, **49**(1), 179–182.
7. Mzabi N., Smaoui H., Guermazi H., Milk Y., Angel S. and Toureille A. *AJEAS.* 2009, **2**(1), 120–126.
8. *Electroactive polymers for robotic applications.* К.И. Kim, S. Tadokoro (Eds.), London: Springer-Verlag, 2007. 281 p.
9. Рычков А.А., Трафинов С.А., Кузнецов А.Е., Соснов Е.А. и др. *Журнал прикладной химии.* 2007, **80**(3), 463–467.
10. De Geyter N., Morent R., Leys C., Gengembre L., Payen E. *Surf Coat Technol.* 2007, **201**, 7066–7075.
11. Аббасов Т.Ф., Кулиев М.М., Аббасов М.Т., Дадашова М.М. *Fizika.* 1995, **1**(2), 66–72.
12. *Электреты.* Под ред. Сесслера Г. Пер. с англ. М.: Мир, 1983. 486 с.
13. Пинчук Л.С., Корецкая Л.С., Кравцов А.Г., Шаповалов В.А. и др. *Высокомолекулярные соединения. Серия Б.* 2003, **45**(2), 335–340.
14. Галиханов М.Ф., Еремеев Д.А., Дебердеев Р.Я. *Пластические массы.* 2002, (10), 26–28.
15. Ono R., Nakazawa M. and Oda T. *IEEE Transactions on Industry Applications.* 2004, **40**, 1482–1488.
16. Yovcheva T., Mekishev G., Nedev St. *J Optoelectron Adv M.* 2005, **7**(1), 237–240.
17. Tang M.M., An Z.L., Xia Z.F. and Zhang X.Q. *J Electrostat.* 2007, **65**, 2203–208.
18. Рычков А.А., Рычков Д.А. *Известия РГПУ им. А.И. Герцена. Естественные и точные науки.* 2009, (95), 47–62.

Поступила 12.03.15

После доработки 08.05.15

Summary

The electret state of a high-density polyethylene subjected to an electric gas barrier of an AC discharge is investigated. It is established that under the effect of the discharge on the film surface a negative charge is formed. Using the thermally stimulated polarization, under investigation are the space-charge processes in both the thermo- and coronoelectrets processed in the barrier discharge in the air gap between the dielectrics (glass – polyethylene). A comparison of the stability of the electret state in polyethylene films has been carried out.

Keywords: polyethylene of high density, electric gas barrier discharge, area density of a charge, stability, coronoelectret, thermo-electret.

Устойчивость капиллярных волн на заряженной поверхности слоя жидкости на электропроводном цилиндрическом твердом стержне

* С. О. Ширяева, Д. Е. Леснугина, А. И. Григорьев, Н. А. Петрушов

Ярославский государственный университет им. П.Г. Демидова,
ул. Советская, 14, г. Ярославль, 150000, Россия, *e-mail: shir@uniyar.ac.ru

Аналитически в линейном приближении по безразмерной амплитуде осцилляций выводится дисперсионное уравнение для капиллярных волн на заряженной поверхности слоя жидкости на электропроводном цилиндрическом твердом стержне конечной толщины. Показано, что твердый стержень оказывает стабилизирующее влияние на капиллярные волны и снижает дестабилизирующее воздействие радиального электрического поля. Влияние стержня становится существенным лишь при значениях радиуса, сравнимых с радиусом струи. С ростом плотности поверхностного заряда расширяется диапазон неустойчивых волновых чисел, а значения инкрементов нарастания неустойчивости увеличиваются.

Ключевые слова: цилиндрическая струя, идеальная жидкость, поверхностная плотность заряда, слой жидкости, твердый стержень.

УДК 532.5

ВВЕДЕНИЕ

Потери энергии на высоковольтных линиях электропередач во время дождя многократно увеличиваются, достигая десятков процентов от передаваемой энергии. Эти потери могут быть связаны как с коронным разрядом с гребней капиллярных волн на поверхности жидкого слоя [1–2], так и с реализацией неустойчивости свободной поверхности жидкости [3–7]. Известно, что осесимметричная мода капиллярных волн на поверхности невозмущенной цилиндрической струи неустойчива уже в отсутствие заряда [3, 8]. Амплитуды таких волн неограниченно растут (с различной скоростью), и струя распадается на отдельные капли. Изгибная мода струи растет только при отличной от нуля плотности поверхностного заряда [3]. Конечно, в рассматриваемом случае, при наличии твердого стержня, говорить об изгибной неустойчивости можно только для бесконечно малых отклонений или имея в виду тенденцию.

В предлагаемой работе будет изучена устойчивость осесимметричных и изгибных капиллярных волн на поверхности слоя жидкости, покрывающей поддерживаемый при постоянном электрическом потенциале электропроводный твердый стержень, смачиваемый покрывающей его жидкостью.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Будем решать задачу об устойчивости капиллярных волн на цилиндрической заряженной поверхности бесконечной струи с радиусом R идеальной несжимаемой идеально проводящей

жидкости с плотностью ρ и коэффициентом поверхностного натяжения σ . Примем, что внутри струи помещен стержень с радиусом r_0 . Задачу будем рассматривать в системе координат, движущейся с несущей скоростью струи. В такой системе координат поле скоростей будет связано только с волновыми движениями свободной поверхности струи. Воспользуемся цилиндрической системой координат, ось Z которой совпадает с осью струи. Предположим, что заряд на поверхности струи обусловлен тем, что стержень внутри струи поддерживается при постоянном электрическом потенциале Φ_0 . В итоге это обеспечивает наличие в окружающем струю пространстве радиального электрического поля $\vec{E}_0(\vec{r}) \equiv -\nabla\Phi_0 \equiv E_0(\vec{r}) \cdot \vec{e}_r$ и появление заряда на свободной поверхности струи с плотностью $\chi_0 = \frac{1}{4\pi} \frac{d\Phi_0}{de_r}$, где \vec{e}_r – орт радиальной переменной в сферической системе координат.

Уравнение свободной поверхности струи, возмущенной капиллярным волновым движением бесконечно малой амплитуды, запишем в виде:

$$F(\vec{r}, t) \equiv r - R - \xi(\varphi, z, t) = 0,$$

где $\xi(z, \varphi, t)$ – возмущение поверхности струи: $|\xi(z, \varphi, t)/R| \ll 1$, представляющее собой суперпозицию большого количества капиллярных волн бесконечно малой амплитуды. «Бесконечно малая амплитуда» понимается в смысле предела применимости модели «сплошной среды». Такое волновое движение порождается уже тепловым

движением молекул [9] и имеет амплитуду $\sim \sqrt{\kappa T / \sigma}$, где κ – постоянная Больцмана; T – абсолютная температура. Для любых жидкостей от сжиженных газов до расплавленных металлов величина $\sqrt{\kappa T / \sigma}$, определяющая амплитуды таких волн, меньше ангстрема, поэтому для струй любых реальных радиусов соотношение $|\xi(z, \varphi, t) / R| \ll 1$ будет выполняться.

Решим поставленную задачу, полагая, что напряженность электрического поля $\vec{E}(\vec{r}, t)$ выражается через его потенциал $\Phi(\vec{r}, t)$ известным соотношением $\vec{E}|\vec{r}, t| = -\nabla\Phi(\vec{r}, t)$, а поле скоростей волнового течения жидкости в струе $\vec{U}(\vec{r}, t)$ выражается через гидродинамический потенциал $\psi(\vec{r}, t)$, как $\vec{U}(\vec{r}, t) = \nabla\psi(\vec{r}, t)$.

Все расчеты будем проводить в безразмерных переменных, в которых $\rho = R = \sigma = 1$, сохраняя за всеми безразмерными величинами прежние обозначения.

Математическая постановка задачи имеет вид [3]:

$$\begin{aligned} \frac{d\vec{U}(\vec{r}, t)}{dt} &= -\frac{1}{\rho} \nabla P(\vec{r}, t); \quad \Delta\psi(\vec{r}, t) = 0; \quad \Delta\Phi(\vec{r}, t) = 0; \\ r = r_0: \quad U_n &= (\vec{n}, \vec{U}) = U_r = 0; \\ r \rightarrow \infty: \quad \vec{E}(\vec{r}, t) &\rightarrow 0; \quad \nabla\Phi(\vec{r}, t) \rightarrow 0; \\ r = R + \xi(z, \varphi, t): \quad \frac{dF(\vec{r}, t)}{dt} &= 0; \\ F(\vec{r}, t) &\equiv r - R - \xi(z, \varphi, t); \\ P - P_0 + P_E - P_\sigma &= 0; \quad \Phi = \Phi_S; \end{aligned} \quad (1)$$

где Φ_S – постоянный вдоль поверхности струи потенциал, а $P_\sigma = \text{div} \vec{n}$ – капиллярное и $P_E = \vec{E}^2(\vec{r}, t) / 8\pi$ – электрическое давления на поверхность жидкого слоя; \vec{n} – единичный вектор внешней нормали к свободной поверхности жидкого слоя.

Линеаризуем задачу (1) по малой амплитуде осцилляций, как это делалось в [3, 8, 9]. Введение потенциала скорости позволяет нам проинтегрировать линеаризованное уравнение Эйлера и получить выражение для гидродинамического давления:

$$P(\vec{r}, t) = P_0 - \partial_t \psi(\vec{r}, t); \quad (2)$$

где P_0 – константа интегрирования; ∂_t означает производную по аргументу t .

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ И ВЫВОД ДИСПЕРСИОННОГО УРАВНЕНИЯ

Решение линеаризованной задачи определим в виде:

$$\begin{aligned} \xi(z, \varphi, t) &= \xi^{(1)}(z, \varphi, t) + O(\xi^{(2)}); \\ \psi(\vec{r}, t) &= \psi^{(1)}(\vec{r}, t) + O(\psi^{(2)}); \\ P(\vec{r}, t) &= P^{(0)}(\vec{r}) + P^{(1)}(\vec{r}, t) + O(P^{(2)}); \\ \Phi(\vec{r}, t) &= \Phi^{(0)}(\vec{r}) + \Phi^{(1)}(\vec{r}, t) + O(\Phi^{(2)}); \end{aligned} \quad (3)$$

где возмущение $\xi^{(1)}(z, \varphi, t)$, потенциалы $\psi^{(1)}(\vec{r}, t)$, $\Phi^{(1)}(\vec{r}, t)$ и давление $P^{(1)}(\vec{r}, t)$ имеют в указанных безразмерных переменных один порядок малости; $\Phi^{(0)}(\vec{r})$ – значение потенциала в окрестности невозмущенной поверхности струи, а $\Phi^{(1)}(\vec{r}, t)$ – добавка, связанная с возмущением свободной поверхности.

В нулевом порядке малости получим равновесное состояние слоя жидкости на твердом стержне и электрический потенциал вокруг невозмущенной поверхности струи:

$$P_\sigma^{(0)} = 1; \quad P_E^{(0)} = 2\pi\chi_0^2; \quad \Phi^{(0)}(r) = \Phi_S - 4\pi\chi_0 \ln r. \quad (4)$$

В первом порядке малости искомые функции примут вид:

$$\begin{aligned} \xi^{(1)}(z, \varphi, t) &= a(t) \cdot \cos(m\varphi) \cdot \exp(ikz) + \text{к.с.}; \\ \Phi^{(1)}(\vec{r}, t) &= A(t) \cdot K_m(kr) \cdot \cos(m\varphi) \cdot \exp(ikz) + \text{к.с.}; \\ \psi^{(1)}(\vec{r}, t) &= B(t) \cdot \left(\frac{I_m(kr)}{I'_m(kr_0)} - \frac{K_m(kr)}{K'_m(kr_0)} \right) \cdot \cos(m\varphi) \cdot \exp(ikz) + \text{к.с.}; \end{aligned} \quad (5)$$

где $I_m(z)$ и $K_m(z)$ – модифицированные цилиндрические функции Бесселя первого и второго рода порядка m [10]. Аббревиатура «к.с.» означает слагаемые, комплексно сопряженные к выписанным. Здесь и далее штрих у функции означает производную по аргументу.

Легко показать [3], что в первом порядке малости единичный вектор нормали \vec{n} и давления $P_\sigma^{(1)}(\vec{r}, t)$, $P_E^{(1)}(\vec{r}, t)$ определяется выражениями:

$$r = 1: \quad \vec{n}(\vec{r}, t) \approx \frac{\nabla F}{|\nabla F|} \approx \vec{e}_r - \partial_z \xi \cdot \vec{e}_z - \frac{1}{r} \partial_\varphi \xi \cdot \vec{e}_\varphi.$$

$$\begin{aligned} P_\sigma(\vec{r}, t) &\approx 1 - \xi(z, \varphi, t) - \partial_{\varphi\varphi} \xi(z, \varphi, t) - \partial_{zz} \xi(z, \varphi, t); \\ P_E(\vec{r}, t) &\approx \frac{1}{8\pi} \left((\nabla\Phi^{(0)})^2 + \xi(z, \varphi, t) \cdot \partial_r (\nabla\Phi^{(0)})^2 + 2(\nabla\Phi^{(0)})(\nabla\Phi^{(1)}) \right). \end{aligned} \quad (6)$$

Динамическое граничное условие в первом порядке малости принимает вид:

$$\begin{aligned} -\partial_t \psi(\vec{r}, t) - P_E^{(1)} + \xi(z, \varphi, t) + \\ + \partial_{\varphi\varphi} \xi(z, \varphi, t) + \partial_{zz} \xi(z, \varphi, t) = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

Подставляя (4)–(5) в (6), а результат в (7), получим эволюционное уравнение для амплитуды волн $a(t)$ в виде:

$$\frac{I_m(k)K'_m(kr_0) - K_m(k)I'_m(kr_0)}{kI'_m(k)K'_m(kr_0) - kK'_m(k)I'_m(kr_0)}\alpha''(t) + \left(-1 + m^2 + k^2 + 4\pi\chi^2 \left(1 + \frac{kK'_m(k)}{K_m(k)}\right)\right)\alpha(t) = 0.$$

Принимая, что амплитуды волн зависят от времени по закону

$$\alpha(t) = a \exp(\pm i\omega t),$$

найдем дисперсионное уравнение задачи:

$$\omega^2 = \left(-1 + m^2 + k^2 + w \left(1 + \frac{kK'_m(k)}{K_m(k)}\right)\right) \frac{kI'_m(k)K'_m(kr_0) - kK'_m(k)I'_m(kr_0)}{I_m(k)K'_m(kr_0) - K_m(k)I'_m(kr_0)},$$

$$w \equiv 4\pi\chi^2; \quad (8)$$

где ω – частота волн.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

На рис. 1а приведены зависимости квадрата частоты ω^2 для осесимметричной моды ($m = 0$) колебаний свободной поверхности струи от безразмерного волнового числа k при разных значениях радиуса стержня r_0 и полевого параметре $w = 0,4$. Из этого рисунка видно, что изменение r_0 не сказывается на ширине диапазона неустойчивых длин волн. Также видно, что при уменьшении толщины жидкого слоя частота его осцилляций уменьшается во всем диапазоне реализации волнового движения.

На рис. 1б приведены зависимости квадрата частоты осесимметричной моды от безразмерного волнового числа k при фиксированном радиусе r_0 и различных значениях полевого параметра w . Из рисунка видно, что увеличение полевого параметра расширяет область неустойчивости в сторону больших значений волновых чисел.

Расчеты показывают, что для изгибных волн ($m = 1$) вышеприведенные зависимости качественно аналогичны.

На рис. 2а изображены зависимости безразмерного инкремента осесимметричной моды ($m = 0$) от безразмерного волнового числа при фиксированном полевого параметре w и разных значениях радиуса стержня r_0 . Видно, что диапазон неустойчивых волн не зависит от радиуса стержня, а величина инкремента зависит от толщины жидкого слоя, уменьшаясь с его утоньшением.

На рис. 2б изображены зависимости инкремента нарастания неустойчивости осесимметричной моды от волнового числа k при фиксированном радиусе стержня и различных значениях полевого параметра w . Видно, что ширина диа-

пазона неустойчивых волн с ростом полевого параметра увеличивается.

На рис. 2в изображены зависимости инкремента нарастания неустойчивости нулевой (осесимметричной) моды от радиуса стержня r_0 при различных значениях полевого параметра w . Из рисунка следует, что наличие стержня является стабилизирующим фактором, так как увеличение его радиуса снижает значение инкремента неустойчивости. Полевой параметр играет роль дестабилизирующего фактора: его увеличение приводит к увеличению значения инкремента.

На рис. 2г представлена зависимость «длины не распавшейся части струи» от радиуса стержня r_0 при разных значениях полевого параметра w . Сам термин «длина не распавшейся части струи» введен в [8, см. с. 633]. В контексте данного исследования речь идет не о распаде струи на независимые капли, но о разбиении сплошной поверхности цилиндрической струи на отдельные капельки, нанизанные на сплошной стержень (как бусины). Но имея в виду физическую картину распада, оставим термин [8].

Распад струи определяется волной с наибольшим инкрементом нарастания неустойчивости γ_{\max} . За характерное время $\sim 1/\gamma_{\max}$ амплитуда неустойчивой волны увеличивается в e раз. Поэтому длину не распавшейся части струи можно оценить по порядку величины как $L \sim u_0/\gamma_{\max}$, где u_0 – несущая скорость струи (~ 1 м/сек). Из представленного графика видно, что увеличение полевого параметра приводит к уменьшению длины не распавшейся части струи.

На рис. 2д представлена зависимость волнового числа с максимальным инкрементом от радиуса стержня при разных значениях полевого параметра $m = 0$: тонкая линия: $w = 0$; штриховая линия: $w = 0,025$; толстая линия: $w = 0,05$, w – полевой параметр. Видно, что с ростом радиуса стержня и полевого параметра волновое число наиболее неустойчивой моды незначительно увеличивается.

На рис. 3а изображены зависимости инкремента нарастания неустойчивости изгибной моды ($m = 1$) от волнового числа k при фиксированном значении волнового параметра и различных значениях радиуса r_0 . Видно, что увеличение радиуса стержня уменьшает значение инкремента.

На рис. 3б изображены зависимости инкремента нарастания неустойчивости изгибной моды от волнового числа k при фиксированном радиусе r_0 и различных значениях полевого параметра w . Увеличение полевого параметра увеличивает значение инкремента.

На рис. 3в изображены зависимости максимального инкремента изгибной моды от радиуса

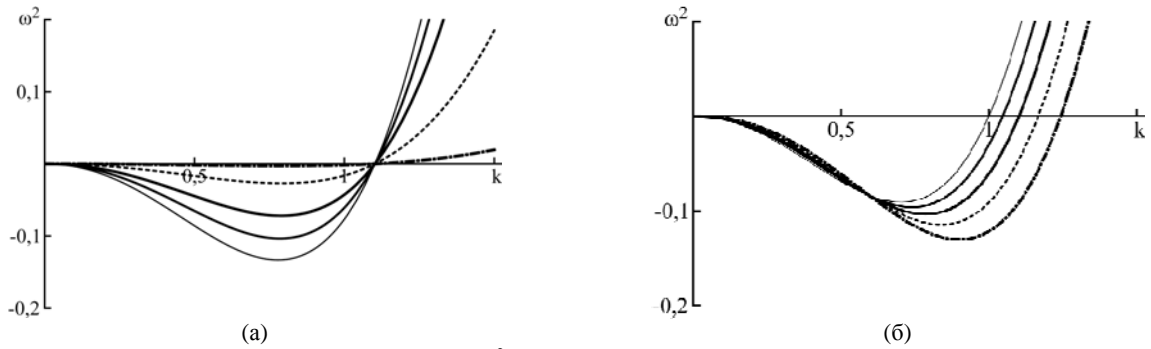


Рис. 1. Зависимость квадрата безразмерной частоты ω^2 для осесимметричной моды ($m = 0$) колебаний свободной поверхности струи от безразмерного волнового числа k при разных значениях радиуса стержня r_0 и полевом параметре $w = 0,4$. (Тонкая линия: $r_0 = 0$; линия средней толщины: $r_0 = 0,5$; толстая линия: $r_0 = 0,7$; штриховая линия: $r_0 = 0,9$; штрихпунктирная линия: $r_0 = 0,99$) – (а); зависимость квадрата частоты осесимметричной моды от безразмерного волнового числа k при фиксированном радиусе r_0 и различных значениях полевого параметра w . (Тонкая линия: $w = 0$; линия средней толщины: $w = 0,2$; толстая линия: $w = 0,4$; штриховая линия: $w = 0,6$; штрихпунктирная линия: $w = 0,8$) – (б).

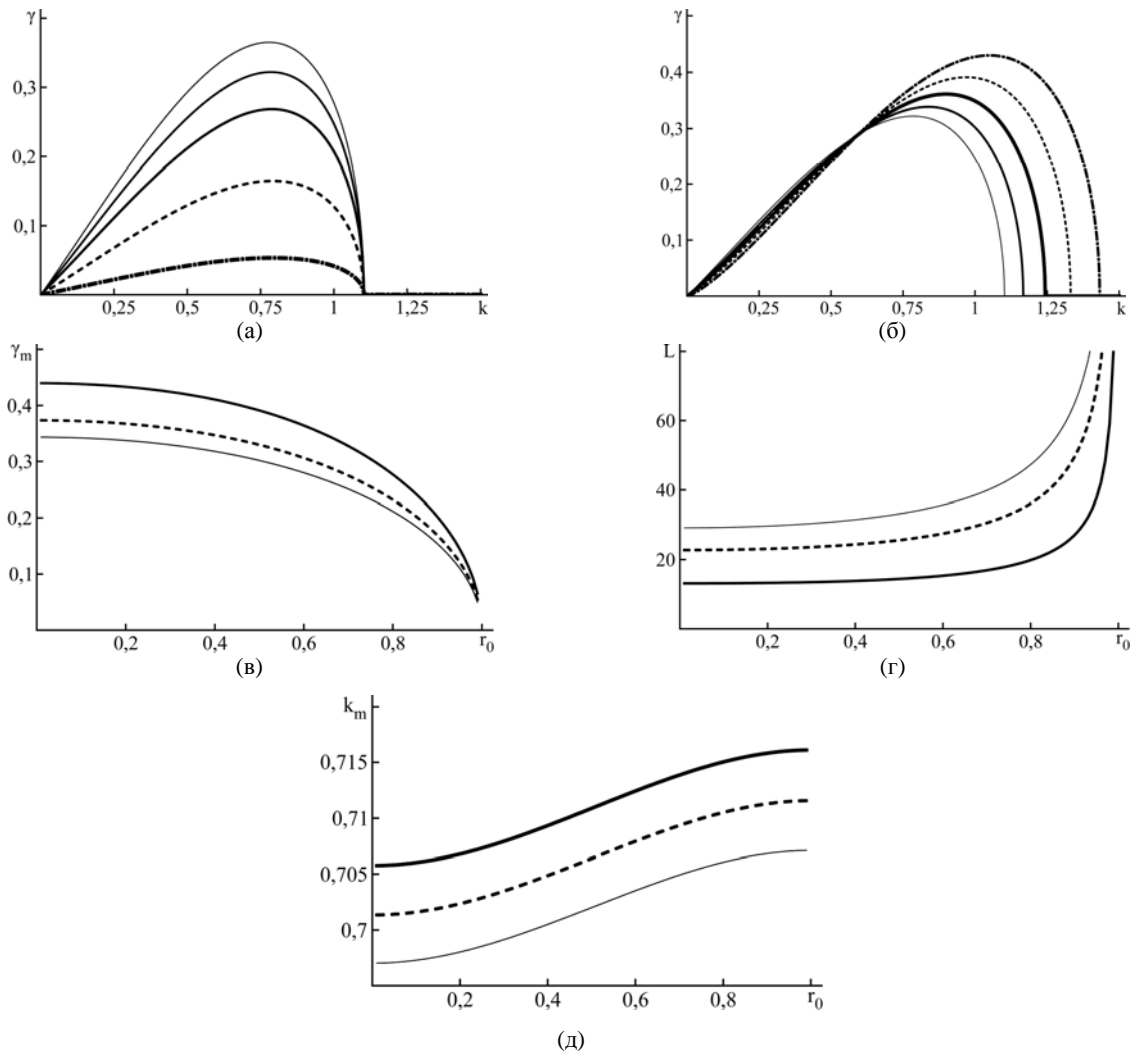


Рис. 2. Зависимость безразмерного инкремента осесимметричной моды ($m = 0$) от безразмерного волнового числа при фиксированном полевом параметре w и разных значениях радиуса стержня r_0 . (Тонкая линия: $r_0 = 0$; линия средней толщины: $r_0 = 0,5$; толстая линия: $r_0 = 0,7$; штриховая линия: $r_0 = 0,9$; штрихпунктирная линия: $r_0 = 0,99$) – (а); зависимость инкремента нарастания неустойчивости осесимметричной моды от волнового числа k при $r_0 = 0,5$ и различных значениях полевого параметра w . (Тонкая линия: $w = 0,4$; линия средней толщины: $w = 0,6$; толстая линия: $w = 0,8$; штриховая линия: $w = 1$; штрихпунктирная линия: $w = 1,2$) – (б); зависимость инкремента нарастания γ_m наиболее неустойчивой волны осесимметричной моды от радиуса стержня r_0 при различных значениях полевого параметра w . (Тонкая линия: $w = 0$; штриховая линия: $w = 0,5$; толстая линия: $w = 1$) – (в); зависимость длины не распавшейся части струи от радиуса стержня r_0 при разных значениях полевого параметра w . (Тонкая линия: $w = 0$; штриховая линия: $w = 0,5$; толстая линия: $w = 1$) – (г); зависимость волнового числа с максимальным инкрементом k_m для осесимметричной моды от радиуса стержня при разных значениях полевого параметра. (Тонкая линия: $w = 0$; штриховая линия: $w = 0,025$; толстая линия: $w = 0,05$) – (д).

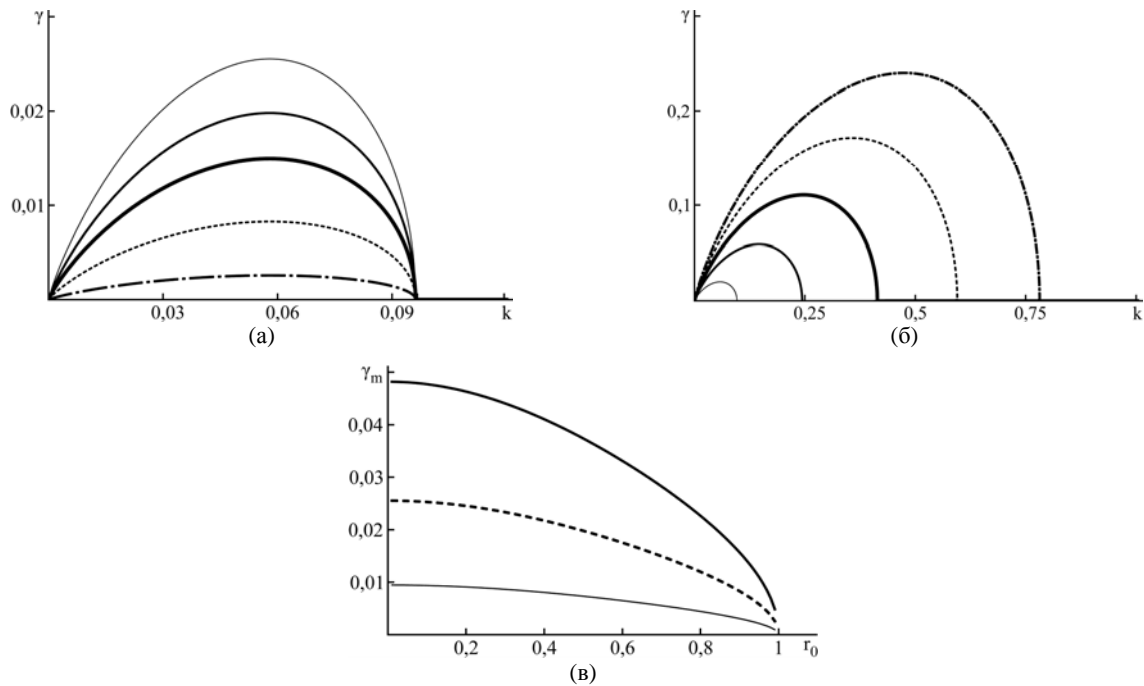


Рис. 3. Зависимость инкремента изгибной моды ($m = 1$) от волнового числа k при $w = 0,4$ и различных значениях радиуса r_0 . (Тонкая линия: $r_0 = 0$; линия средней толщины: $r_0 = 0,5$; толстая линия: $r_0 = 0,7$; штриховая линия: $r_0 = 0,9$; штрихпунктирная линия: $r_0 = 0,99$) – (а); зависимость инкремента изгибной моды от волнового числа k при $r_0 = 0,5$ и различных значениях полевого параметра. (Тонкая линия: $w = 0,4$; линия средней толщины: $w = 0,6$; толстая линия: $w = 0,8$; штриховая линия: $w = 1$; штрихпунктирная линия: $w = 1,2$) – (б); зависимость максимального инкремента изгибной моды от радиуса стержня при различных значениях полевого параметра. (Тонкая линия: $w = 0,3$; штриховая линия: $w = 0,4$; толстая линия: $w = 0,5$) – (в).

стержня r_0 при различных значениях полевого параметра w . Видно, что увеличение полевого параметра приводит к росту значения инкремента.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В линейных по безразмерной амплитуде капиллярных волн расчетах показано, что изменение радиуса провода (твердого сердечника) не влияет на диапазон значений неустойчивых волновых чисел. Наличие твердого стержня оказывает стабилизирующее влияние на капиллярные волны: уменьшается инкремент неустойчивости для осесимметричных волн, то есть неустойчивость развивается медленнее. Частоты устойчивых осесимметричной и изгибной моды уменьшаются. Наличие радиального электрического поля является дестабилизирующим фактором. С ростом напряженности электрического поля расширяется диапазон неустойчивых волновых чисел, а значения инкрементов увеличиваются. Наличие стержня снижает дестабилизирующее влияние радиального электрического поля, но не компенсирует его полностью. Влияние твердого стержня становится заметным лишь при значениях его радиуса не меньше половины радиуса струи.

Работа выполнена при поддержке грантов РФФИ № 14-01-00170-а и 14-08-00240-а.

ЛИТЕРАТУРА

1. Климов А.В., Григорьев А.И. *ЖТФ*. 2010, **80**(5), 80–87.
2. Григорьев А.И., Коромыслов В.А., Ширяева С.О. *ЭОМ*. 2010, **46**(2), 41–49.

3. Ширяева С.О., Григорьев А.И. *Спонтанный распад струй*. Ярославль: Изд. ЯрГУ, 2012. 204 с.
4. Jaworek A., Krupa A. *J Aerosol Sci.* 1999, **30**(7), 873–893.
5. Cloupeau M., Prunet Foch B. *J Electrostatics*. 1990, **25**, 165–184.
6. Jaworek A., Krupa A. *J Aerosol Sci.* 1999, **30**(7), 873–893.
7. Kim O.V., Dunn P.F. *Langmuir*. 2010, **26**, 15807–15813.
8. Левич В.Г. *Физико-химическая гидродинамика*. М: Физматгиз, 1959. 699 с.
9. Френкель Я.И. *ЖЭТФ*. 1936, **6**(4), 348–350.
10. Абрамовиц М., Стиган И. *Справочник по специальным функциям*. М.: Наука, 1979. 830 с.

Поступила 16.03.15
После доработки 28.07.15

Summary

Analytically, in a linear approach on the dimensionless amplitude of oscillation, the dispersion equation for capillary waves is obtained on the charged liquid layer surfaces on a conductive cylindrical firm bar of the final thickness. It is shown that the firm core has the stabilization effect on capillary waves and reduces the destabilizing influence of a radial electric field. The influence of a core becomes essential only at the values of the radius, comparable with a outer radius of the cover. The higher the density of a superficial charge, the wider the range of unstable wave numbers, and the higher the values of the instability increase increments.

Keywords: cylindrical jet, ideal liquid, surface density of charge, liquid layer, firm core.

Униполярная модель электрического ветра, вызванного положительным коронным разрядом

* А. В. Самусенко, Ю. Ф. Сафронова, Ю. К. Стишков

Научно-образовательный центр «Электрофизика» физического факультета
Санкт-Петербургского государственного университета,
ул. Ульяновская, 1, Старый Петергоф, г. Санкт-Петербург, 198504, Россия,
*e-mail: andreys2004v@yandex.ru

Представлена модель положительной короны в униполярном приближении при наличии граничного условия на скорости изменения потока ионов из чехла коронного разряда. Результаты моделирования сравниваются, с одной стороны, с экспериментальными измерениями поля скоростей электрического ветра PIV-методом, с другой – с более точным, но и более ресурсоемким дрейфово-диффузионным приближением. Униполярная модель показала соответствие с экспериментом и дрейфово-диффузионной моделью для скоростей во всей исследуемой области, кроме узкой зоны вблизи иглы и на оси симметрии системы электродов.

Ключевые слова: коронный разряд, электрический ветер, униполярное приближение, дрейфово-диффузионное приближение, компьютерное моделирование.

УДК 537.523.3

ВВЕДЕНИЕ

Электрический ветер – течение газа, сопровождающее коронный разряд [1]. Течение электрического ветра направлено от коронирующего электрода и имеет обычно вид тонкой интенсивной струи. Практическое использование электрического ветра весьма обширно: от систем воздушного охлаждения [2–5] до создания летательных аппаратов [6–7], управления аэродинамикой крыльев и других объектов [8–13]. Также электрический ветер может играть существенную роль в системах очистки от органических загрязнений с помощью коронного разряда [14].

Компьютерное моделирование электрического ветра расширяет возможности анализа экспериментальных данных, может быть полезным при конструировании новых технических устройств на его основе. В основном компьютерное моделирование проводится в так называемом униполярном приближении [15], поскольку более полные системы уравнений (например, дрейфово-диффузионное приближение [16]) требуют значительных вычислительных ресурсов. В рамках униполярного приближения встает вопрос о выборе условия на поверхности коронирующего электрода, описывающего чехол коронного разряда. Традиционно это условие выбирается на основании эмпирически установленных закономерностей [15]. В [17] предложено граничное условие, выведенное из системы уравнений в дрейфово-диффузионном приближении. Показано, что применение данного граничного условия позволяет добиться хорошего соответствия экспериментальной и расчетной вольт-амперной характеристик, а также поля скоростей электрического ветра. Однако вывод

условия осуществлен для коронного разряда отрицательной полярности, в частности, оно содержит коэффициент вторичной ионно-электронной эмиссии. При положительной полярности высоковольтного электрода в чехле короны нет ионно-электронной эмиссии, поэтому встает вопрос о возможности введения подобного условия для случая положительной полярности.

ВЫБОР ГРАНИЧНОГО УСЛОВИЯ НА КОРонирующем ЭЛЕКТРОДЕ ПОЛОЖИТЕЛЬНОЙ ПОЛЯРНОСТИ

В [17] показано, что в случае короны отрицательной полярности система уравнений дрейфово-диффузионного приближения внутри чехла коронного разряда сводится к соотношению:

$$\frac{\partial j_e}{\partial t} = j_e \frac{\gamma e^M - 1}{\tau},$$

где $\tau = \int_0^b \frac{ds}{\mu_+ E(s)}$, $M = \int_0^b \alpha(E(s)) ds$, (1)

где j_e – поток электронов из чехла коронного разряда во внешнюю зону; M – число ионизационных столкновений; τ – время пролета положительного иона от границы чехла коронного разряда до коронирующего электрода; $\alpha(E)$ – зависимость коэффициента ионизации от напряженности электрического поля; γ – коэффициент вторичной ионно-электронной эмиссии; μ_+ – подвижность положительных ионов. Интегрирование ведется вдоль силовой линии электрического поля (рис. 1) от коронирующего электрода ($s = 0$) до границы чехла коронного разряда ($s = b$). Формально граница чехла коронного разряда определяется условием $\alpha = 0$.



Рис. 1. Интегрирование вдоль силовой линии электрического поля; s – координата вдоль силовой линии; a – координата вдоль поверхности коронирующего электрода, параметризующая силовые линии.

При этом подразумевается выполнение следующих условий: 1) подвижность электронов гораздо больше подвижности ионов; 2) напряженность электрического поля в области чехла неизменна во времени (однако может быть неоднородно распределена в пространстве); 3) диффузионными и конвективными потоками заряженных частиц можно пренебречь по сравнению с миграционным потоком.

Хотя условие (1) дает поток электронов на границе чехла коронного разряда и внешней зоны, в модели оно задается на поверхность коронирующего электрода. Такое упрощение возможно благодаря тому, что толщина чехла мала (порядка 0,1 мм) [16].

В случае отрицательной полярности электроны возникают на катоде в результате ионно-электронной эмиссии, лавинообразно размножаются в чехле и выходят во внешнюю зону, постепенно прилипая к молекулам кислорода с образованием отрицательных ионов (рис. 2).

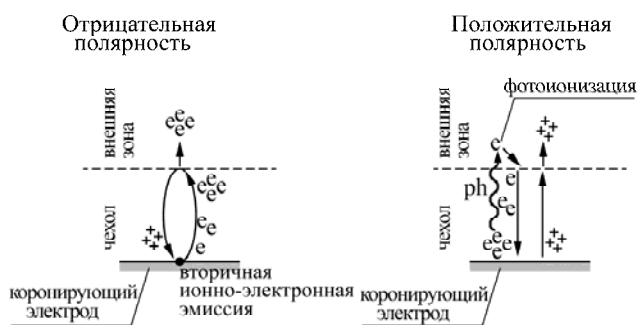


Рис. 2. Различие в устройстве чехла коронного разряда при отрицательной и положительной полярности коронирующего электрода.

В случае положительной полярности направление движения заряженных частиц противоположное – электроны образуются в небольшой окрестности чехла за счет фотоионизации [18], втягиваются в чехол, лавинообразно размножаются и поглощаются высоковольтным электродом (рис. 2). Во внешнюю зону в этом случае

направлен поток положительных ионов из чехла короны.

Уравнения дрейфово-диффузионного приближения применимы в равной степени к чехлу положительной и отрицательной короны. Однако если в случае отрицательной короны вторичным процессом воспроизводства электронов, обеспечивающим замыкание цикла лавины, является ионно-электронная эмиссия, описываемая граничным условием на поверхности электрода, в случае положительной короны – это фотоионизация, распределенная в объеме. Вследствие этого при строгом рассмотрении условие (1) для отрицательной короны нельзя отнести к случаю положительной короны.

Для положительной короны характерно распределение источников электронов, схематично представленное на рис. 3: ударная ионизация доминирует в чехле коронного разряда, причем распределена она очень неоднородно, с резко выраженным максимумом у поверхности электрода. Фотоионизация распределена более плавно; в чехле разряда фотоионизацией можно пренебречь по сравнению с ударной ионизацией.

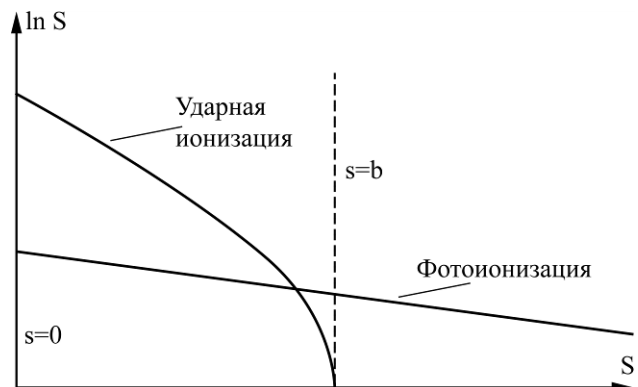


Рис. 3. Характерное распределение источников образования электронов, S – ударной ионизации и фотоионизации в чехле коронного разряда и внешней зоны.

Рассмотрим уравнение, описывающее распределение концентрации ионизирующих фотонов n_{ph} [20]:

$$-\Delta n_{ph} = -k^2 n_{ph} + \frac{gk}{c} v_{ion}(E) n_e; \quad (2)$$

где $k = 4,5 \cdot 10^3 \text{ м}^{-1}$ – коэффициент поглощения ионизирующего излучения; c – скорость света; g – безразмерный коэффициент эффективности фотоионизации; $v_{ion}(E)$ – частота ударной ионизации; n_e – концентрация электронов. Физический смысл коэффициента g – отношение числа возникающих ионизирующих фотонов к количеству ударных ионизаций. В приближении тонкого чехла оператор Лапласа в (2) можно заменить на вторую производную по s . Концентрация электронов в чехле разряда быстро возрастает по направлению их движения, поэтому основной

вклад в выработку ионизирующих фотонов за счет своей подавляющей концентрации производят электроны, расположенные вблизи поверхности электрода. Поэтому для концентрации электронов используем приближенное представление:

$$n_e(s, t) = n_{e,0}(t) \exp[-\alpha(E_0)s], \quad (3)$$

где E_0 – напряженность на поверхности электрода; $n_{e,0}(t) = n_e(0, t)$ – концентрация электронов на поверхности электрода. Выразим частоту ионизации $\nu_{ion}(E)$ через коэффициент ионизации $\alpha(E)$: $\nu_{ion}(E) = \alpha(E)\mu_e E$, μ_e – подвижность электронов. С учетом этого (2) записывается следующим образом:

$$-\frac{\partial^2 n_{ph}}{\partial s^2} = -k^2 n_{ph} + \frac{gk}{c} \alpha(E) \mu_e E n_{e,0}(t) \exp[-\alpha(E_0)s]. \quad (4)$$

Решение уравнения (4) получим с помощью функции Грина для одномерного уравнения Гельмгольца:

$$n_{ph}(s, t) = \int_0^s ds_1 \frac{g}{2c} \alpha(E) \mu_e E n_{e,0}(t) e^{-\alpha(E_0)s_1} e^{-k(s-s_1)}. \quad (5)$$

Проведем интегрирование, считая, что $\alpha(E) \approx \alpha(E_0)$, $E \approx E_0$:

$$n_{ph}(s, t) = \frac{g}{2c} \frac{\alpha(E_0)}{\alpha(E_0) - k} \mu_e E_0 n_{e,0}(t) e^{-ks}. \quad (6)$$

Используя представление о концентрации фотонов (6), найдем поток затравочных электронов, поступающий в чехол коронного разряда $j_e(b, t)$:

$$j_e(b, t) = \int_b^\infty kcn_{ph}(s, t) ds = \frac{g}{2} \frac{\alpha(E_0)}{\alpha(E_0) - k} \mu_e E_0 n_{e,0}(t) e^{-kb}. \quad (7)$$

Учитывая, что поток электронов на поверхности коронирующего электрода $j_{e,0}(t) = n_{e,0}(t)\mu_e E$, перепишем (7) как:

$$j_e(b, t) = \frac{g}{2} \frac{\alpha(E_0)}{\alpha(E_0) - k} e^{-kb} j_{e,0}(t). \quad (8)$$

Таким образом, благодаря наличию ионизирующего излучения имеется пропорциональная связь между потоком затравочных электронов, входящих в чехол коронного разряда $j_e(b, t)$, и потоком электронов у поверхности коронирующего электрода $j_{e,0}(t)$. Безразмерный коэффициент пропорциональности обозначим ψ :

$$\psi = \frac{g}{2} \frac{\alpha(E_0)}{\alpha(E_0) - k} e^{-kb}. \quad (9)$$

Определим порядок величины коэффициента ψ . На поверхности коронирующего электрода $\alpha \sim 10^4 \text{ м}^{-1}$ (данное значение соответствует напряженности 50 кВ/см), $k = 4,5 \cdot 10^3 \text{ м}^{-1}$, так что отношение $\alpha(E_0)/[\alpha(E_0) - k] \sim 1$. Характерный поперечный размер чехла короны $b \sim 10^{-4} \text{ м}$, поэтому $\exp(-kb) \sim 1$. Характерное значение $g \sim 10^{-4}$, по данным [20]. Таким образом, $\psi \sim 10^{-4}$.

Воспользуемся результатом интегрирования уравнения переноса для электронов в чехле коронного разряда, выполненного в [22]:

$$j_e(s, t) = j_e\left(b, t - \int_s^b \frac{ds'}{\mu_e E(s')}\right) \exp\left[\int_s^b ds' \alpha(E(s'))\right] \exp\left[-\int_s^b ds' \operatorname{div} \vec{e}_s\right], \quad (10)$$

где \vec{e}_s – единичный вектор, направленный вдоль силовой линии электрического поля. Для $s = 0$, учитывая (8)–(10), получаем:

$$j_e(0, t) = \psi j_e\left(0, t - \int_0^b \frac{ds'}{\mu_e E(s')}\right) \exp\left[\int_0^b ds' \alpha(E(s'))\right] \exp\left[-\int_0^b ds' \operatorname{div} \vec{e}_s\right]. \quad (11)$$

Последний множитель в (11) определяется распределением напряженности в чехле коронного разряда. В случае, если толщина чехла много меньше радиуса закругления электрода, этот множитель стремится к единице.

Введем безразмерный коэффициент χ :

$$\chi = \psi \exp\left[-\int_0^{s_1} ds' \operatorname{div} \vec{e}_s\right]. \quad (12)$$

Коэффициент χ характеризует интенсивность образования затравочных электронов за счет фотоионизации. По аналогии с [22] применим в (11) разложение в ряд Тейлора для случая медленного изменения тока:

$$j_e\left(0, t - \int_0^b \frac{ds'}{\mu_e E(s')}\right) \approx j_e(0, t) - \frac{\partial j_e}{\partial t}(0, t) \int_0^b \frac{ds'}{\mu_e E(s')}.$$

Отсюда получаем:

$$\frac{\partial j_e(0, t)}{\partial t} = j_e(0, t) \frac{\chi e^M - 1}{\tau},$$

где $\tau = \chi e^M \int_0^b \frac{ds}{\mu_e E(s)}$, $M = \int_0^b \alpha(E(s)) ds$. (13)

Соотношение (13) аналогично соотношению (1) для отрицательной короны, причем коэффициент χ играет роль, аналогичную коэффициенту вторичной эмиссии γ .

Следует отметить, что, в отличие от коэффициента вторичной эмиссии, коэффициент χ зави-

сит от геометрии системы электродов. Однако, поскольку роль этой величины в уравнении аналогична роли коэффициента вторичной эмиссии, результаты решения мало чувствительны к погрешности в его определении [18]. Можно ожидать, что для расчетов с удовлетворительной точностью достаточно знать порядок величины этого коэффициента (соответствующая оценка приведена выше).

По закону сохранения заряда полное число образовавшихся в результате ионизации электронов равно числу ионов, так что уравнение (13) в равной мере применимо и к потоку положительных ионов, исходящих из чехла коронного разряда.

Система уравнений униполярной модели (14) содержит уравнение Пуассона (14.1) для электрического потенциала ϕ , уравнение Нернста-Планка (14.2) – для положительных ионов, уравнения Навье-Стокса (14.3–4) – для воздуха:

$$\Delta\phi = -\frac{en_+}{\epsilon_0}; \quad (\vec{E} = -\nabla\phi); \quad (14.1)$$

$$\frac{\partial n_+}{\partial t} + \text{div}[-D_+ \nabla n_+ + \mu_+ n_+ \vec{E}] = 0; \quad (14.2)$$

$$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + (\vec{V} \cdot \nabla) \vec{V} = -\frac{\nabla p}{\rho} + \frac{\eta}{\rho} \Delta \vec{V} + \frac{en_+}{\rho} \vec{E}; \quad (14.3)$$

$$\text{div} \vec{V} = 0, \quad (14.4)$$

где e – заряд электрона; ϵ_0 – диэлектрическая постоянная; n_+ , D_+ , μ_+ – концентрация, коэффициент диффузии и подвижность положительных ионов соответственно; \vec{V} – скорость воздуха; p – давление воздуха; η – динамическая вязкость воздуха; ρ – плотность воздуха.

Далее униполярная модель, использующая условие (13) для потока положительных ионов, сопоставляется с моделью, выполненной в дрейфово-диффузионном приближении, а также с результатами эксперимента.

МОДЕЛЬ В ДРЕЙФОВО-ДИФFUЗИОННОМ ПРИБЛИЖЕНИИ

Система уравнений дрейфово-диффузионного приближения (15) позволяет описать и внешнюю зону, и чехол коронного разряда [16, 18, 19]:

$$\Delta\phi = -\frac{e}{\epsilon_0}(n_+ - n_e - n_-); \quad (\vec{E} = -\nabla\phi); \quad (15.1)$$

$$\frac{\partial n_e}{\partial t} + \text{div}[-D_e \nabla n_e - \mu_e n_e \vec{E}] = v_{in}(E)n_e - v_{an}(E)n_e + kn_{ph}; \quad (15.2)$$

$$\frac{\partial n_+}{\partial t} + \text{div}[-D_+ \nabla n_+ + \mu_+ n_+ \vec{E}] = v_{in}(E)n_e + kn_{ph}; \quad (15.3)$$

$$\frac{\partial n_-}{\partial t} + \text{div}[-D_- \nabla n_- - \mu_- n_- \vec{E}] = v_{an}(E)n_e; \quad (15.4)$$

$$-\Delta n_{ph} = \frac{gk}{c} v_{in}(E)n_e - k^2 n_{ph}; \quad (15.5)$$

$$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + (\vec{V} \cdot \nabla) \vec{V} = -\frac{\nabla p}{\rho} + \frac{\eta}{\rho} \Delta \vec{V} + \frac{e}{\rho}(n_+ - n_e - n_-) \vec{E}; \quad (15.6)$$

$$\text{div} \vec{V} = 0. \quad (15.7)$$

В системе рассматриваются электроны, положительные и отрицательные ионы, фотоны (n_e , n_+ , n_- , n_{ph}), учитываются процессы ударной ионизации и фотоионизации, процессы прилипания электронов к молекулам с частотой прилипания v_{an} . Здесь используются обозначения из (2) и (14).

По сравнению с упрощенной униполярной моделью расчет в дрейфово-диффузионном приближении требует существенно больших ресурсов, поэтому этот расчет был проведен в ограниченном диапазоне напряжения – до 8 кВ. Граничные условия для упрощенной и полной моделей представлены в таблице.

СИСТЕМА ЭЛЕКТРОДОВ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДАННЫЕ

Была выбрана система электродов игла-тор, которая обладает рядом преимуществ: простой осевой симметрией, беспрепятственным прохождением электрического ветра через электрод-тор. Подробное описание эксперимента приведено в [21]. На рис. 4 показаны расположение электродов и используемая система координат. Ось симметрии S проходит через иглу A . К игле, размеры которой показаны на рис. 4, прикладывалось постоянное положительное напряжение $0 \div 16$ кВ. Расстояние между иглой и центром тора « T » составляло 24 мм, радиус образующей окружности (сечения) тора – 4 мм, расстояние от оси вращения до центра образующей окружности – 20 мм. На расстоянии 130 мм от иглы по оси z находилась проводящая пластина. Тор и пластина заземлены.

В ходе эксперимента измерялась вольт-амперная характеристика (ВАХ) системы (рис. 5). ВАХ хорошо аппроксимируется квадратичной зависимостью вида $I = k[U(U - U_0)]$, напряжение зажигания U_0 равно $(5,8 \pm 0,2)$ кВ.

Поля скоростей измерялись с помощью PIV-метода на установке Flow Master (La Vision). В состав установки входит двухимпульсный Nd-YAG лазер с линией возбуждения в видимом диапазоне 532 нм, временем вспышки 4 нс, энергией вспышки около 50 мДж. Оптический нож толщиной 0,5 мм проходил вдоль оси симметрии системы электродов. Исследуемая область представляла собой прямоугольник около иглы размером (14×12) мм. Изображение этой области регистрировалось камерой Image proX, обработка данных производилась с помощью адаптивного алгоритма в программе DaVis. Для фиксированных значений напряжения проводилось несколько измерений, затем результаты усреднялись по серии.

На рис. 6 представлен контурный график скорости воздуха при напряжении на игле 8,0 кВ

Граничные условия для численного моделирования

		A	G, T	E	S
\vec{V}			$\vec{V} = 0$		$(\vec{V} \cdot \vec{e}_r) = 0$
φ		$\varphi = +U$	$\varphi = 0$	$(\vec{E} \cdot \vec{n}) = 0$	$(\vec{E} \cdot \vec{e}_r) = 0$
M (simp.)		–	$M = 0$	–	–
n_+	comp.	$(\vec{j}_+ \cdot \vec{n}) = 0$	$(\vec{j}_+ \cdot \vec{e}_r) = 0$	$(\vec{j}_+ \cdot \vec{n}) = 0$	$(\vec{j}_+ \cdot \vec{e}_r) = 0$
	simp.	$\frac{\partial j_+}{\partial t} = \frac{\chi e^M - 1}{\tau} j_+$			
n_e (comp.)		–	$(\vec{j}_e \cdot \vec{n}) = 0$		$(\vec{j}_e \cdot \vec{e}_r) = 0$
n_- (comp.)		–	$(\vec{j}_- \cdot \vec{n}) = 0$		$(\vec{j}_- \cdot \vec{e}_r) = 0$
n_{ph} (comp.)			$\frac{\partial n_{ph}}{\partial n} = 0$		$\frac{\partial n_{ph}}{\partial r} = 0$

Примечание. Индексы границ соответствуют рис. 4: A – высоковольтный электрод-игла; T – заземленный электрод-тор; S – ось симметрии; G – заземленный электрод-плоскость; E – диэлектрическая стенка. simp. – упрощенная модель в униполярном приближении; comp. – полная модель в дрейфово-диффузионном приближении.

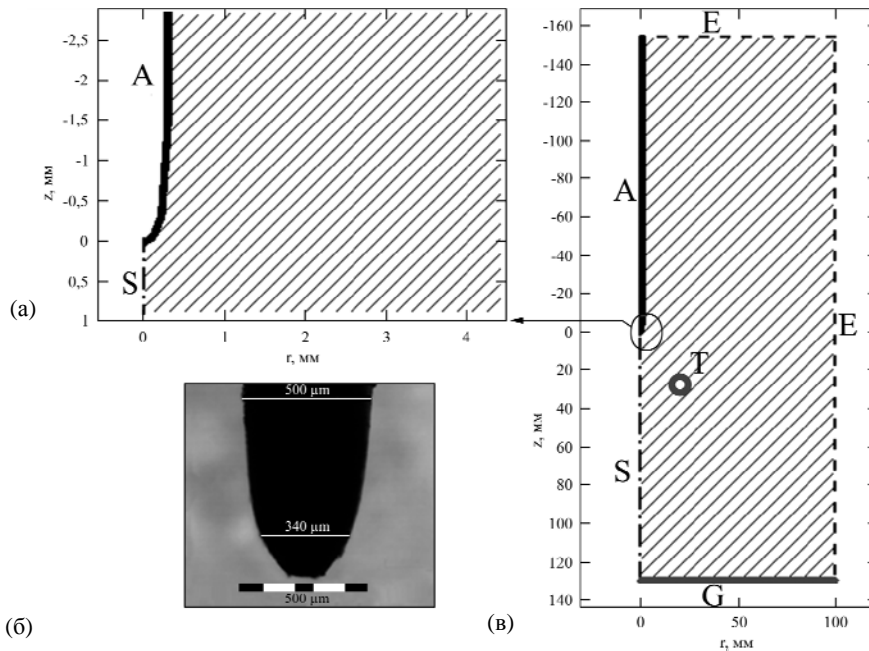


Рис. 4. (а), (в) Геометрия системы электродов: A – активный (высоковольтный) электрод-игла; S – ось симметрии; G – заземленный электрод-плоскость; T – заземленный электрод-тор; E – внешняя стенка. (б) Фотография оконечности иглы.

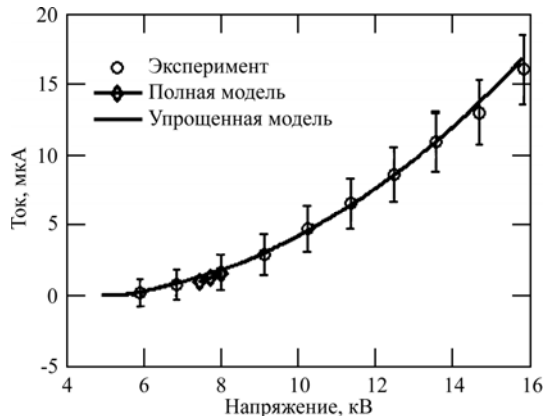


Рис. 5. Вольт-амперные характеристики системы: экспериментальная и полученные при моделировании в дрейфово-диффузионном (complete model) и униполярном (simplified model) приближениях.

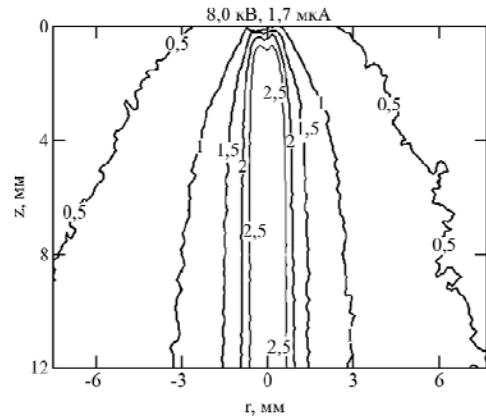


Рис. 6. Результаты эксперимента. Контурный график скорости (м/с) при $U = 8,0$ кВ ($I = 1,7$ мкА).

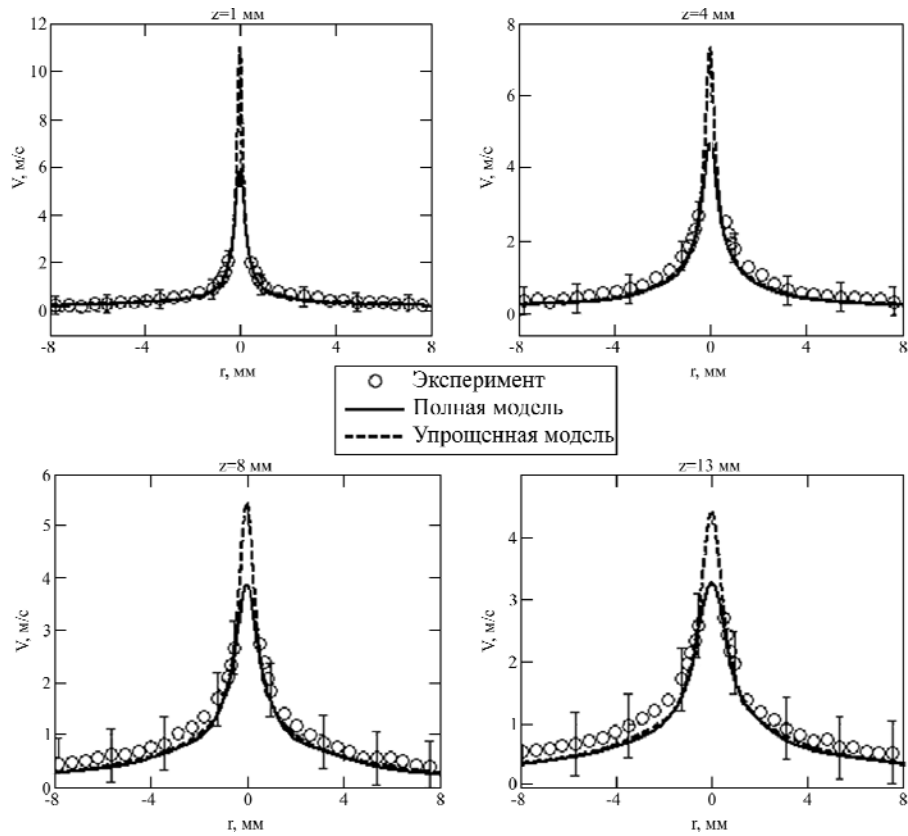


Рис. 7. Радиальные распределения скорости воздуха для $U = 8,0$ кВ ($I = 1,7$ мкА) на разном расстоянии z от иглы: эксперимент, дрейфово-диффузионное (complete model) и униполярное приближения (simplified model).

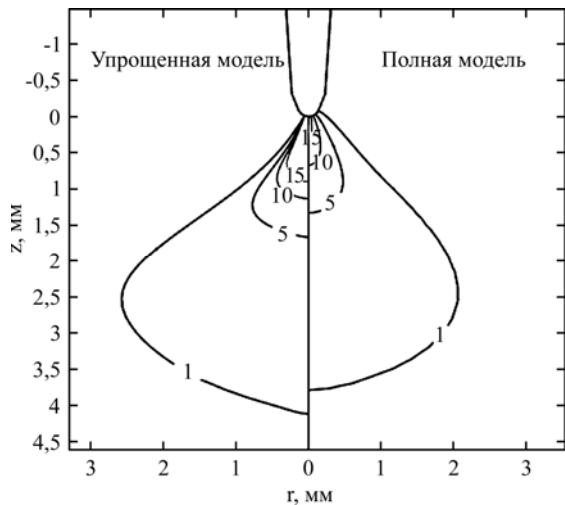


Рис. 8. Контурные графики суммарного объемного заряда (мКл/м^3) для двух моделей: дрейфово-диффузионное (complete model) и униполярное приближения (simplified model) при $U = 8,0$ кВ ($I = 1,7$ мкА).

(ток 1,7 мкА) для исследуемой области. Игла находится в начале координат, $r = 0$ – ось симметрии системы электродов.

Ускорение воздуха происходит на расстоянии 1 мм от оконечности иглы. Течение представляет собой узкую, шириной несколько миллиметров струю, направленную вдоль оси z в сторону заземленного электрода.

Для положительной короны визуализирующие частицы вблизи иглы не попадают в центр струи, что не позволяет измерить скорости на расстоянии $r \leq 0,5$ мм. Основную ошибку в

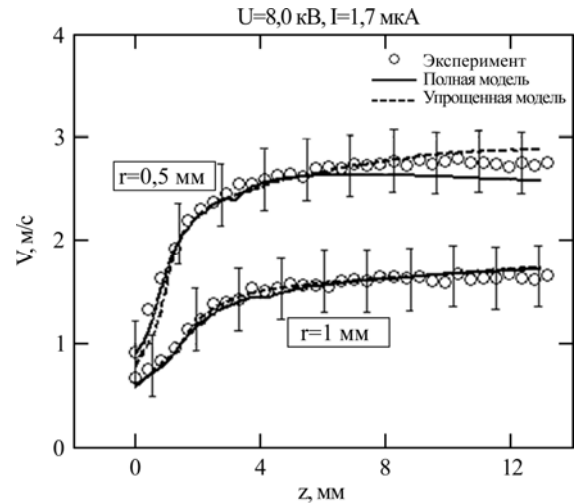


Рис. 9. Распределение скорости по оси z для $U = 8,0$ кВ ($I = 1,7$ мкА): эксперимент, дрейфово-диффузионное (complete model) и униполярное приближения (simplified model).

экспериментальные данные вносит нестабильность течения вследствие случайных факторов, а также то, что ось течения выходит из плоскости наблюдения.

СОПОСТАВЛЕНИЕ МОДЕЛИРОВАНИЯ И ЭКСПЕРИМЕНТА

На рис. 5 показаны вольт-амперные характеристики (ВАХ), полученные в ходе эксперимента и с помощью моделирования для двух приближений. Для модели в дрейфово-диффузионном

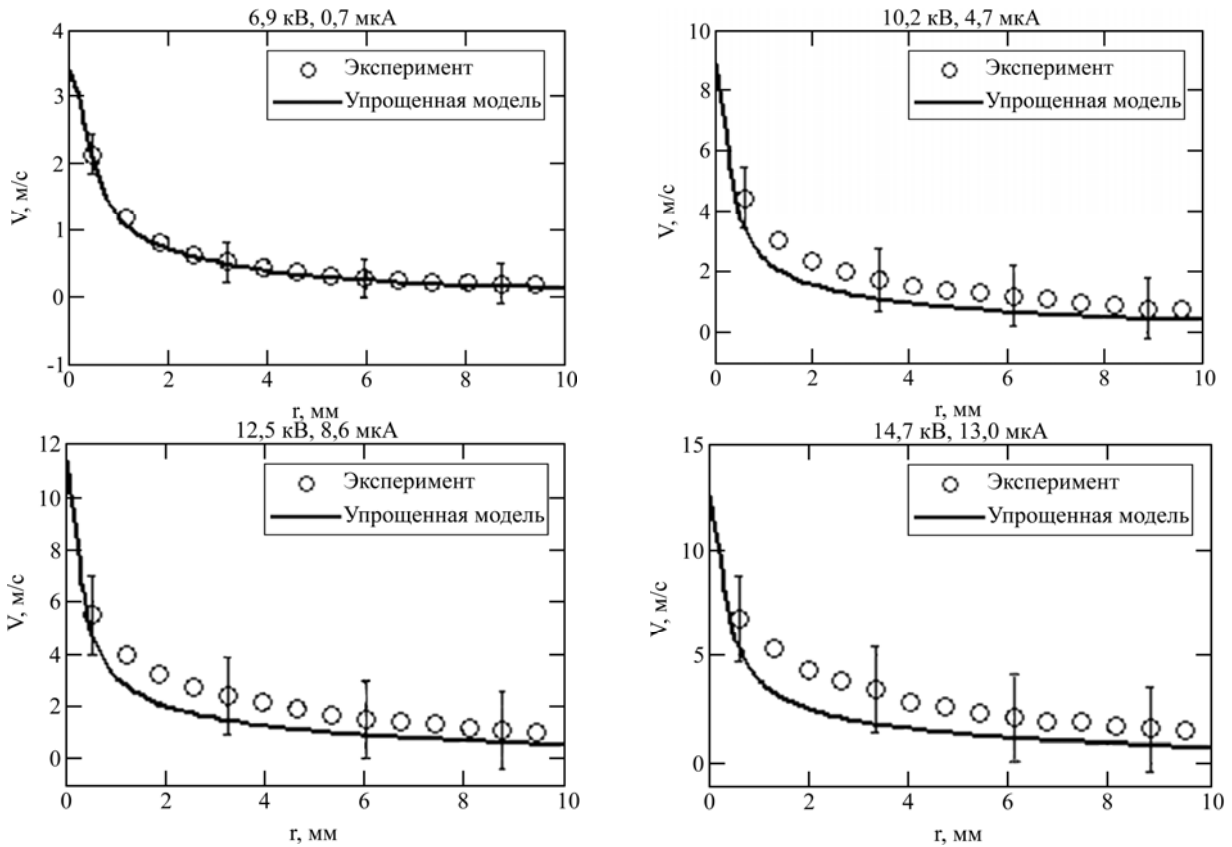


Рис. 10. Радиальные распределения скорости для разных напряжений при $z = 8$ мм: эксперимент и униполярное приближение (simplified model).

приближении (полная модель) ВАХ была рассчитана для напряжений $7,5 \div 8$ кВ, для униполярной модели (упрощенная модель) – для всего рассматриваемого диапазона напряжений $0 \div 16$ кВ. Известно, что ВАХ коронного разряда определяется процессами переноса заряда и ионизации, поэтому выбором в униполярной модели величины подвижности ионов и коэффициента фотоионизации можно добиться хорошего совпадения модельной и экспериментальной ВАХ. Подвижность положительных ионов в модели задавалась равной $1,8 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/(\text{В} \cdot \text{с})$, $\chi = 2 \cdot 10^{-5}$. Эти значения входят в диапазон обычно используемых в литературе [1, 18]; коэффициент χ оказался близок к оценке, сделанной выше: $\chi \sim 10^{-4}$.

Сравнение экспериментального и полученного с помощью моделирования радиального распределения модуля скорости для напряжения 8,0 кВ (1,7 мкА) показано на рис. 7. Разные графики соответствуют разным расстояниям z от иглы. Эксперимент и моделирование совпадают в пределах погрешности. Результаты двух моделей совпадают с большой точностью везде, кроме области шириной 1 мм вблизи оси. Большие значения скорости вблизи иглы в униполярной модели вызваны переоценкой величины объемной силы в уравнении Навье-Стокса (14.3), которая определяется объемным зарядом.

В униполярном приближении область ионизации коронного разряда, которая для рассматриваемой геометрии и напряжения занимает примерно 0,3 мм, заменяется граничным условием на поверхности иглы. Такое упрощение не учитывает наличие электронов в чехле короны, поэтому униполярная модель завышает значения объемного заряда вблизи иглы. На рис. 8 изображена игла и сопоставлены контурные графики суммарного объемного заряда для двух моделей: справа – модель в дрейфово-диффузионном приближении, слева – униполярная модель.

Как видно из рис. 8, чем дальше от оконечности иглы, тем точнее соответствие полной и упрощенной моделей. Видно, что линии одного уровня для униполярной модели вытянуты сильнее. Для наглядности на рисунке изображены только четыре линии уровня заряда. Величина заряда около иглы для модели в дрейфово-диффузионном приближении достигает $0,02 \text{ Кл/м}^3$, в то время как для модели в униполярном приближении эта величина больше на порядок – $0,83 \text{ Кл/м}^3$.

Поскольку сравнение с экспериментальными данными на оси симметрии не корректно, на рис. 9 приводятся графики скорости вдоль оси z на некотором расстоянии от оси $r = 0,5$ мм и $r = 1$ мм.

На рис. 10 показаны экспериментальные и полученные в униполярной модели профили скорости для разных значений напряжения, расстояние от иглы $z = 8$ мм. Как и следовало ожидать, с увеличением напряжения скорость воздуха растет. Модель хорошо согласуется с экспериментом, однако при увеличении скорости из-за неустойчивости течения возрастает погрешность измерения.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты компьютерного моделирования электрического ветра в оригинальной униполярной модели с граничным условием на скорость изменения потока ионов из чехла коронного разряда сопоставлены с результатами экспериментального исследования электрического ветра в системе электродов игла-тор и результатами моделирования в дрейфово-диффузионном приближении. Сравнение показало, что использование подобного граничного условия для положительной короны имеет право на существование. Униполярная модель описывает основные особенности электрического ветра. Расчетные и экспериментальные вольт-амперные характеристики находятся в соответствии с моделью. Распределения скоростей электрического ветра в системе игла-тор за пределами центральной области основной струи в обеих моделях находятся в удовлетворительном соответствии с экспериментом. Распределения скоростей в полной и униполярной моделях находятся в соответствии, за исключением центральной ($r < 0,5$ мм) области струи, где скорость в униполярной модели до 1,5–2 раз выше, чем в полной модели.

Исследование выполнено с использованием оборудования ресурсных центров «Геомодель» и «Вычислительный центр» Санкт-Петербургского государственного университета.

ЛИТЕРАТУРА

1. Верецагин И.П. *Коронный разряд в аппаратах электронно-ионной технологии*. М.: Энергоатомиздат, 1985. 160 с.
2. Yang F., Jewell-Larsen N.E., Brown D.L., Pendergrass K., et al. *Proceedings of the XIII th International Symposium on High Voltage Engineering*. Netherlands, Dceft (Electrical Engineering/High Voltage Technology & Management Delft University of Technology, Netherlands). 2003. P. 155–155.
3. Go D.B., Garimella S.V., Fisher T.S., Mongia R.K. *J Appl Phys*. 2007, **102**(5), 053302. Doi: 10.1063/1.2776164.
4. Chen I.Y., Guo M.-Z., Yang K.-S., Wang C.-C. *Int J Heat Mass Tran*. 2013, **57**, 285–291.

5. Ongkodjojo A., Abramson A.R., Tien N.C. *J Heat Transr*. 2014, **136**, 061703. Doi: 10.1115/1.4026807.
6. Siswanto W.A., Ngui K. *Aust J Basic Appl Sci*. 2011, **5**(9), 1433–1438.
7. Ianconescu R., Sohar D., Mudrik M. *J Electrostat*. 2011, **69**(6), 512–521.
8. Léger L., Moreau E., Artana G., Touchard G. *J Electrostat*. 2001, **51–52**, 300–306.
9. Ватажин А.Б., Лихтер В.А., Улыбышев К.Е. *Известия РАН. Механика жидкости и газа*. 2012, (2), 78–86;
10. El-Khabiry S., Colver G. *Phys Fluids*. 1997, **9**, 587–599.
11. Colver G., El-Khabiry S. *IEEE Transactions on Industry Applications*. 1999, **35**, 387–394.
12. Vilela Mendes R., Dente J.A. *J Fluid Eng*. 1998, **120**, 626–629.
13. Takeuchi N., Takubo K. *Proceedings of the International Symposium on Electrohydrodynamics*. Japan, Okinawa (Oita University). 2014. P. 1–4.
14. Adamiak K. *J Electrostat*. 2013, **71**, 673–680.
15. Zubkov T.N., Samusenko A.V., Stishkov Y.K. *Surf Eng Appl Electrochem*. 2013, **49**(6), 474–479.
16. Samusenko A., Stishkov Y., Zhidkova P. *IJ PEST*. 2015, **9**(1), 24–28.
17. Zhidkova P.S., Samusenko A.V. *Surf Eng Appl Electrochem*. 2016, **52**(4), 370–379.
18. Райзер Ю.П. *Физика газового разряда*. Долгопрудный: Интеллект, 2009. 736 с.
19. Самусенко А.В., Стишков Ю.К. *Электрофизические процессы в газах при воздействии сильных электрических полей: учебно-методическое пособие*. СПб: ВВМ, 2012. 649 с.
20. Luque A., Ebert U., Montijn C., Hundsdorfer W. *Appl Phys Lett*. 2007, **90**, 081501.
21. Ashikhmin I., Stishkov Y.K., Yakovlev V. *IJ PEST*. 2015, **9**(1), 13–17.

Поступила 14.07.15

После доработки 25.08.15

Summary

A simplified computer model of the positive corona discharge is presented. Unipolar approximation is used. A constraint on the ions flux variation rate is used as a boundary condition on a high voltage electrode. The results of simulation for the point-torus electrodes system are compared with those of the ionic wind experimental investigation by the PIV-method as well as with those of a more complete drift-diffusion approximation. The considered unipolar model was found to be in a good correspondence with the experimental data and the drift-diffusion model in the entire the air volume except a narrow zone near the point tip and that in a vicinity of the symmetry axis.

Keywords: corona discharge, ionic wind, unipolar approximation, drift-diffusion approximation, computer simulation.

Новые доказательства существования явления фазообразования электроосаждаемых металлов через стадию жидкого состояния. Часть 2

О. Б. Гирин

*Украинский государственный химико-технологический университет,
пр. Гагарина, 8, г. Днепропетровск, 49005, Украина, e-mail: girin@ua.fm*

Обсуждается явление фазообразования электроосаждаемых металлов через стадию жидкого состояния. С целью дальнейшей проверки существования указанного явления выполнен комплекс экспериментов по выявлению предсказанных особенностей структуры металлов, подвергнутых в процессе электроосаждения внешнему силовому воздействию незначительной величины. Во второй части работы представлены результаты структурных исследований металлов, электроосажденных при влиянии внешней силы, направленной перпендикулярно фронту кристаллизации. Установлено измельчение внутрикристаллической структуры и морфологии поверхности металлов, электроосаждаемых при незначительном внешнем силовом воздействии перпендикулярно фронту кристаллизации. Полученные экспериментальные результаты доказывают существование явления фазообразования электроосаждаемых металлов через стадию жидкого состояния.

Ключевые слова: фазообразование, электроосаждаемый металл, жидкое состояние, внешняя сила, внутрикристаллическая структура, морфология поверхности.

УДК 669.268

ВВЕДЕНИЕ

В первой части работы выполнены эксперименты по выявлению структурных особенностей металлов, подвергнутых в процессе электроосаждения внешнему силовому воздействию незначительной величины параллельно фронту кристаллизации. Было установлено, что под действием незначительной внешней силы, направленной параллельно фронту кристаллизации, происходят формирование анизотропной конфигурации осадков электроосаждаемых металлов, уменьшение шероховатости и сглаживание морфологии их поверхности. Полученные экспериментальные результаты явились одним из доказательств существования явления фазообразования электроосаждаемых металлов через стадию жидкого состояния, обнаруженного нами ранее [1–6].

Интересно было выявить изменение характеристик структуры электроосаждаемых металлов при влиянии внешней силы перпендикулярно фронту кристаллизации. Этот интерес обусловлен тем, что ранее было установлено, что силовое воздействие незначительной величины перпендикулярно фронту кристаллизации приводило к подавлению или усилению кристаллографической текстуры в электроосаждаемых металлах в зависимости от направления внешней силы относительно оси текстуры [7]. Поскольку для изменения текстуры в металлах, находящихся в твердом состоянии, требуются значительные внешние усилия [8], то обнаруженный эффект не

может быть объяснен иначе как наличием промежуточной жидкой фазы электроосаждаемого металла, затвердевающей при температуре осаждения.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДОКАЗАТЕЛЬСТВА СУЩЕСТВОВАНИЯ ЯВЛЕНИЯ

Идея эксперимента

Известно, что при воздействии на металл, затвердевающий из жидкого состояния, внешней силой перпендикулярно фронту кристаллизации (так называемое литье под давлением) его структура значительно измельчается [9–11]. Поэтому если воздействовать на электроосаждаемый металл внешней силой незначительной величины перпендикулярно фронту кристаллизации, то в случае справедливости обсуждаемого явления следует ожидать измельчения как внутрикристаллической структуры металла, так и зеренных агрегатов, формирующих его морфологию поверхности.

По этой причине доказательством существования обсуждаемого явления будет измельчение внутрикристаллической структуры и морфологии поверхности металла, электроосаждаемого при незначительном внешнем силовом влиянии перпендикулярно фронту кристаллизации.

Материалы и методы исследования

Учитывая, что предполагаемые эффекты должны проявиться при незначительных значе-

ниях внешней силы, в качестве последней использовали центробежную силу, как и в предыдущих экспериментах (см. часть 1). Значение перегрузки изменяли ступенчато от 1 до 1256 g, что соответствовало угловой скорости ротора от 0 до 3000 об/мин. С целью реализации вышеизложенной идеи разработали и изготовили электрохимические ячейки, в которых полностью была исключена возможность движения электролита относительно катода в процессе электроосаждения металла (рис. 1).

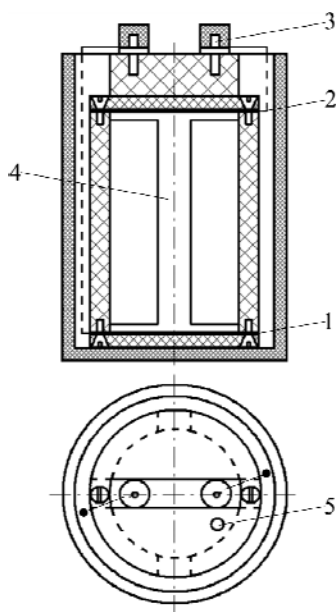


Рис. 1. Схема электрохимической ячейки: 1 — катод; 2 — анод; 3 — токоподвод; 4 — ребро жесткости; 5 — отверстие для заправки ячейки электролитом.

При работе центрифуги ячейки вращались вместе с ротором, находясь в горизонтальном положении. Катод закрепляли на дне ячейки перпендикулярно ее оси (рис. 1), поэтому при вращении ячейки он располагался перпендикулярно радиусу ротора. Так как центробежная сила при вращении всегда направлена по радиусу ротора от центра окружности, то при таком расположении катода обеспечивалось силовое воздействие на электроосаждаемый металл перпендикулярно фронту кристаллизации. Расстояние от оси вращения центрифуги до поверхности катода в электрохимической ячейке (то есть радиус вращения) составляло $12,5 \cdot 10^{-2}$ м, а расстояние между электродами — $5 \cdot 10^{-2}$ м.

Чтобы исключить влияние водорода на структуру осадков, образующихся в поле центробежной силы, исследования проводили на электроосаждаемых образцах меди и никеля при выходе металла по току 99,5–100% (таблица).

Толщина осадков электроосажденных металлов составляла 10 мкм. Чтобы избежать уменьшения концентрации ионов металла в электролитах в течение электроосаждения, использовали

растворимые аноды. Для предотвращения питтингообразования при длительном электроосаждении никеля в электролит добавляли лаурилсульфат натрия в количестве 0,1 г/л. В качестве катода использовали тонкие пластины никеля (при осаждении меди) и меди (в случае осаждения никеля).

Внутрикристаллическую структуру электроосажденных металлов оценивали по величине субзерен (или блоков мозаики). Выбор этой характеристики структуры обусловлен тем, что субзерна металлов представляют собой области зерен с идеальной кристаллической решеткой, то есть области зерен, в пределах которых атомные плоскости параллельны. Поэтому малейшее измельчение структуры металла проявляется прежде всего в уменьшении величины его субзерен.

Предварительными экспериментами установили, что кристаллографическая текстура меди и никеля, электроосажденных при исследуемых режимах, описывается аксиальными ориентировками [110] и [210]+[221] соответственно [7]. Учитывая эффект структурной неоднородности текстурованных электроосажденных металлов [12–14], использовали величины субзерен, относящихся к беспорядочному (или хаотичному) компоненту текстуры.

Дифрактометрический анализ проводили, используя способ [15], на модернизированном рентгеновском аппарате ДРОН-3 в Cu-K_α излучении ($U = 30$ кВ, $I = 20$ мА). Величину субзерен беспорядочно ориентированных кристаллитов определяли путем анализа дифракционной картины, полученной при рентгено съемке образца, установленного в держателе гониометра осью текстуры перпендикулярно его оси [15]. При этом использовали метод аппроксимации формы дифракционных максимумов двух порядков отражения от плоскости (111). Эталон служили спрессованные до монолитного состояния и отожженные порошки меди или никеля, в которых отсутствовали эффекты текстуры и экстинкции.

Морфологию поверхности осадков электроосажденных металлов изучали методом сканирующей электронной микроскопии (РЭМ-106И) с использованием режима формирования изображения во вторичных электронах.

Результаты эксперимента и их обсуждение

В результате выполненных исследований установили измельчение структуры металлов, электроосаждаемых при влиянии внешней силы незначительной величины перпендикулярно фронту кристаллизации. Так, из рис. 2 видно, что с увеличением перегрузки от 1 до 1256 g интен-

Состав электролитов и режимы осаждения металлов

Металл	Состав электролита, г/л	Температура электролита, °С	Плотность тока, А/дм ²	Выход металла по току, %
Cu	CuSO ₄ ·5H ₂ O – 250 H ₂ SO ₄ – 50	25	1	100
Ni	NiSO ₄ ·7H ₂ O – 330 NiCl ₂ ·6H ₂ O – 50 H ₃ BO ₃ – 35 C ₁₁ H ₂₃ COONa – 0,1	25	1	99,5

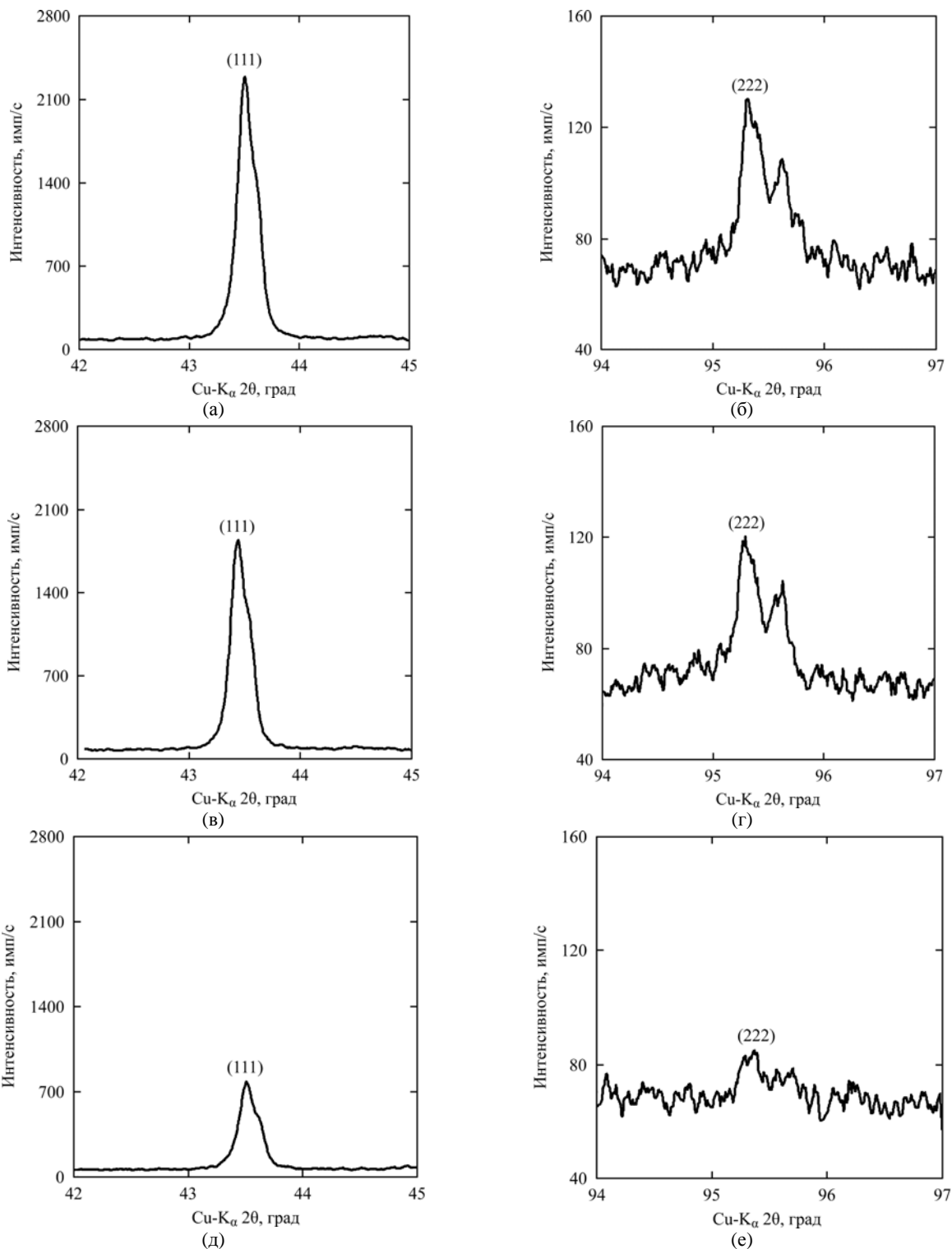


Рис. 2. Кривые распределения интенсивности в дифракционных рентгеновских максимумах (111) – (а, в, д) и (222) – (б, г, е) медных осадков, электроосажденных при внешнем силовом воздействии перпендикулярно фронту кристаллизации с перегрузкой 1 г (а, б) – исходное состояние, 35 г (в, г) и 1256 г (д, е).

сивность дифракционных рентгеновских максимумов (111) и (222) электроосаждаемой меди значительно снижалась, а их уширение – увеличивалось. При этом существенное снижение интенсивности и увеличение ширины максимумов наблюдалось уже при минимально используемом значении перегрузки (35 g) (рис. 2в и г), что соответствовало угловой скорости ротора всего 500 об/мин. Дальнейший рост перегрузки вплоть до 1256 g (3000 об/мин) также приводил к ослаблению интенсивности и уширению рентгеновских максимумов (рис. 2д и е).

Количественная оценка дисперсности субзерен медных осадков показала существенное уменьшение их величины (от 388 до 246 нм) при увеличении перегрузки с 1 до 35 g. Последующее увеличение перегрузки до 1256 g также сопровождалось дальнейшим измельчением структуры (до 93 нм).

Измельчение внутрикристаллической структуры меди, электроосаждаемой при внешнем силовом влиянии, полностью коррелировало с изменением ее морфологии поверхности (рис. 3). Так, если в исходном состоянии, то есть при 1 g, морфология поверхности меди характеризовалась гранными формами и средний размер зеренных агрегатов составлял примерно 10 мкм (рис. 3а), то незначительное силовое воздействие (35 g) на формирующийся медный электроосадок приводило к измельчению поверхностных образований примерно на порядок величины и приобретению ими признаков сферической формы (рис. 3б). Последующее увеличение перегрузки до максимального значения (1256 g) сопровождалось дальнейшим измельчением структуры и возникновением сильнодеформированных бесформенных поверхностных образований (рис. 3в).

Аналогичное изменение структуры с увеличением перегрузки при внешнем силовом воздействии наблюдалось и для электроосажденного никеля. Действительно, как следует из рис. 4, рост значений внешней силы, направленной перпендикулярно фронту кристаллизации, приводил к измельчению морфологии поверхности никелевых электроосадков. Причем наиболее существенное уменьшение размеров поверхностных образований зафиксировано при силовом влиянии с минимальной используемой перегрузкой, равной всего 35 g (рис. 4б). Дальнейшее же увеличение значений внешнего воздействия (вплоть до перегрузки 1256 g) сопровождалось незначительным измельчением зеренных агрегатов (рис. 4в).

Особенности в морфологии поверхности никелевых электроосадков, полученных при внешнем силовом влиянии перпендикулярно фронту

кристаллизации, подтверждаются экспериментальными данными по изучению их внутрикристаллической структуры. Как свидетельствует рис. 5, рост величины внешней силы приводил как к уширению дифракционных рентгеновских максимумов (111) и (222) электроосажденного никеля, так и к снижению их интенсивности. Причем эффекты уширения и ослабления рентгеновских максимумов отчетливо проявлялись уже при наименьшей применяемой перегрузке (35 g).

Как показали экспериментальные данные, наибольшее измельчение внутрикристаллической структуры никелевых осадков (с 96 до 67 нм) наблюдалось с увеличением перегрузки с 1 до 35 g. Дальнейшее же увеличение перегрузки вплоть до 1256 g также сопровождалось измельчением структуры, однако уменьшение величины субзерен при этом не превышало 20%.

Следует отметить, что полученные результаты соответствуют экспериментальным данным работ [16, 17], в которых наблюдали измельчение внутрикристаллической структуры [16] и морфологии поверхности [17] электроосаждаемых никелевых осадков с увеличением перегрузки при действии центробежной силы перпендикулярно фронту кристаллизации. В работе [17] формирование мелкозернистой структуры никеля, электроосаждаемого при действии центробежной силы, объяснялось усилением транспорта ионов к поверхности катода, в результате чего увеличивалась скорость зародышеобразования. Однако этот механизм измельчения структуры электроосаждаемых металлов представляется маловероятным, поскольку воздействие центробежной силы на ион металла, находящийся в электролите, пренебрежимо мало из-за ничтожной массы иона.

Предположим, что структура металла измельчается в процессе электроосаждения под действием внешней силы без участия промежуточной жидкой фазы. Тогда оценим значение внешнего силового воздействия, необходимого для измельчения структуры электроосаждаемого металла, находящегося в твердом состоянии. Известно, что для измельчения структуры твердого металлического материала требуются значительные внешние усилия, способные обеспечить возникновение в нем напряжения сжатия, достаточного для протекания пластической деформации. Напряжение, необходимое для начала пластической деформации материала, оценивается как предел текучести [18]. Согласно данным [19], предел текучести меди составляет 62 МПа и никеля – 83 МПа.

Определим величину напряжения сжатия σ , приводящего к измельчению структуры металла,

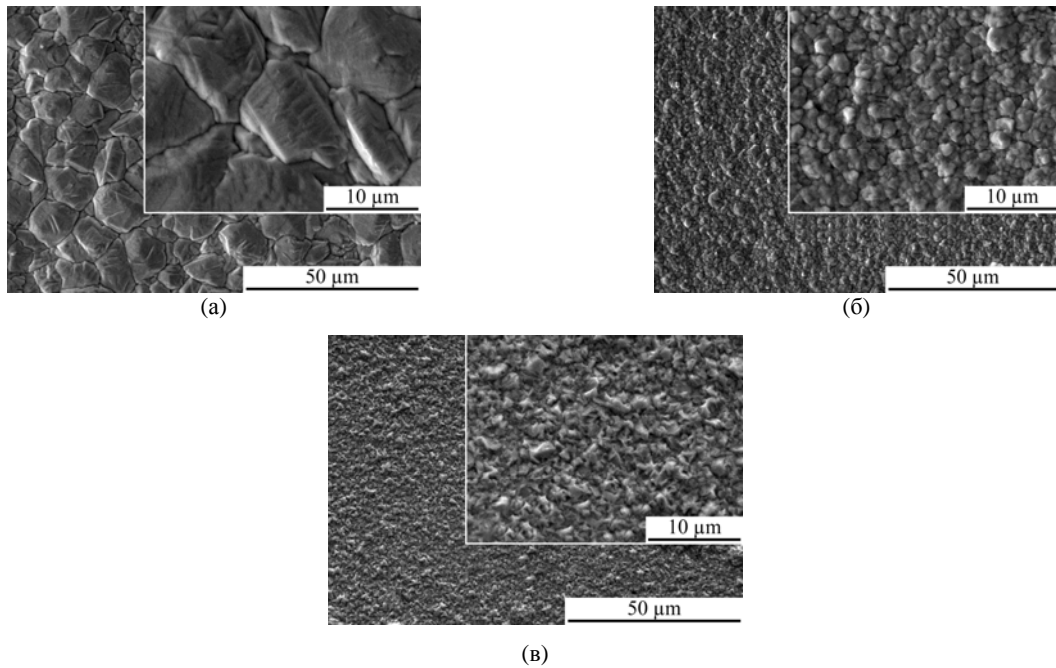


Рис. 3. Растровые электронно-микроскопические изображения медных осадков, электроосажденных при влиянии внешней силы, пропорциональной перегрузке 1 г (а) – исходное состояние, 35 г (б) и 1256 г (в). Сила направлена перпендикулярно фронту кристаллизации.

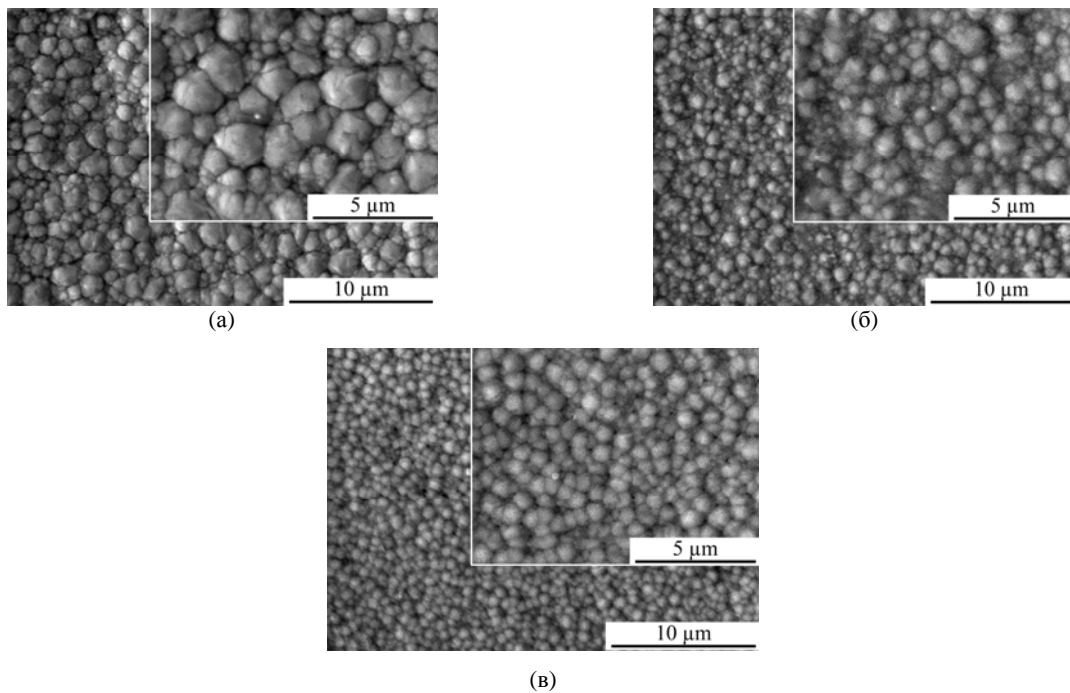


Рис. 4. Растровые электронно-микроскопические изображения никелевых осадков, электроосажденных при влиянии внешней силы, пропорциональной перегрузке 1 г (а) – исходное состояние, 35 г (б) и 1256 г (в). Сила направлена перпендикулярно фронту кристаллизации.

электроосаждаемого при влиянии внешней (в данном случае центробежной) силы. В результате несложных преобразований получим: $\sigma = \gamma \cdot h \cdot k \cdot g$, где γ – плотность электролита, кг/м^3 ; h – высота столба электролита над осадком, м; k – коэффициент перегрузки; g – ускорение свободного падения, равное $9,81 \text{ м/с}^2$.

Значения γ для применяемых электролитов меднения и никелирования составляют $1,165 \cdot 10^3$ и $1,215 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$ соответственно. Величины h и k равны соответственно $5 \cdot 10^{-2}$ м и 35 м. Подстав-

ля вышеуказанные значения в полученное соотношение, находим $\sigma = 0,020 \text{ МПа}$ для электроосаждаемой меди и $\sigma = 0,021 \text{ МПа}$ для электроосаждаемого никеля. Эти значения напряжения несоизмеримы по величине с вышеуказанными значениями пределов текучести меди и никеля.

Даже если принять максимальное значение коэффициента перегрузки, достигнутое в выполненных экспериментах ($k = 1256$), то напряжение, создаваемое центробежной силой в электроосаждаемых осадках меди и никеля, составит

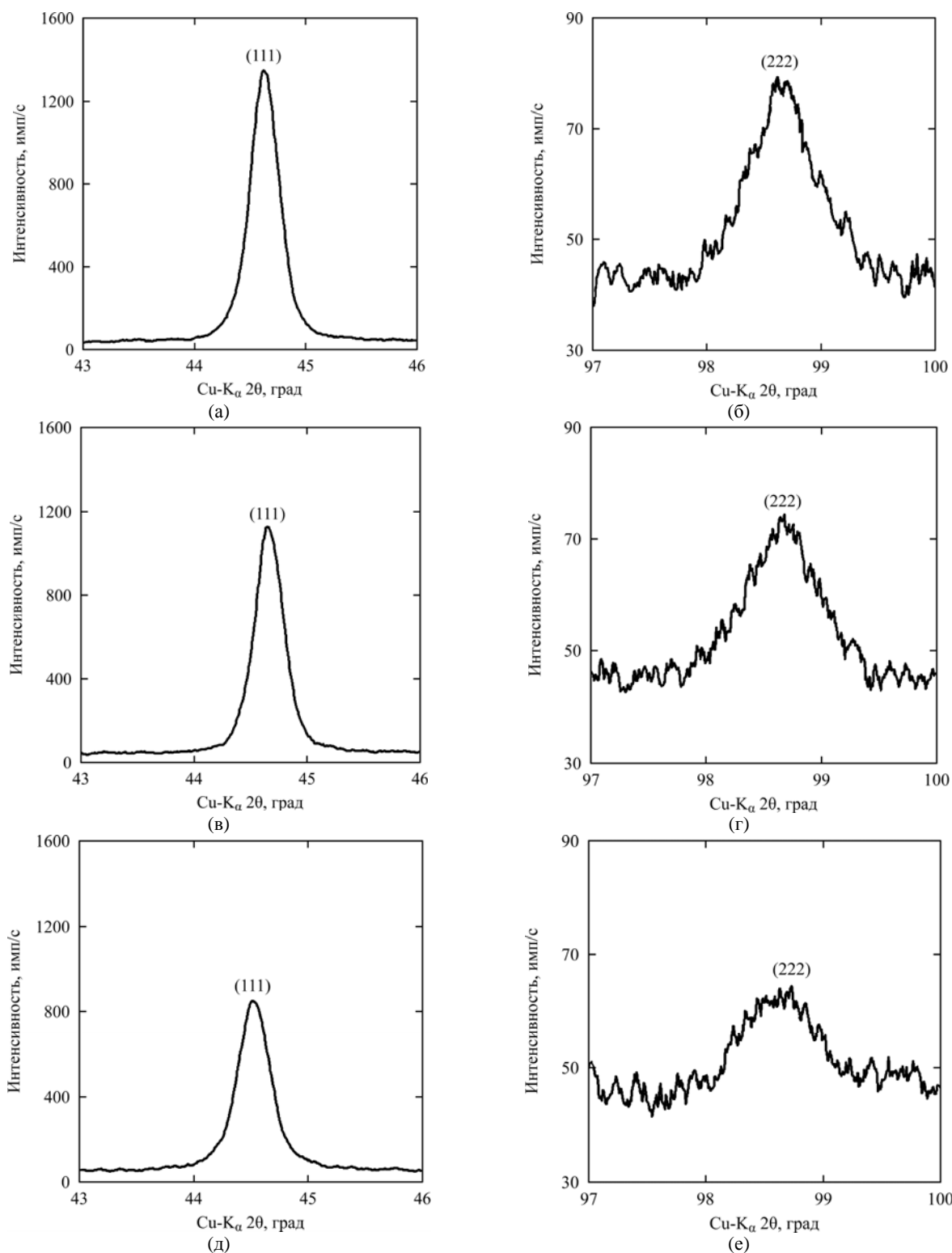


Рис. 5. Кривые распределения интенсивности в дифракционных рентгеновских максимумах (111) – (а, в, д) и (222) – (б, г, е) никелевых осадков, электроосажденных при внешнем силовом воздействии перпендикулярно фронту кристаллизации с перегрузкой 1 г (а, б) – исходное состояние, 35 г (в, г) и 1256 г (д, е).

0,717 и 0,748 МПа соответственно. Эти значения напряжений составляют всего лишь один процент от вышеуказанных значений предела текучести металлов, что явно недостаточно для начала пластической деформации твердых исследуемых электроосадков. Следовательно, измельчение структуры металлов, электроосаждаемых при незначительном внешнем силовом воздей-

ствии перпендикулярно фронту кристаллизации, нельзя объяснить пластическим деформированием металлов, находящихся в твердом состоянии.

Чтобы убедиться в справедливости выдвигаемой концепции прохождения электроосаждаемыми металлами стадии жидкого состояния, провели следующие модельные эксперименты. Образцы меди и никеля электроосаждали в

обычных условиях (то есть при перегрузке 1 g). Затем эти образцы помещали в ячейку с электролитом и подвергали воздействию центробежной силы максимальной величины (при перегрузке 1256 g) без включения тока осаждения. В этих случаях центробежная сила воздействовала на твердый медный или никелевый осадок уже после процесса электроосаждения. Сравнение исходных и подвергнутых силовому воздействию образцов не выявило различий.

Обнаруженный эффект измельчения структуры металла, электроосаждаемого при внешнем силовом воздействии, можно объяснить увеличением числа центров кристаллизации при затвердевании жидкой фазы металла, вызванным приложенным давлением. Известно, что критический размер зародыша твердой фазы, формирующийся при затвердевании металлической жидкости, обратно пропорционален повышению внешнего давления [9]. Поэтому увеличение значений внешнего давления должно приводить к уменьшению размера зародышей твердой фазы и, следовательно, к измельчению структуры электроосаждаемого металла, затвердевающего из жидкого состояния, что и наблюдали экспериментально.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате выполненных экспериментов установлено измельчение внутрикристаллической структуры и морфологии поверхности металлов, электроосаждаемых при незначительном внешнем силовом воздействии перпендикулярно фронту кристаллизации. Полученные экспериментальные результаты доказывают существование явления фазообразования электроосаждаемых металлов через стадию жидкого состояния.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гирин О.Б., Воробьев Г.М. *Журнал физической химии*. 1988, **62**(5), 1347–1349.
2. Girin O.B. *Defect Structure, Morphology and Properties of Deposits*. Ed. Merchant H.D. Warrendale: The Minerals, Metals & Materials Society, 1995. p. 61–75.
3. Girin O.B. *J Electron Mater*. 1995, **24**(8), 947–953.
4. Girin O.B. *Materials Development and Processing*. Eds Wood J.V., Schultz L., Herlach D.M. Weinheim: WILEY-VCH, 2000, **8**, p. 183–188. doi: 10.1002/3527607277.ch30
5. Girin O.B. *Materials Development and Processing*. Eds. Wood J.V., Schultz L., Herlach D.M. Weinheim: WILEY-VCH, 2000, **8**, p. 189–194. doi: 10.1002/3527607277.ch31

6. Гирин О.Б., Хлынцев В.П. *ЭОМ*. 2000, (3), 13–18.
7. Girin O.B. *Amer J Mater Sci*. 2014, **4**(3), 150–158.
8. Вассерман Г., Гревен И. *Текстуры металлических материалов*. М.: Metallurgia, 1969. 654 с.
9. Батышев А.И. *Кристаллизация металлов и сплавов под давлением*. М.: Metallurgia, 1990. 144 с.
10. Ефимов В.А., Эльдарханов А.С. *Физические методы воздействия на процессы затвердевания сплавов*. М.: Metallurgia, 1995. 272 с.
11. Смирнов А.Н., Пилюшенко В.Л., Момот С.В., Амитан В.Н. *Затвердевание металлического расплава при внешних воздействиях*. Донецк: ВИК, 2002. 169 с.
12. Гирин О.Б. *Известия АН СССР. Металлы*. 1988, (5), 122–123.
13. Гирин О.Б. *Известия АН СССР. Металлы*. 1990, (5), 113–119.
14. Girin O.B., Proshenko Yu.O., Kalinushkin E.P. *Textures and Microstructures*. 2000, **34**(2–3), 171–179.
15. Гирин О.Б. *Способ рентгеновского дифрактометрического анализа поликристаллических материалов с аксиальной текстурой*. РФ пат. 1509697, 1989. Бюл. № 35, 3 с.
16. Liu T., Guo Z.C., Wang Z., Wang M.Y. *Appl Surf Sci*. 2010, **256**, 6634–6640.
17. Liu T., Guo Z.C., Wang Z., Wang M.Y. *Int J Miner Metall Mater*. 2011, **18**(1), 59–65.
18. Золоторевский В.С. *Механические свойства металлов*. М.: Metallurgia, 1983. 352 с.
19. *ASM Metals Reference Book*. Ed.M. Baucio. Materials Park: ASM International, 1997. 614 p.

Поступила 11.06.15

Summary

The paper deals with discussion of the existence of the phenomenon of phase formation via a liquid state stage in electrodeposited metals. With a view to further verification of the existence of the phenomenon in point, a set of experiments was carried out to confirm the predicted structural features in metals exposed to a minor external force during electrodeposition. The paper presents results of the structure examination in metals electrodeposited under exposure to an external force directed normally to the crystallization front. Refinement of the intracrystalline structure and of the surface morphology of metals electrodeposited under conditions mentioned above has been established. The obtained experimental results prove the existence of the phenomenon of the phase formation via a liquid state stage in electrodeposited metals.

Keywords: phase formation, electrodeposited metal, liquid state, external force, intra-crystalline structure, surface morphology.

Влияние электрической обработки на электрофизические характеристики природного адсорбента

А. М. Гашимов, *И. Г. Закиева

Институт физики НАН Азербайджана,
пр-т Г. Джавида, 131, г. Баку, АЗ-1143, Азербайджанская Республика
*e-mail: ilxama@inbox.ru

Приводятся результаты исследований воздействия сильных электрических разрядов на природный адсорбент. Электрическая обработка адсорбентов производилась в поле газового разряда барьерного типа. На основе анализа рентгенографических и электрофизических данных было установлено, что воздействие электрического разряда на природный адсорбент приводит к модификации его характеристики, тем самым значительно интенсифицируя процесс адсорбции.

Ключевые слова: природный адсорбент, барьерный разряд, рентгенографический анализ, кристалличность, электропроводность, деструкция, деградация.

УДК 621.365.61

ВВЕДЕНИЕ

Адсорбционные процессы широко используются во многих технологических процессах, связанных с извлечением загрязняющих компонентов из жидкостей, в том числе из сточных вод. В настоящее время на отдельных станциях для водоподготовки часто используются традиционные методы очистки с применением большого количества коагулянтов, которые нежелательно обогащают воду сульфатами, хлоридами и другими веществами. Поэтому ведутся поиски новых, более эффективных технологических операций по очистке воды, исключающих применение реагентов. Среди них методы, включающие использование твердых адсорбентов, в том числе неорганической природы, таких как природные цеолиты, которые не загрязняют очищаемые воды, а также методы, использующие внешние физические воздействия на процесс водоочистки, в том числе воздействия электрическими разрядами на процессы адсорбции. Цеолиты – природные адсорбенты, благодаря строго определенным размерам пор и внутренних полостей ($\approx 4\text{Å}$) являются хорошими сорбентами и проявляют способность к ионному обмену. Цеолит представляет собой микропористую «губку» с объемом пор до 50% объема каркаса, а также имеет водосодержащие, пористые каркасные алюмосиликаты щелочных и щелочноземельных металлов. Их кристаллическая структура образована тетраэдрами $(\text{SiO}_2)^{-4}$ и $(\text{AlO}_2)^{-4}$, объединенными обеими вершинами в трехмерный каркас, пронизанный полостями и каналами, в которых находятся вода и катионы металлов [1–3].

Применение электрических разрядов – достаточно прогрессивный метод в технологии адсорбционной очистки. Электрические методы

обладают существенными преимуществами перед традиционными, которые дают возможность отказаться от применения реагентов, однако экспериментальный материал на эту тему ограничен.

Проведены исследования воздействия сильных электрических разрядов на течение адсорбционной очистки сточной воды. В результате их воздействия в адсорбентах имеют место процессы поляризации, внедрения электрических зарядов непосредственно в поверхность или в объем материала. На основе рентгенографического и физического анализа было установлено, что указанные процессы приводят к появлению на поверхности или в объеме материалов связанных электрических зарядов, то есть образуется заряженное состояние в материале. Выявлено, что воздействие электрического разряда на природный адсорбент значительно интенсифицирует процесс адсорбции [4–6]. Анализ литературных источников показал, что воздействие электрического разряда на электрофизические характеристики адсорбентов недостаточно изучено.

Таким образом, исследование воздействия сильных электрических разрядов на адсорбционные процессы, в частности на электрофизические характеристики природного адсорбента, является актуальной задачей.

Цель настоящей работы – исследование воздействия электрического разряда на электрофизические свойства природного адсорбента.

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА И ОБСУЖДЕНИЕ ПОЛУЧЕННЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ

В качестве объекта исследования был использован природный цеолит – шабазит марки *n*

(Na_2Ca) $\text{O}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot 4\text{SiO}_2\cdot 6\text{H}_2\text{O}$) с размером пор 0,37–0,50 нм. Шабазиты представляют собой сравнительно дешевые и доступные микропористые тела, которые находят все возрастающее применение на практике. В экспериментах образцы порошкообразного шабазита предварительно подвергались термообработке с вакуумированием при температуре $T = 300^\circ\text{C}$ в течение 5 часов. С целью активации порошки адсорбента помещались в реактор и подвергались воздействию электрического разряда барьерного типа при переменном напряжении $U = 7$ кВ, время обработки для первого реактора $\tau_1 = 1$ час, для второго – $\tau_2 = 2$ часа. При этом часть адсорбента не подвергалась электрической обработке.

С целью выявления воздействия режимов электрического разряда на электрофизические свойства исследуемого природного адсорбента был сделан рентгенографический анализ необработанного образца и образцов, обработанных в электрическом разряде. Рентгенографический анализ был выполнен на дифрактометре Advance D8. Дифрактограммы исследованных образцов приведены на рис. 1. Анализ рентгеновских дифракционных картин показывает, что необработанный адсорбент имеет аморфную структуру, а в обработанных образцах с увеличением времени электрической обработки увеличивается степень кристалличности адсорбента, что свидетельствует о росте интенсивности рентгеновских спектров при углах отклонения 2^θ ($2_1^\theta = 10$, $2_2^\theta = 20$, $2_3^\theta = 22$, $2_4^\theta = 28$, $2_5^\theta = 30$, $2_6^\theta = 36$, $2_7^\theta = 40$, $2_8^\theta = 63$) (рис. 1, кривые 2, 3), анализ рентгеновских спектров показывает, что после обработки адсорбента-шабазита новые фазы не образуются. Причина увеличения степени кристалличности в материалах, в частности в полимерах, при воздействии электрического разряда подробно описывается в работах. В частности показано, что при электрической обработке в материалах происходят как процессы деструкции (разрушение), так и сшивка материала, а также имеют место процессы поляризации в электрическом поле, то есть внедрение электрических зарядов непосредственно в поверхность или в объем материала [4–6], другими словами, происходит модификация материала. Наряду с другими эффектами в обрабатываемых материалах появляются новые пустые поры, то есть количество пор увеличивается [7, 8]. О том, что в обработанных адсорбентах возрастает количество пор, свидетельствует уменьшение диэлектрических параметров, таких как емкость, проницаемость, диэлектрические потери и др. (подробности в следующей статье). Согласно работе [8], рост кристалличности адсорбента обусловлен как увеличением процентного содержания кри-

сталлической фазы в результате разрушения аморфной фазы, так и образованием новых кристаллических структур. Полученные результаты показывают, что электрическая обработка барьерным разрядом природного адсорбента приводит к его модификации.

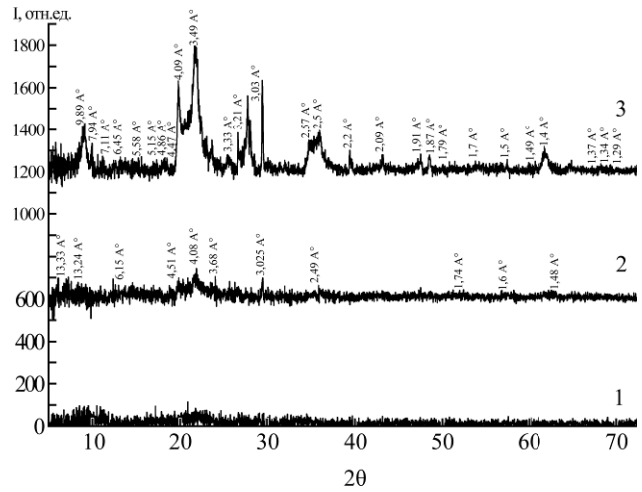


Рис. 1. Дифрактограмма природного адсорбента. 1 – необработанный электрическим разрядом; 2 – обработанный электрическим разрядом ($\tau_1 = 1$ час); 3 – обработанный электрическим разрядом ($\tau_2 = 2$ часа).

Для того чтобы выявить действие электрического разряда на электрофизические характеристики адсорбента, нами было синтезировано три типа композитов. В качестве компонентов композита были использованы необработанный, обработанный электрическим разрядом природный адсорбент-шабазит и неполярный полиэтилен (ПЭ) [9]. Композиты были получены из гомогенной смеси порошков путем горячего прессования. Содержание компонентов композита варьировалось в следующих соотношениях: 20% шабазит + 80% ПЭ. Для получения материала предлагаемого состава в необходимом количестве взвешивают и измельчают частицы до размеров 60 мкм и менее в шаровой мельнице с фарфоровыми шарами. Затем полученную смесь помещают в пресс-форму и подвергают горячему прессованию следующим образом: а) вначале смешанную шихту под давлением $P = 1$ МПа подогревают до температуры плавления ($T = 160^\circ\text{C}$) в течение 20 минут; б) затем давление в прессе поднимают до $P = 15$ МПа, расплавленную шихту в течение 5 минут выдерживают при этом давлении; в) полученный пленочный композит охлаждают закалкой в воде. При таком способе охлаждения пленки получаются более эластичными.

Толщина образцов составляла 150 мкм. Измерительные электроды диаметром 6 мм изготавливались нанесением на образцы серебряной пасты.

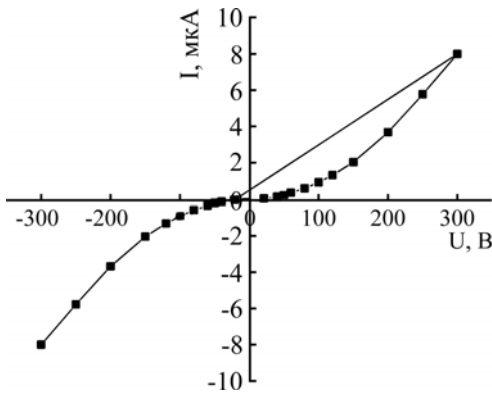


Рис. 2. Вольт-амперная характеристика необработанного образца.

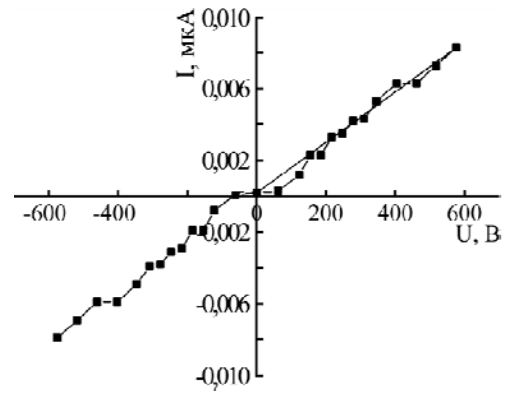


Рис. 3. Вольт-амперная характеристика обработанного образца ($\tau_1 = 1$ час).

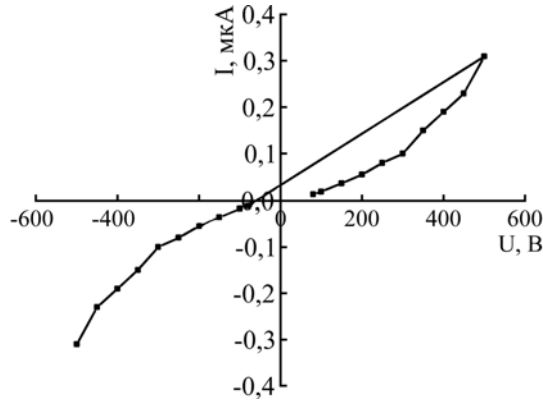


Рис. 4. Вольт-амперная характеристика обработанного образца ($\tau_2 = 2$ часа).

На всех композитах при комнатной температуре ($T = 300$ К) были сняты вольт-амперные характеристики (ВАХ) (рис. 2–4). Как видно из рисунков, зависимость величины тока $I = f(U)$ от значения приложенного напряжения носит нелинейный характер. При этом нелинейность ВАХ ярко выражена на рис. 2 и 4. Из сравнения рисунков (рис. 2–4) видно, что при одинаковом значении приложенного напряжения $U = 200$ В величины электрического тока сильно отличаются. При этом в необработанном образце сила тока составляет $I_1 = 3$ мкА, в обработанном электрическим разрядом в течение одного часа сила тока $I_2 = 0,002$ мкА, а в течение двух часов сила тока $I_3 = 0,06$ мкА соответственно. В частности, величина тока в необработанных образцах в 1500 раз больше, чем в образцах, обработанных в течение одного часа. Причиной высокого значения электрического тока в необработанном адсорбенте, по-видимому, является наличие различного рода дефектов, посторонних примесей в природном адсорбенте. Уменьшение значения электрического тока в композитах с обработанными адсорбентами свидетельствует о том, что обработка в электрическом разряде модифицирует электрофизические свойства адсорбента. Согласно работе [7], электрическая обработка материала за счет объемных зарядов увеличивает проводимость исследуемого композита. Сказанное подтверждается экспериментальными

данными, а именно из сравнения рис. 3 и 4 видно, что после двух часов обработки адсорбента величина тока выросла в 30 раз.

Для того чтобы дополнительно выяснить влияние электрической обработки на электрофизические свойства адсорбента, была исследована зависимость электрического тока от времени воздействия приложенного напряжения (деградация-старение композита). Дегградация композитов исследовалась при постоянном напряжении $U = 100$ В в течение 6 часов при комнатной температуре. Результаты эксперимента приведены на рис. 5а,б, из которых можно сделать следующие выводы.

1. Величина тока в необработанных образцах с увеличением времени сильно уменьшается и носит экспоненциальный характер (рис. 5а).

2. Величина тока в композитах на основе обработанного электрическим разрядом в течение двух часов с ростом времени сильно растет, достигает максимального значения, а затем с увеличением времени воздействия уменьшается (рис. 5б).

3. Из сравнения рис. 2 и 4 видно, что электропроводность после электрической обработки уменьшается в 50 раз – рис. 2 ($U = 200$ В, $I_{необр.} = 3$ мкА), рис. 4 ($U = 200$ В, $I_{обр.} = 0,06$ мкА). Таким образом, проводимость необработанного образца в 50 раз больше, чем обработанного.

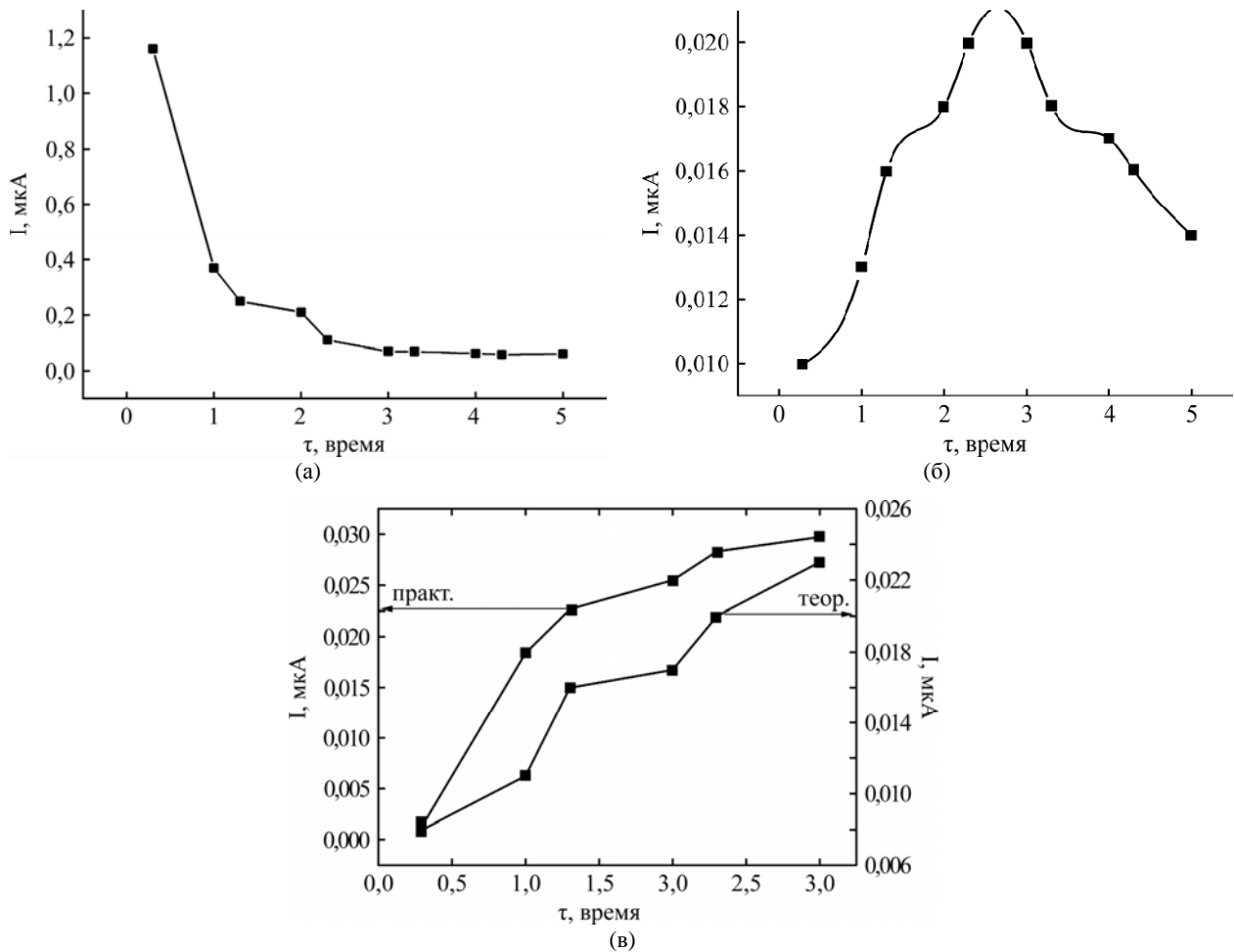


Рис. 5. Зависимости токов инжектированных зарядов от времени: (а) – необработанный адсорбент; (б) – обработанный электрическим разрядом адсорбент ($\tau_1 = 1$ час); (в) – практические и теоретические значения токов для обработанного адсорбента ($\tau_2 = 2$ часа).

Согласно работам [10,11], уменьшение величины тока в исследуемом образце со временем свидетельствует о том, что электропроводность обусловлена зарядами (в том числе ионами) посторонних примесей, которые уменьшаются за счет электрической очистки материала. Дело в том, что по мере движения зарядов в глубь композита носители тока захватываются неравномерно расположенными мелкими ловушками, созданными различными примесями и дефектами структуры, в итоге уменьшаются концентрация носителей тока и, как следствие, электропроводность композита. В действительности, как видно из формулы (1), электропроводность определяется концентрацией и подвижностью носителей тока. Учитывая то, что в композитах величина подвижности мала, тогда в росте проводимости основную роль должно играть увеличение концентрации носителей тока:

$$\sigma = en\mu, \quad (1)$$

где e – заряд электрона; n – концентрация носителей тока; μ – подвижность носителей тока.

Как видно из рис. 5а, по мере заполнения мелких ловушек зависимость $I = f(\tau)$, с ростом

времени монотонно уменьшаясь, стабилизируется. Увеличение величины тока со временем (рис. 5б) свидетельствует об участии в композите зарядов, которые являются структурными элементами самого материала. Уменьшение величины тока после максимума $I = f(\tau)$, по-видимому, связано с захватом носителей заряда глубокими ловушками. Отметим, что длительное воздействие приложенного напряжения может привести к пробое композита.

Согласно работе [12], после подачи напряжения на образец, по мере движения переднего фронта инжектированного заряда, со временем изменяется зависимость плотности тока $j(\tau)$, а также плотность инжектированного заряда и другие параметры композита. Время перехода (τ) инжектированными носителями межэлектродного расстояния соответствует появлению максимума тока (рис. 5б). Из рис. 5б видно, что для адсорбента, обработанного в течение двух часов, максимальное значение тока достигает при $\tau_n = 2,5$ часа.

Теоретическая зависимость тока от времени (τ) описывается с помощью формулы [9]:

$$j(\tau) = j_0(1 - \tau/2\tau)^{-2}; \quad 0 < \tau \leq \tau_n. \quad (2)$$

По указанной выше формуле (2), которая выведена для безловушечных систем, было проведено вычисление $j(\tau)$, а также построена зависимость j от времени τ . Из сравнения практических и теоретических кривых зависимостей тока от времени (рис. 5в) видно, что ход кривых носит аналогичный характер, а именно с увеличением времени величина тока растет, а численные значения различаются.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, из анализа результатов экспериментальных данных можно сделать следующие выводы:

- обработка в электрическом разряде приводит как к его структурным изменениям, так и изменениям электрических характеристик;

- из анализа рентгеновских спектров установлено, что после электрического разряда в исследуемом адсорбенте новые кристаллические фазы не образуются. С увеличением времени обработки в основном увеличивается степень кристалличности адсорбента и тем самым возрастает интенсивность рентгеновских спектров;

- появляются дополнительные поры;

- электропроводность композита на основе обработанного адсорбента – шабазита – уменьшается почти в 50 раз;

- выявлено влияние инжектированных зарядов на электропроводность исследованного адсорбента.

Таким образом, воздействие электрических обработок на адсорбент существенно влияет на электрофизические характеристики и тем самым дополнительно улучшает их адсорбционные свойства.

P.S. Отметим, что исследуемые композиты не подвергались электрическому разряду, а синтезированы на основе обработанного адсорбента.

Авторы искренне благодарят доктора физико-математических наук Шамистан М. Гасанли за помощь в работе и активное участие при обсуждении экспериментальных результатов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Clifton R.A. *Natural and Synthetic Zeolites*. U.S. Bureau of Mines Information Circular 9140, 1987, 21 p.
2. Wang Sh., Peng Y. *Chem Eng J*. 2010, **156**(1), 11–24.
3. Климов Е.С., Бузаева М.В. *Природные сорбенты и комплексоны в очистке сточных вод*. Ульяновск: УлГТУ, 2011. 201 с.
4. Гашимов А.М., Закиева И.Г., Гасанов М.А. *Энергетика*. 2014, (1), 70–77.
5. Гашимов А.М., Гасанов М.А. *ЭОМ*. 2008, **44**(6), 46–51.
6. Гашимов А.М., Алиев В.А., Гурбанов К.Б., Гасанов М.А. *Физика и химия обработки материалов*. 2005, (2), 86–89.
7. Джуварлы Ч.М., Вечхайзер Г.Б., Леонов П.В. *Электрический разряд в газовых включениях высоковольтной изоляции*. Баку: Элм, 1983, 193 с.
8. Багиров М.А., Малин В.П. *Электрическое старение полимерных диэлектриков*. Баку: Азернешр, 1987, 208 с.
9. Липатов Ю.С. *Физикохимия наполненных полимеров*. Киев: Наукова думка, 1967. 232 с.
10. Сажин Б.И., Лобанов А.М., Романовская О.С., Эйдельмант М.П., и др. *Электрические свойства полимеров*. Л.: Химия, 1986, 224 с.
11. Пасынков В.В., Сорокин В.С. *Материалы электронной техники*. М.: Высшая школа, 1986, 367 с.
12. Барисова Н.Э., Рымша В.П. *Известия ВУЗов, Физика*, 1986, **29**(1), 3–7.

Поступила 03.08.15

После доработки 28.10.15

Summary

The result of studies on the effects of strong electrical discharges a natural adsorbent. Electric processing adsorbent was made in the field of gas discharges of the barrier type. The X-ray analysis and electro physical data revealed that the effect of an electrical discharge on a natural adsorbent modifies the characteristics of adsorbents, thereby greatly intensifies the adsorption of wastewater.

Keywords: natural absorbent, barrier discharge, radiographic analysis, crystallinity, conductivity, destruction, degradation.

Оценка противоизносных свойств трансмиссионного масла с наноразмерными порошкообразными добавками

В. В. Сафонов, В. В. Венскайтис, А. С. Азаров

ФГБОУ ВО «Саратовский государственный аграрный университет имени Н.И. Вавилова»,
Театральная пл., 1, г. Саратов, 410012, Россия, e-mail: nirmsgau@mail.ru

Проведены комплексные экспериментальные исследования влияния одно- и двухкомпонентных наноразмерных порошкообразных добавок на эксплуатационные свойства трансмиссионного масла ТМ-3-18 (ТАП-15В ГОСТ 23652-79). Установлено, что введение наноразмерных порошкообразных добавок оловянной бронзы и оксида алюминия в базовое масло повышает его антифрикционные, противоизносные, противозадирные свойства и способствует увеличению долговечности зубчатых колес, лимитирующих ресурс агрегатов трансмиссии трактора.

Ключевые слова: надежность, межремонтный ресурс, трансмиссионное масло, смазочная композиция, износ, наноразмерные порошки, трибологические свойства, поверхность трения, контактная выносливость.

УДК 621.89.09

ВЫБОР СПОСОБА СНИЖЕНИЯ ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ТРАНСМИССИИ

Проблема надежности сельскохозяйственной техники в последние годы вновь обострилась в связи с дальнейшим ухудшением состояния материально-технической базы АПК. Опережение темпов списания техники над ее поступлением, старение парка машин и несовершенство ремонтно-обслуживающей базы привели к снижению эффективности функционирования сельскохозяйственных организаций (СХО) [1]. Выработали свой ресурс и находятся за пределами нормативных сроков амортизации 33% эксплуатируемых тракторов, 75% зерноуборочных и кормоуборочных комбайнов [2]. По оценкам экспертов, потери от недостаточной оснащенности СХО тракторами и эксплуатации их сверх срока амортизации составляют 0,9 млрд. и 23 млрд. руб. соответственно [3]. Дефицит технологически исправного количества тракторов вызывает увеличение нагрузки на имеющиеся в СХО машины и, как следствие, – рост частоты их неисправностей. В сложившихся условиях 15–20% парка машин неработоспособны и простаивают в ремонте [4]. Ежегодные затраты на восстановление сельскохозяйственной техники, по разным оценкам, составляют от 20 до 65 млрд. руб (12–15% себестоимости сельскохозяйственной продукции) [1].

У гусеничных тракторов 3 тягового класса (ДТ-175С) наибольшее количество отказов в агрегатах трансмиссии возникает в интервале наработки 1000–2000 моточасов, при этом более 84% относятся к III группе сложности и требуют проведения текущих ремонтов. В 55% случаев отказы вызваны износом деталей [5]. Ресурс

силовых передач тракторов лимитируют в основном зубчатые колеса. Согласно литературным данным [6], наибольшее влияние на ресурс тяжело нагруженных, обильно смазываемых зубчатых колес оказывает усталостное изнашивание (питтинг), зависящее от шероховатости поверхностей, величины силы трения в контакте, вида смазки, эксплуатационных свойств смазочного материала и других факторов. Традиционные для машиностроения конструкторско-технологические мероприятия в значительной степени исчерпали свои принципиальные возможности и не обеспечивают доремонтного и межремонтного ресурсов составных частей. Учитывая быстрое старение тракторного парка, ухудшение финансово-экономического состояния производителей сельскохозяйственной продукции, а также доступность трибологических методов, в данной работе предлагается повысить долговечность зубчатых передач за счет улучшения смазочных свойств трансмиссионного масла.

Повышение смазочных свойств стандартных трансмиссионных масел достигается введением в их состав противоизносных и противозадирных маслорастворимых присадок. В качестве таких присадок используются серо-, фосфор- и хлорсодержащие органические соединения. Однако они имеют ряд существенных недостатков – повышенную коррозионную агрессивность отдельных присадок к сталям, снижение контактной выносливости материала зубчатых колес, высокую токсичность и т.д. В последнее время широкое распространение получают добавки на основе наноразмерных порошков (НРП), которые не имеют указанных недостатков [7, 8, 9]. Во Франции производят противозадирную добавку Sorreg, содержащую частицы рафинированной

меди и свинца, а также препарат Metal-5, содержащий частицы сплава меди, цинка и серебра дисперсностью 1–5 мкм. В Венгрии применяется металлоплакирующий препарат Eska, имеющий твердофазную добавку. В США разработаны препараты Restorer, Repower на основе порошков медных сплавов. Импортные препараты Remetalisant Moteur, Lubrifilm плакируют пленками мягких металлов поверхности стальных деталей. В Германии производятся препараты Nanoprof Motor Refit KFZ, Nano Vit Motor Renovator, в которых присутствуют порошки SiO_2 , Al_2O_3 , С.

Антифрикционная присадка в масло Liqui Moly CeraTec, созданная компанией Liqui Moly GmbH, содержит синтетический молибдено-органический комплекс и частицы микрокерамики. Как заявляет производитель, в присадке Liqui Moly Cera Tec присутствуют микроэлементы: кальций Са – 1598 мг/кг, магний Mg – 4 мг/кг, бор В – 359 мг/кг, цинк Zn – 776 мг/кг, фосфор Р – 656 мг/кг и молибден Мо – 5419 мг/кг. Состав микроэлементов указывает на то, что компания Liqui Moly в данном продукте использует как молибдено-органический комплекс вместе с классическими антизадирными присадками на основе ZDDP, так и микрокерамику на основе нитрида бора. Диаметр частиц мелкодисперсного порошка дисульфида молибдена составляет 1,3–1,9 мкм, что позволяет не осаждаться на гидрокомпенсаторах и в масляном фильтре, так как размеры порошка значительно меньше, чем диаметр пор фильтрующего элемента (до 40 мкм).

Французская присадка Bardahl Turbo Protect обеспечивает высокие результаты благодаря двум технологиям: Polar Plus и Fullerene C60. Технология Polar Plus заключается в формировании слабых ионных связей между молекулами присадки и поверхностью металла. Технология Fullerene C60, применяемая совместно с Polar Plus, предполагает использование в составе фуллереновых сфер, которые, по замыслу разработчиков, ведут себя как микроподшипники: находясь между трущимися металлическими поверхностями двигателя, они создают буферную зону, тем самым уменьшая трение, защищая детали от износа и коррозии. В присадке Bardahl Turbo Protect присутствуют микроэлементы: кальций Са – 3491 мг/кг, магний Mg – 10 мг/кг, бор В – 137 мг/кг, цинк Zn – 5583 мг/кг и фосфор Р – 7595 мг/кг. Состав микроэлементов указывает на то, что в Bardahl Turbo Protect присутствуют пакет моющих присадок (большое количество кальция) и мощный противозадирный пакет, о чем говорит сочетание фосфора и цинка.

Немецкая добавка Wagner Universal Micro-Ceramic Oil (Eni S.p.A. Refining and Marketing) относится к нанопродуктам, она применяется в

двигателях и механических коробках передач (КП). Эта добавка содержит мельчайшие керамические частицы.

Атомарный кондиционер металла Maximum Transmission for Diesel Truck для автоматических трансмиссий – это инновационный двухкомпонентный продукт, который объединил в себе ревитализант 3-го поколения и кондиционер металла. Кондиционер Maximum Transmission for Diesel Truck защищает от износа автоматическую коробку передач (АКП), а также обладает восстановительными свойствами. Средство формирует на рабочих поверхностях металлокерамическое покрытие, благодаря чему восстанавливается геометрия деталей, а также компенсируется износ деталей АКП.

Антифрикционная присадка в трансмиссионное масло Getriebeoil-Additiv с дисульфидом молибдена предназначена для механических КП и дифференциалов. Она существенно снижает износ и температуру в зонах трения, обеспечивает плавное и тихое переключение, уменьшает нагрев и повышает срок службы агрегатов.

Средство Gear Protect предназначено для защиты механических КП, дифференциалов и раздаточных коробок. Данное средство содержит мелкодисперсный дисульфид молибдена и, как заявляет производитель, снижает трение и износ, шум при работе, повышает плавность переключения передач и сохраняет стабильность защитных свойств до 100 000 км пробега.

Российскими аналогами препарата Nanoprof Motor Refit KFZ являются добавки «Эконовит», «Поливит», «Цетил», дисперсионная фаза которых состоит из композиции нанопорошков графита, оксида кремния и оксида алюминия. В России и странах бывшего СССР производят добавки в масло в виде суспензии высокодисперсных порошков мягких металлов (Cu, Pb, Sn, Ag, Zn, Au) и их сплавов: Кластер, РиМЕТ, Ресурс-Дизель, Renom, СУРМ, НИКА, УРАЛ, Сомет, ВелАП, Стимул-1, МПП ИГСХА-ТС [10].

Наряду с порошками металлов и сплавов в качестве активных компонентов смазочной среды часто используют природные минералы. Примерами таких препаратов, произведенных в России и содержащих слоистые гидросиликаты магния (серпентины), являются: РВС, НИОД, АРТ, ТСК-М, СУПРОТЕК, СУПРОТЕК ЛЮКС 100, Живой металл, RUTEC-teanimator, МЕГАФОРС, ЭДИАЛ, РВД, ХАДО, ТРИБО, SUPRO, Motor doctor. На основе тонкодисперсных порошков природных минералов НПО «Руспромремонт» разработало и наладило производство за рубежом следующих трибопрепаратов: RVS-metaryzer, METARIZER EX, Metallion Power chip P250, Metarizer professional service в Японии, «РВС –

Голубой нефрит» в Китае, TFT во Вьетнаме, REWITEC в Германии, RVS-Тес ОУ в Финляндии, RESTAL в Швеции [10].

Среди комплексных трибопрепаратов на основе серпентинов и органических добавок известна антифрикционная ресурсовосстанавливающая композиция (АРВК), в состав которой введен трибополимеробразующий препарат ЭФ-357 [10].

Анализ литературных источников [11–15] и результатов предварительных экспериментов позволил выделить относительно новый и перспективный класс добавок в масло – твердофазные добавки. Сравнив технологии получения наноразмерных порошков, был выбран метод плазменной перекомденсации, основанный на испарении крупнодисперсного порошка в плазменном потоке с температурой 5000–8000 К и конденсации пара до частиц требуемого размера. С помощью метода плазменной перекомденсации в условиях ОП «ЛАБОРАТОРИЯ №33» ФГУП «ГНИИХТЭОС» синтезированы следующие НРП дисперсностью 0,01–0,03 мкм:

а) однокомпонентные – оловянная бронза БрОЗЦ7С5 ГОСТ 613-79 (Бр);

б) двухкомпонентные – бронза+фторопласт (Бр-Фт), бронза+нитрид бора (Бр-ВН), бронза+фосфор (Бр-Р), бронза+оксид алюминия (Бр-К).

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Программа проведения экспериментальных исследований предусматривала три этапа:

1) лабораторные исследования;

а) трибологические испытания смазочных материалов на машине трения, моделирующие условия работы зубчатых колес тракторной трансмиссии;

– определение антифрикционных и противозносных свойств;

– определение нагрузочной способности и времени до возникновения заедания образцов;

– оценка способности экспериментальных смазочных композиций снижать питтинг (определение контактно-усталостного ресурса);

б) исследование микрогеометрии и рельефа поверхностей трения образцов;

в) рентгенофазовый анализ образцов трения;

г) термодинамический анализ модельных твердофазных и гетерофазных химических реакций;

2) стендовые испытания капитально отремонтированных ведущих мостов тракторов;

3) эксплуатационные испытания добавки в трансмиссионное масло на тракторах.

Исследование трибологических свойств смазочных композиций, приготовленных на основе

трансмиссионного масла ТМ-3–18 (ТАП-15В ГОСТ 23652–79) и наноразмерных порошкообразных добавок, проводили на машине трения СМЦ-2 по схеме «ролик–ролик». В качестве добавок к базовому маслу ТМ-3–18 применяли следующие одно- и двухкомпонентные НРП дисперсностью 0,01–0,03 мкм: оловянной бронзы БрОЗЦ7С5 ГОСТ 613-79 (Бр), бронзы с фторопластом (Бр-Фт), бронзы с нитридом бора (Бр-ВН), бронзы с фосфором (Бр-Р), бронзы с оксидом алюминия (Бр-К). Оптимальную концентрацию НРП в трансмиссионном масле определяли по результатам полного факторного эксперимента. В качестве параметра оптимизации выбран обобщенный коэффициент $K_{об} = f_{mp} \cdot U \cdot t$, минимальное значение которого соответствует наилучшим трибологическим показателям. Здесь f_{mp} – максимальное значение коэффициента трения после стабилизации момента трения; U – износ за время эксперимента, $\text{г} \cdot 10^{-4}$; t – температура в масляной ванне, °С. Варьируемыми факторами, влияющими на процесс трения, являлись концентрации ингредиентов добавки НРП в масле. Оптимальная концентрация НРП в масле составила 0,2 масс.% [16]. Однородную суспензию получали при добавлении НРП и олеиновой кислоты в масло ТАП-15В с последующей обработкой ультразвуковым диспергатором, питаемым от генератора УЗГИ-05 при частоте 22 кГц в течение 15 мин.

Экспериментальные образцы – ролики – были изготовлены из стали 20ХНЗА ГОСТ 4543-71, применяемой при производстве тяжело нагруженных зубчатых колес тракторных трансмиссий. Наружный диаметр роликов – 35 мм, ширина верхнего образца – 10, нижнего – 12 мм. В процессе изготовления образцы подвергались цементации на глубину 1,0–1,5 мм, объемной закалке до НRC 58–62 и шлифованию. Шероховатость поверхностей трения образцов после шлифования составляла $R_a = 0,8–1,0$ мкм.

Перед началом экспериментов ролики прирабатывали на масле ТМ-3–18 при частоте вращения нижнего образца $n_1 = 8,3 \text{ с}^{-1}$ и увеличении нагрузки на образцы от 0 до 1200 Н ступенями по 100 Н. Продолжительность приработки на каждой нагрузочной ступени составляла 30 мин. Критериями окончания приработки служили стабилизация момента трения при максимальной нагрузке $P = 1200 \text{ Н}$ и получение полного контакта по ширине образцов. После окончания приработки ролики обезжиривали в ацетоне, высушивали на воздухе и взвешивали на аналитических весах с точностью до 0,1 мг.

Влияние добавок НРП на антифрикционные и противозносные свойства масла изучали при

следующих параметрах режима: нагрузка на образцы $P = 1,2$ кН; частота вращения нижнего образца $n_1 = 8,3$ с⁻¹; относительная величина проскальзывания в контакте $\lambda = 10\%$; продолжительность каждого эксперимента $t = 3$ ч. Антифрикционные свойства устанавливали по изменению момента трения и температуры масла. Величина момента трения измерялась индуктивным датчиком машины трения и фиксировалась самопишущим потенциометром КСП-2. Определение температуры в объеме масляной ванны осуществляли с помощью хромель-копелевой термопары типа L ГОСТ Р 8.585-2001 и потенциометра типа КСП-2. Износ образцов за время испытания определяли весовым методом на аналитических весах ВЛА-200-М.

Для определения нагрузочной способности граничных смазочных пленок и времени до заедания использовали образцы трения, применяемые для оценки антифрикционных и противозносных свойств смазочных материалов. Эксперимент проводили при частоте вращения вала нижнего образца $n = 8,3$ с⁻¹, относительной величине проскальзывания $\lambda = 10\%$ и повышении нагрузки ступенями по 0,1 кН через каждые 5 мин до возникновения схватывания, определяемого по резкому увеличению момента трения и характерному шуму. Начальная нагрузка, равная 1,15 кН, определялась экспериментально, исходя из значения нагрузки, исключающей интенсивное схватывание образцов. Для создания граничной смазочной пленки на образцах в начале эксперимента к вращающимся роликам подвели фетр, смоченный испытываемым смазочным материалом. Во время эксперимента регистрировали момент трения, величину нагрузки и время до возникновения заедания образцов. Трибологические свойства смазочных композиций оценивали при трехкратной повторяемости экспериментов.

Наряду с высоким уровнем антифрикционных и противозадирных свойств трансмиссионное масло должно обладать специфической способностью – снижать усталостное изнашивание рабочих поверхностей зубьев. Для оценки влияния смазочной среды на контактную выносливость материала образцов исследовали экспериментальные смазочные составы на основе масла ТМ-3-18 с добавками НРП оловянной бронзы. Материал образцов трения, их размеры, шероховатость и твердость были аналогичны применяемым для исследования антифрикционных и антизадирных свойств смазочных композиций. Образцы трения прирабатывали при частоте вращения нижнего вала машины трения $n_1 = 16,7$ с⁻¹, относительной величине проскальзывания в контакте $\lambda = 10\%$ и ступенчатом

повышении нагрузки от 0 до 1,9 кН через 0,27 кН. Время работы на каждой ступени – 30 мин. Смазочной средой для образцов во время приработки служило масло ТМ-3-18.

Параметры режима испытаний выбирали близкими к условиям работы высоконагруженных зубчатых колес тракторных трансмиссий: частота вращения вала нижнего образца $n_1 = 16,7$ с⁻¹, суммарная скорость качения роликов $v_{\Sigma k} = 3,5$ м/с, относительная величина проскальзывания $\lambda = 10\%$, нормальная нагрузка на образцы $P = 1,9$ кН. Величину максимальных нормальных контактных напряжений для линейного контакта роликов определяли по уравнению:

$$\sigma_{z_{\max}} = 199,38 \cdot \left[\frac{P}{l} \left(\frac{2}{d} + \frac{2}{D} \right) \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (1)$$

где P – нормальная нагрузка на образцы, Н; l – длина полоски контакта, мм; d – диаметр образца, мм; D – диаметр контртела, мм. В экспериментальных условиях величина нормальных контактных напряжений составляла:

$$\sigma_{z_{\max}} = 199,38 \cdot \left[\frac{1900}{10} \left(\frac{2}{35} + \frac{2}{35} \right) \right]^{\frac{1}{2}} = 928 \text{ МПа.}$$

С целью оценки параметров функции распределения контактно-усталостного ресурса на заданном уровне напряжения определяли число экспериментальных образцов n . Исходными данными служили: вид закона распределения контактно-усталостного ресурса образцов (нормальный), доверительная вероятность $q = 0,9$ и предельная относительная ошибка оценки контактно-усталостного ресурса $\varepsilon = 0,1$. При этом количество образцов составило 18 шт. Уровень контактной выносливости оценивали по числу циклов до появления на дорожке качения образцов, ямок выкрашивания, что сопровождалось увеличением момента трения и появлением шума.

Для изучения процессов, происходящих в зоне контакта трущихся деталей под действием добавок НРП, были исследованы рельеф и микрогеометрия поверхностей трения образцов. Рельеф поверхностей изучали с помощью микроскопа МБИ-15-У42. Величину шероховатости роликов, испытанных при наличии масла ТМ-3-18 и экспериментальных смазочных композиций ТМ-3-18+НРП, измеряли контактным методом на профилографе завода «Калибр» мод. 251.

Определение фазового состава продуктов трибохимических превращений, получаемых в зоне фрикционного контакта, проводили методом рентгенофазового анализа на дифрактометре «Дрон-3,0». При исследовании применяли анод

Cu-K α , обеспечивающий K α -рентгеновское излучение с длиной волны $\lambda = 1,5405 \text{ \AA}$ при напряжении на рентгеновской трубке 30 кВ. Регистрация отраженных лучей проводилась электронно-вычислительным устройством ЭВУ-1-4 с записью на диаграммной ленте. Анализ данных проводили сопоставлением рентгенограмм исследуемого вещества с эталонными рентгенограммами. Исследовали образцы, вырезанные из роликов, не подвергавшихся испытанию (исходные образцы), а также из роликов, испытанных на машине трения в условиях смазки ТМ-3-18+НПП Бр-К.

На основании результатов лабораторных исследований была выбрана наиболее эффективная добавка НПП к трансмиссионному маслу – Бр-К, которая в дальнейшем испытывалась в стендовых условиях. Исследование противоизносных свойств смазочной композиции ТМ-3-18+НПП Бр-К и стандартного масла ТМ-3-18 проводили на капитально отремонтированных ведущих мостах трактора К-701 с помощью стенда КИ-17917-ГОСНИТИ. Эффективность смазочных материалов оценивали по величине линейного износа и содержанию железа в пробах масла. Измерение длины общей нормали солнечных шестерен и сателлитов конечных передач ведущих мостов проводили нормалемером БВ-5045 ГОСТ 7760-81 с точностью до 0,002 мм. Содержание «железа» в пробах масла определяли по ГОСТ 20759-90 с помощью фотоэлектрического стилометра МФС-3.

Сравнительные эксплуатационные испытания масла ТМ-3-18 ГОСТ 23652-79 и смазочной композиции ТМ-3-18+НПП Бр-К, показавшие во время стендовых испытаний высокие противоизносные свойства, проводили на 10 сельскохозяйственных тракторах «БЕЛАРУС» 80.1 по плану [NUT], в течение 2500 моточасов. Согласно этому плану, одновременно испытывали N объектов. Отказавшие во время испытаний объекты не восстанавливали и не заменяли новыми или отремонтированными, а испытания прекращали по истечении наработки T для каждого не отказавшего объекта. Уровень нагрузки в подконтрольной группе тракторов обеспечивали за счет идентичности эксплуатационных факторов. Тракторы работали в одинаковых природно-климатических условиях, выполняли аналогичные виды сельскохозяйственных операций (посев, культивация, транспортные работы) на оптимальных скоростях движения, в составе одинаковых машинно-тракторных агрегатов.

Число машин в подконтрольной группе определяли по уравнению:

$$N = \left(\frac{r}{\Phi_0 \left(\frac{\chi - 1}{\nu} \right)} \right), \quad (2)$$

где $\chi = T_u/T_{cp}$ – относительная продолжительность испытаний; T_u – продолжительность испытаний, моточас; T_{cp} – средний ресурс агрегатов, моточас; $\Phi_0(\chi-1/\nu)$ – центрированная и нормированная функция нормального распределения ресурсов агрегатов.

Исходными данными для расчета служили: доверительная вероятность $q = 0,9$; предельная относительная ошибка оценки ресурса $\varepsilon = 0,15$; коэффициент вариации распределения ресурса $\nu = 0,2$; вид закона распределения ресурса агрегатов – нормальный. Определив прогнозируемое число отказов $r = 5$ и учитывая относительную продолжительность испытаний $\chi = 1$, из уравнения (2) нашли необходимый объем подконтрольной группы тракторов:

$$N = \left(\frac{5}{\Phi_0 \left(\frac{1-1}{0,2} \right)} \right) = 10.$$

В картеры коробок передач и задних мостов пяти тракторов подконтрольной группы заправляли стандартное масло ТАП-15В, а в картеры других пяти – экспериментальное ТАП-15В+НПП Бр-К. До испытания и через каждые 480–500 моточасов наработки контролировали суммарный угловой зазор в механизмах трансмиссии. Измерение угловых зазоров на правой и левой полуосях заднего моста проводили с помощью люфтомера КИ-4813 и приспособления ОПР-484-20 при включенной IV передаче.

Уровень эксплуатационных свойств смазочных материалов оценивали по скорости изменения суммарного углового зазора, которую определяли по уравнению:

$$J = (S_k - S_n)/\tau, \quad (3)$$

где S_k – суммарный угловой зазор в момент контроля, мин; S_n – суммарный угловой зазор в начале испытания, мин; τ – интервал наработки, мото час.

Обработку результатов всех экспериментов проводили методами математической статистики с использованием ЭВМ.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Результаты трибологических испытаний (рис. 1) показывают, что введение любого из исследуемых НПП в базовое масло приводит к повышению его антифрикционных свойств. Характер изменения кривых момента трения идентичен для различных составов смазочной среды, но в то же время величины моментов трения заметно отличаются. При смазке образцов

маслом ТМ-3-18 момент трения после стабилизации составил 1,75 Н·м и не изменялся в течение всего эксперимента. Добавление в базовое масло НРП Бр-Р, Бр-ВН, Бр-Фт привело к снижению момента трения на 3, 6 и 9% соответственно. Наилучшие результаты получены при испытании смазочных композиций с добавками НРП Бр и Бр-К. При смазке образцов маслом ТМ-3-18 с добавками НРП Бр и Бр-К момент трения через 0,5 ч составил 1,52 и 1,5 Н·м соответственно и за время испытания уменьшился до 1,51 и 1,49 Н·м, что на 16 и 17% меньше, чем при смазке стандартным маслом.

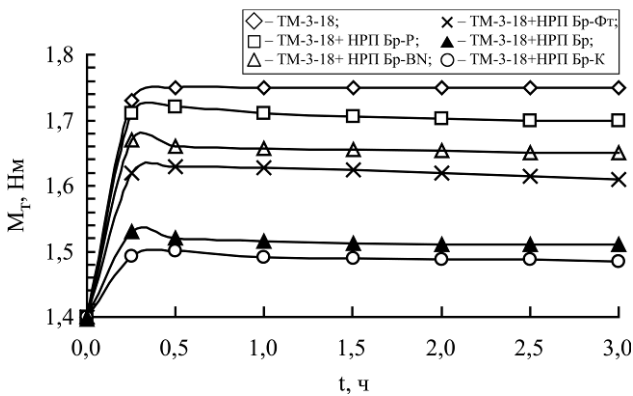


Рис. 1. Изменение момента трения M_t за время t при испытании смазочных материалов.

Изменение температуры смазочной среды является отражением тепловых процессов, происходящих на поверхностях трения. Анализ результатов (табл. 1) показывает, что введение в базовое масло НРП Бр-Р, Бр-ВН, Бр-Фт, Бр, Бр-К способствует снижению температуры смазочной среды в среднем на 14, 17, 22, 29 и 37% соответственно.

Таблица 1. Результаты испытания масла ТМ-3-18 с добавками НРП оловянной бронзы

Смазочная среда	Момент трения, Н·м	Температура, °С
ТМ-3-18	1,75	89
ТМ-3-18+НРП Бр-Р	1,7	78
ТМ-3-18+НРП Бр-ВН	1,65	76
ТМ-3-18+НРП Бр-Фт	1,61	73
ТМ-3-18+НРП Бр	1,51	69
ТМ-3-18+НРП Бр-К	1,49	65

Улучшение антифрикционных свойств масла ТМ-3-18 при введении исследуемых добавок НРП сопровождалось значительным повышением противоизносных свойств. Из диаграммы, представленной на рис. 2, видно, что введение любого исследуемого НРП оловянной бронзы значительно улучшает противоизносные свойства базового масла ТМ-3-18. Наилучшими противоизносными свойствами обладает двухкомпонентный НРП оловянной бронзы с оксидом алюминия Бр-К, применение которого способ-

ствует снижению износа в 2,5 раза по сравнению с износом образцов, смазываемых стандартным маслом.

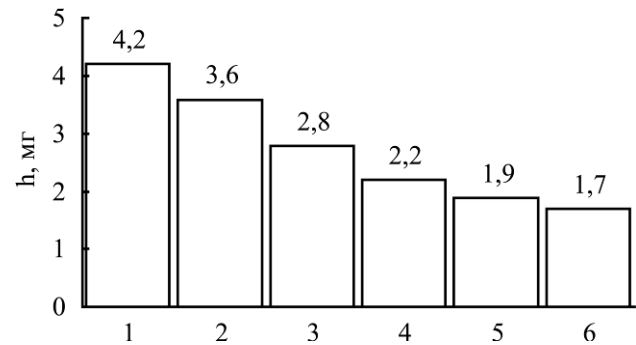


Рис. 2. Износ роликов h , испытанных на масле: 1 – ТМ-3-18; 2 – ТМ-3-18+НРП Бр-Р; 3 – ТМ-3-18+НРП Бр-ВН; 4 – ТМ-3-18+НРП Бр-Фт; 5 – ТМ-3-18+НРП Бр; 6 – ТМ-3-18+НРП Бр-К.

Определяя нагрузочную способность и время до возникновения заедания образцов, мы получили кривые, характеризующие антизадириные свойства граничных смазочных слоев, образованных добавками (рис. 3). Введение добавок одно- и двухкомпонентных НРП бронзы в трансмиссионное масло ТМ-3-18 во всех случаях повышает несущую способность смазочных слоев. Наилучшими противозадириными свойствами обладает смазочный состав ТМ-3-18+Бр-К, который по сравнению с маслом ТМ-3-18 без добавок НРП повышает критическую нагрузку и время до заедания образцов в среднем на 18 и 33% соответственно.

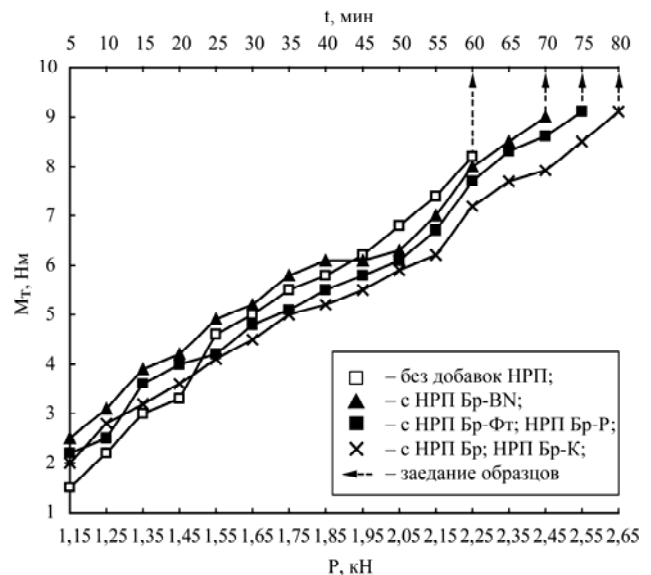


Рис. 3. Зависимость момента трения M_t от нагрузки P в паре трения «ролик – ролик» для масла ТМ-3-18.

Анализ результатов испытаний на контактную усталость материала роликов показал (рис. 4), что математическое ожидание логарифма числа циклов до разрушения образцов $\lg N_i$ при смазке маслом ТМ-3-18 с добавками НРП оловянной

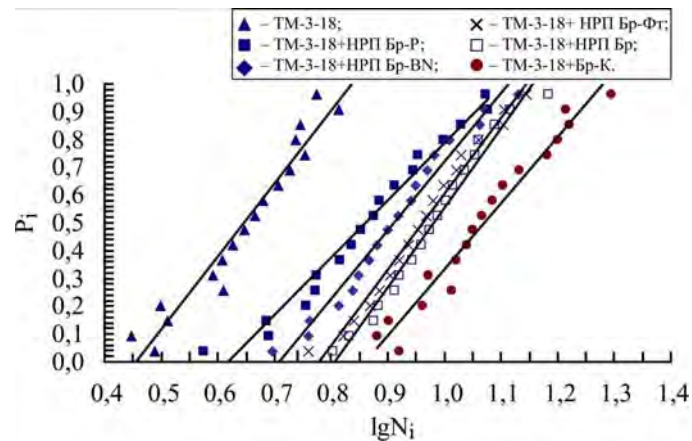


Рис. 4. Графики функций распределения P_i контактно-усталостного ресурса $\lg N_i$ образцов из стали 20ХН3А при $\sigma_{z \max} = 928$ МПа и смазке маслом ТМ-3-18 с добавками НРП.

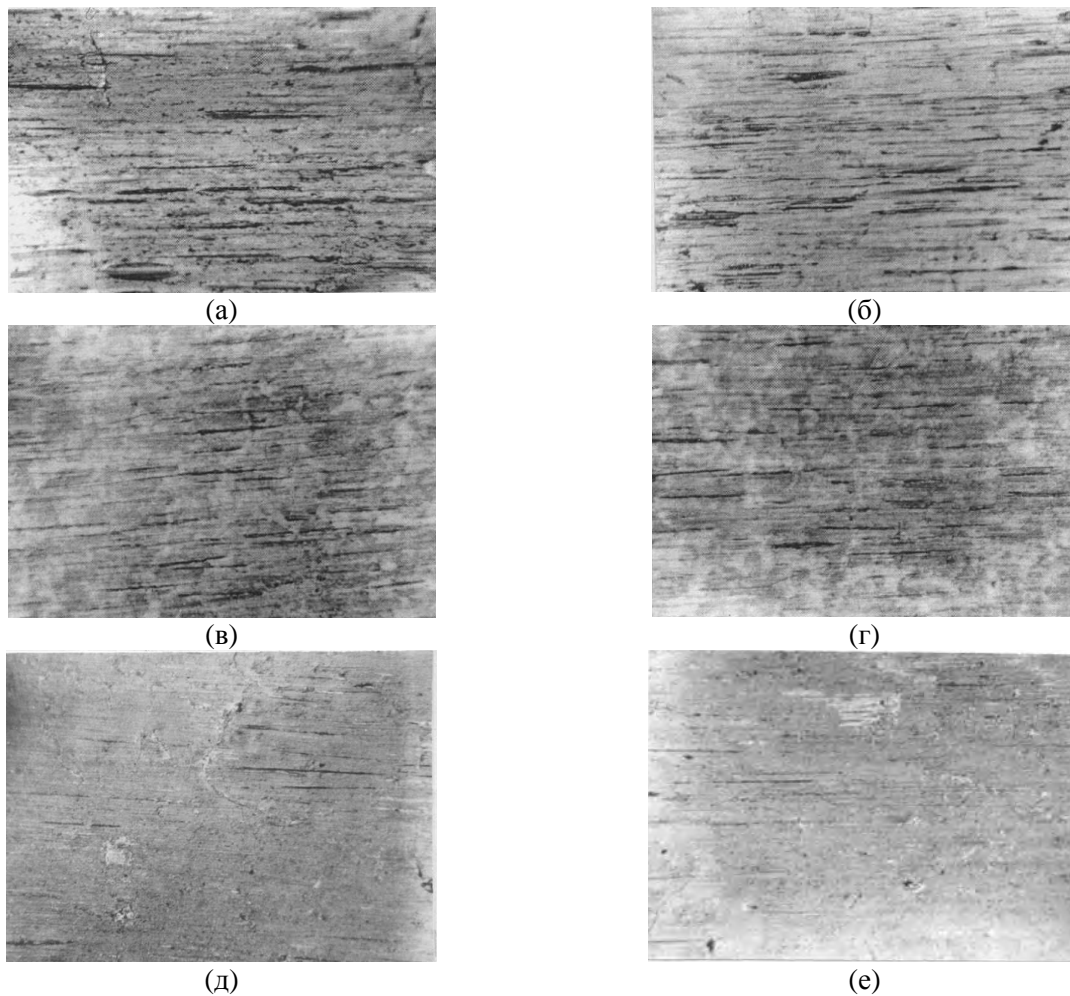


Рис. 5. Поверхности трения образцов, испытанных на масле ($\times 300$): (а) – ТМ-3-18; (б) – ТМ-3-18+НРП Бр-Р; (в) – ТМ-3-18+НРП Бр-ВН; (г) – ТМ-3-18+НРП Бр-Фт; (д) – ТМ-3-18+НРП Бр; (е) – ТМ-3-18+НРП Бр-К.

бронзы существенно повышается по сравнению со стандартным маслом. Введение в базовое масло НРП Бр-Р, Бр-ВН, Бр-Фт, Бр во всех случаях вызывает увеличение контактной долговечности $\lg N_i$ образцов в среднем на 33, 40, 49 и 52% соответственно. Максимальное значение числа циклов до начала выкрашивания $\lg N_i = 1,07$ отмечено при смазке роликов маслом ТМ-3-18+НРП Бр-К, что превышает соответ-

ствующий показатель контактной выносливости образцов, смазываемых стандартным маслом, в 1,66 раза.

Изучение рельефа рабочих поверхностей образцов, испытанных при качении с 10% проскальзыванием в условиях смазки маслом с добавками НРП, показало положительное влияние добавок на процессы в зоне контакта. На поверхности трения образца, смазываемого стандартным маслом ТМ-3-18 (рис. 5а), видны

дефекты в виде множества рисок и следов пластического деформирования металла, что подтверждает наличие граничного трения во время проведения эксперимента. В отличие от этой поверхности, на дорожках трения образцов, испытанных на масле с добавками НРП Бр-Фт, Бр-ВН, Бр (рис. 5в-д), наблюдается уменьшение количества дефектов. Протяженность и ширина рисок уменьшаются, а сами риски приобретают менее четкие очертания, что подтверждает благоприятный режим работы фрикционной пары. Сравнение фотографий поверхностей трения показывает, что наиболее однородный микро-рельеф с минимальным количеством дефектов наблюдается у образца, испытанного на масле ТМ-3-18+НРП Бр-К (рис. 5е). Светлые фрагменты на рис. 5в-е, вероятно, указывают на формирование пленки, состоящей из элементов НРП.

Измерение шероховатости образцов трения показало существенное изменение микрогеометрии рабочих поверхностей, смазываемых маслом с добавками НРП, по сравнению с поверхностями образцов, смазываемых стандартным маслом. Величина среднего арифметического отклонения профиля R_a рабочих поверхностей роликов, испытанных на масле ТМ-3-18+НРП Бр-К, равна 0,09–0,20 мкм, а роликов, смазываемых стандартным маслом ТМ-3-18, – 0,25–0,37 мкм, что в 1,9–2,8 раза меньше.

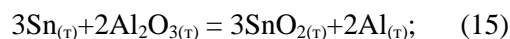
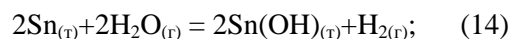
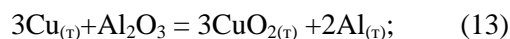
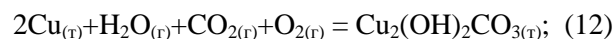
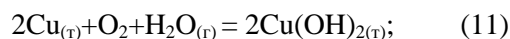
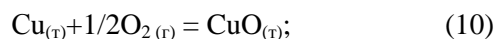
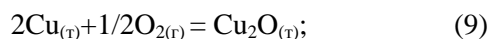
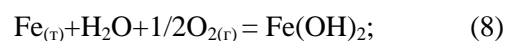
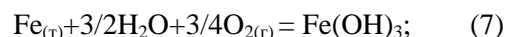
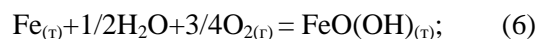
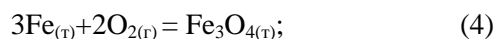
Визуальный осмотр поверхностей трения роликов, смазываемых во время эксперимента маслом с добавками НРП, показал наличие темной пленки, отсутствующей у образцов не подвергавшихся трибологическим испытаниям. С целью определения изменений, происходящих в поверхностном слое образцов трения при смазке их маслом ТМ-3-18+НРП Бр-К, проводили термодинамический анализ модельных твердофазных и гетерофазных реакций, способных протекать в системе Fe-Cu-Sn-Al₂O₃, в присутствии кислорода воздуха и водяных паров.

В соответствии с работами М.Д. Генкина, Н.Ф. Кузьмина, Ю.А. Мишарина, Ю.Н. Дроздова [17, 18, 19] максимальная температура в зоне контакта зубчатых передач оценивается суммой объемной температуры зуба, средней температуры на перемещающейся полоске контакта и температурной вспышки. Объемная температура зуба определяется экспериментально с помощью термопары, а средняя температура на перемещающейся полоске контакта и величина температурной вспышки вследствие технических трудностей определяются расчетным путем или косвенными методами. Одним из таких методов является металлографический анализ, результаты которого свидетельствуют о возникновении высоких температур при трении, достаточных

для превращения α -Fe \rightarrow γ -Fe [20]. Принципиально отличным типом структур, образующихся в результате трансформации поверхности твердого тела, являются так называемые белые слои, толщина которых может достигать сотен мкм. Образование этих структур, как правило, связано со значительным повышением температуры в зоне трения [21]. В теплонагруженных узлах трения температура в контактных зонах может достигать 1000°C и выше, что приводит к расплавлению поверхностных слоев [22].

Для определения максимальной температуры в контакте зубчатых колес нами разработана программа, ориентированная на ЭВМ IBM PC. Программа позволяет установить зависимость объемной температуры зубчатого колеса, средней температуры на поверхности трения, температурной вспышки и максимальной температуры от комплекса факторов, входящих в уравнения для определения этих характеристик. Расчеты показали, что максимальная температура в зоне контакта зубьев находится в интервале 400–560°C.

При расчетах модельных химических реакций в системе Fe-Cu-Sn-Al₂O₃ учитывали, что температура поверхностного слоя вследствие локального нагрева при трении может увеличиваться до 560°C, а в условиях стационарного процесса трения протекают равновесные химические реакции. Возможность взаимодействия добавки НРП с легирующими металлами материала роликов во внимание не принимали. Рассматривали следующие наиболее характерные реакции:



Для указанных реакций рассчитано изменение свободной энергии Гиббса в интервале температур 200–1000 К. Результаты расчетов для выбранных реакций приведены на рис. 6. Наиболее вероятными являются реакции: окисления

железа (4), (5), окисления меди (9), (10), образования гидроксида железа (6), окисления меди с восстановлением алюминия (13).

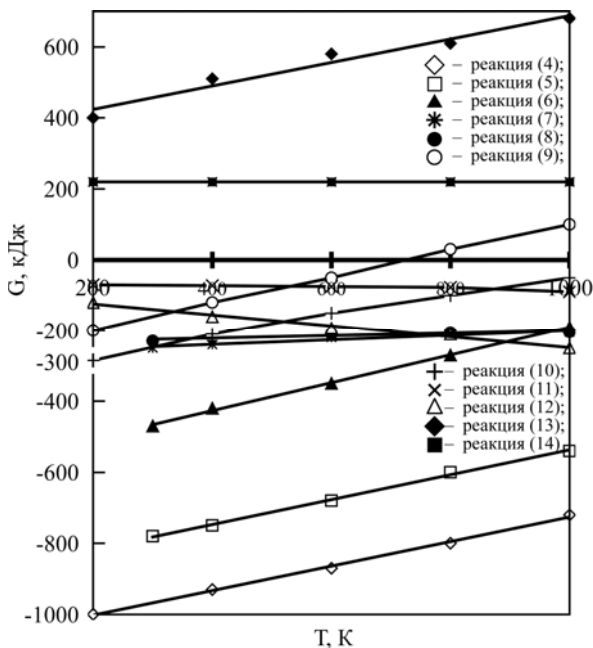


Рис. 6. Изменение свободной энергии Гиббса ΔG для реакций взаимодействия в системе Fe-Cu-Sn-Al₂O₃.

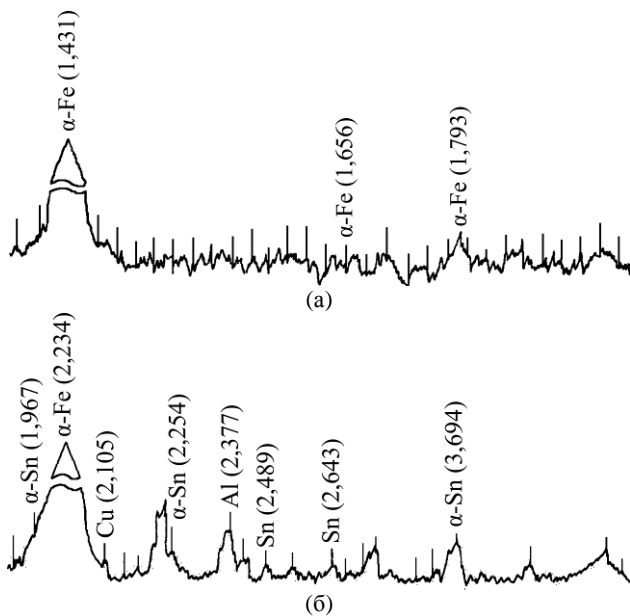


Рис. 7. Рентгенограммы образцов трения: (а) – ролик до испытания (сталь 20ХН3А); (б) – ролик после испытания на масле ТМ-3-18+НРП Бр-К.

Результаты рентгенофазового анализа образцов, вырезанных из роликов, представлены на рис. 7. На рентгенограмме исходного образца (рис. 7а) видны пики с межплоскостными расстояниями 1,431; 1,656; 1,793 Å, которые соответствуют материалу ролика – стали 20ХН3А. Наличие пиков α -Sn (1,967; 2,254; 3,694), Sn (2,489; 2,643), Cu (2,105), Al (2,377) на дифрактограмме образца, испытанного на масле ТМ-3-118+НРП Бр-К (рис. 7б), позволило иден-

тифицировать элементы НРП Бр-К. Таким образом, результаты рентгенофазового анализа свидетельствуют о наличии на контактной поверхности испытанного ролика пленки, состоящей из элементов добавляемого в масло НРП. Толщину пленки, сформированной НРП Бр-К, определяли по следующему уравнению:

$$t = \frac{\ln I_0 \cdot \sin \Theta}{I \cdot -2\mu}, \quad (17)$$

где I – интенсивность отражения с покрытием; I_0 – интенсивность отражения без покрытия; Θ – дифракционный угол аналитического рефлекса; μ – линейный коэффициент ослабления; t – толщина покрытия.

Результаты расчета показали, что толщина сформированной пленки составила 2,2 мкм.

Результаты стендовых испытаний показали, что средний линейный износ зубчатых колес, работающих в смазочной среде ТМ-3-18+НРП Бр-К, в 1,47 раза меньше, чем на стандартном масле. Данные микрометража зубчатых колес хорошо согласуются с результатами спектрального анализа проб масла, представленными на рис. 8. Анализ результатов показывает, что в условиях смазки деталей бортовых редукторов маслом ТМ-3-18+НРП Бр-К в течение 200 ч испытаний содержание железа в пробах масла на 42% меньше, чем при смазке стандартным маслом.

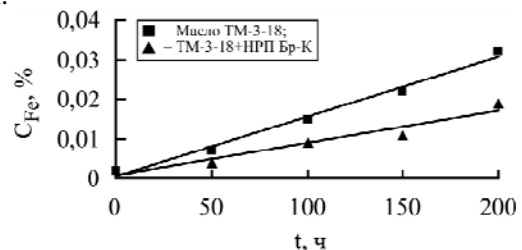


Рис. 8. Изменение концентрации железа в масле C_{Fe} при испытаниях ведущих мостов.

Результаты изменения суммарного углового зазора в силовых передачах тракторов, работающих в условиях рядовой эксплуатации на стандартном и экспериментальном маслах, приведены в табл. 2. Анализ результатов показывает, что средняя скорость изменения суммарного углового зазора, характеризующая скорость изнашивания деталей трансмиссии при смазке маслом ТМ-3-18 с добавкой НРП Бр-К, была на 30–45% ниже, чем при смазке стандартным маслом.

По данным эксплуатационных испытаний проведено прогнозирование остаточного ресурса агрегатов трансмиссии тракторов «БЕЛАРУС» 80.1, работающих на экспериментальной смазочной композиции.

Остаточный ресурс коробок передач и задних мостов определяли по формуле (18):

Таблица 2. Изменение суммарного углового зазора в механизмах трансмиссии тракторов «БЕЛАРУС» 80.1

Наработка тракторов, моточас	Смазочный материал	Суммарный боковой зазор, мин	Средняя скорость изменения бокового зазора, мин/моточас	Смазочный материал	Суммарный боковой зазор, мин	Средняя скорость изменения бокового зазора, мин/моточас
1	2	3	4	5	6	7
0	ТМ-3-18	128	0,044	ТМ-3-18+ НРП Бр-К	97	0,031
500		132			107	
1000		145			109	
1500		199			154	
2000		270			170	
2500		316			208	
0	ТМ-3-18	114	0,042	ТМ-3-18+ НРП Бр-К	153	0,034
500		132			161	
1000		138			172	
1500		164			196	
2000		221			217	
2500		269			239	
0	ТМ-3-18	58	0,040	ТМ-3-18+ НРП Бр-К	115	0,032
500		72			127	
1000		89			148	
1500		102			156	
2000		166			180	
2500		200			227	
0	ТМ-3-18	104	0,043	ТМ-3-18+ НРП Бр-К	101	0,035
500		118			105	
1000		141			134	
1500		163			156	
2000		200			198	
2500		257			216	
0	ТМ-3-18	68	0,045	ТМ-3-18+ НРП Бр-К	157	0,031
500		82			168	
1000		103			174	
1500		128			194	
2000		185			243	
2500		224			281	

$$t_{ocm} = \left(\frac{1}{\left(\frac{u_2}{u_1} \right)^{1/\alpha} - 1} \right) \cdot \left[t_{1-2} \cdot \left(\left(\frac{u_n}{u_2} \right)^{1/\alpha} - 1 \right) \right], \quad (18)$$

где u_n – предельное изменение контролируемого параметра, мин; u_1 – изменение параметра состояния, установленное при первом замере, мин; u_2 – изменение параметра состояния, установленное при втором замере, мин; t_{1-2} – наработка между двумя замерами, моточас; α – показатель степени аппроксимирующей функции изменения контролируемого параметра, $\alpha = 1,5$.

Для агрегатов, смазываемых во время испытаний стандартным маслом ТАП-15В, остаточный ресурс составил:

$$t_{ocm} = \left(\frac{1}{\left(\frac{200}{58} \right)^{1/1,5} - 1} \right) \cdot \left[2500 \cdot \left(\left(\frac{360}{200} \right)^{1/1,5} - 1 \right) \right] = 942 \text{ моточаса,}$$

а для агрегатов смазываемых ТАП-15В+НРП Бр-К, –

$$t_{ocm} = \left(\frac{1}{\left(\frac{298}{210} \right)^{1/1,5} - 1} \right) \cdot \left[2500 \cdot \left(\left(\frac{360}{298} \right)^{1/1,5} - 1 \right) \right] = 1295 \text{ моточасов.}$$

Расчеты показывают, что долговечность агрегатов, смазываемых маслом ТАП-15В+НРП Бр-К, увеличится на 37% по сравнению с агрегатами, работающими на стандартном масле.

Улучшение смазочных свойств масла ТМ-3-18 при добавлении в него НРП, по нашему предположению, можно объяснить формированием на поверхностях трения пленки определенного строения с высокими трибологическими характеристиками. Сформированная пленка состоит из твердых частиц оксида алюминия, распределенных среди пластичной бронзы. Такое строение пленки отвечает двум условиям: давление передается зернам оксида алюминия, армирующим ее, а пластичность бронзы, являющейся

связующим элементом, позволяет избежать местных избытков давления. Наноразмерные частицы присадки заполняют микровпадины и залечивают поверхностные дефекты, тем самым увеличивая площадь контакта. Это вызывает уменьшение удельного давления и пластических деформаций микровыступов контактирующих поверхностей. Пленка разделяет трущиеся поверхности и препятствует металлическому контакту. Образование пленки вызывает снижение удельной поверхностной энергии и адгезионной составляющей силы трения. Высокие антифрикционные свойства пленки снижают касательные напряжения, возникающие при трении, и вместе с уменьшением доли металлического контакта способствуют увеличению контактной выносливости образцов. Кроме того, свободные частицы присадки образуют несущий смазочный слой более высокой вязкости, что благоприятствует созданию жидкостного режима трения.

ВЫВОДЫ

1. На основании данных анализа литературных источников установлено, что низкая долговечность агрегатов трансмиссии тракторов обусловлена износом и питингом активных поверхностей зубчатых колес.

2. С помощью метода плазменной переконденсации синтезированы одно- и двухкомпонентные НРП оловянной бронзы дисперсностью 0,01–0,03 мкм для добавления в трансмиссионное масло. Расчетно-экспериментальным методом оптимизированы состав и общая концентрация добавки в масло.

3. В результате сравнительных трибологических испытаний трансмиссионного масла ТАП-15В (ГОСТ 23659–79) и смазочных композиций с добавками НРП (Бр, Бр-Р, Бр-ВН, Бр-Фт, Бр-К) установлен наибольший эффект добавки НРП Бр-К. Введение ее в базовое масло позволило снизить момент трения на 17%, температуру смазочной среды на 37%, износ в 2,5 раза, при этом нагрузка заедания образцов увеличилась на 18%, время до возникновения заедания – на 33%, а контактная выносливость в 1,66 раза.

4. Измерение шероховатости образцов трения показало, что применение добавки НРП Бр-К к трансмиссионному маслу способствует снижению шероховатости в 1,9–2,8 раза. Результаты рентгенофазового анализа поверхностной пленки, сформированной за счет разработанной добавки НРП в трансмиссионное масло, свидетельствуют о наличии в ней меди, олова, алюминия и их оксидов. Толщина пленки составила 2,2 мкм.

5. Применение смазочной композиции ТМ-3-18+НРП Бр-К вместо стандартного масла позволило снизить износ деталей во время стендовых испытаний в 1,47 раза, а в условиях рядовой эксплуатации средняя скорость изнашивания была ниже на 30–45%. Расчет остаточного ресурса показал, что при смазке агрегатов трансмиссии маслом ТМ-3-18 с добавкой НРП Бр-К их долговечность увеличивается на 37%.

6. Результаты проведенных комплексных исследований позволяют рекомендовать для смазывания агрегатов механических трансмиссий тракторов масло ТМ-3-18+НРП Бр-К, которое прошло лабораторные, стендовые и эксплуатационные испытания.

ЛИТЕРАТУРА

1. Воронов Е.В. *Сельский механизатор*. 2012, (11), 10–11.
2. Тюпаков К. *АПК: Экономика, управление*. 2012, (1), 60–66.
3. Лачуга Ю.Ф., Кряжков В.М., Шевцов В.Г. *Сельскохозяйственные машины и технологии*. 2012, (6), 4–11.
4. Скрынник Е.Б. *Экономика сельского хозяйства России*. 2010, (1), 18–40.
5. Жутов А.Г., Жидков Г.И., Коблов С.П. *Тракторы и сельхозмашины*. 2010, (1), 48–50.
6. Балашов Б.А., Гальпер Р.Р., Гаркави Л.М., Державец Ю.А., и др. *Редукторы энергетических машин*. Л.: Машиностроение, 1985. 232 с.
7. Сафонов В.В., Шишурин С.А., Александров В.А. *Нанотехника*. 2009, (20), 79–80.
8. Сафонов В.В., Добринский Э.К., Буйлов В.Н., Семин А.Г., Митюшкин А.А., Венскайтис В.В. *Смазочная композиция*. РФ пат. 2123030, 1998. Бюл. № 34. 7 с.
9. Сафонов В.В., Азаров А.С., Гороховский А.В., Палагин А.И. *Ремонт, восстановление, модернизация*. 2011, (1), 17–20.
10. Сафонов В.В., Венскайтис В.В., Добринский Э.К., Халов Е.Ю. *Научная жизнь*. 2016, (2), 6–21.
11. Сафонов В.В., Остриков В.В., Шелохвостов В.П., Попов С.Ю. *Наука в Центральной России*. 2014, (7), 42–52.
12. Сафонов В.В., Остриков В.В., Зимин А.Г., Попов С.Ю. *Тракторы и сельхозмашины*. 2014, (5), 42–44.
13. Сафонов В.В., Александров В.А., Азаров А.С., Добринский Э.К. *Ремонт, восстановление, модернизация*. 2008, (2), 8–11.
14. Сафонов В.В., Гороховский А.В., Палагин А.Н., Азаров А.С., и др. *Нанотехника*. 2009, (20), 94–95.
15. Погодаев Л.И., Кузьмин В.Н., Дудко П.П. *Повышение надежности трибосопрежений: Материалы. Пары трения ДВС. Смазочные композиции*. СПб.: Академия транспорта РФ, 2001. 304 с.
16. Сафонов В.В., Добринский Э.К., Венскайтис В.В., Нестеров А.Л. *Трансмиссионное масло*. РФ пат.

2107090, 1998. Бюл. № 8. 5 с.

17. Коздоба Л.А. *Методы решения нелинейных задач теплопроводности*. М.: Наука, 1975. 228 с.
18. Алексеев Н.М., Блюмен А.В., Браун Э.Д., Броновец М.А., и др. *Справочник по триботехнике. В 3 т. Т.1. Теоретические основы*. М.: Машиностроение, 1989. 400 с.
19. Дроздов Ю.Н., Арчegov В.Г., Смирнов В.И. *Противозадирная стойкость трущихся тел*. М.: Наука, 1981. 139 с.
20. Фролов К.В. *Методы совершенствования машин и современные проблемы машиноведения*. М.: Машиностроение, 1984. 224 с.
21. Костецкий Б.И., Натансон М.Э., Бершадский Л.И. *Механохимические процессы при граничном трении*. М.: Наука, 1972. 170 с.
22. Чичинадзе А.В., Берлинер Э.М., Браун Э.Д., Буше Н.А., Буяновский И.А., Геккер Ф.Р., Горячева И.Г., Гриб В.В., Демкин Н.Б., Добычин М.Н., Евдокимов Ю.А., Захаров С.М., Кершенбаум В.Я., Лужнов Ю.М., Мамхегов М.А., Михин Н.М., Романова А.Т. *Трение, износ и смазка (трибология и триботехника)*. М.: Машиностроение, 2003. 576 с.

Поступила 27.04.15
После доработки 14.09.15

Summary

Complex pilot studies of the influence of one – and two-component the nanodimensional powdery additives on the operational properties of transmission TM-3-18 oil (GOST 23652-79 TAP-15V) have been conducted. It is established that introduction of nanodimensional powdery additives of tin bronze and of aluminum oxide into the basic oil increases its antifrictional, antiwear, antiwelding properties. It also contributes to the increase in durability of cogwheels of the units of transmission of a tractor limiting a resource.

Keywords: reliability, between-repairs resource, transmission oil, lubricant composition, wear, nanodimensional powders, tribological properties, friction surface, contact endurance.

Влияние морфологии поверхности алюминиевой фольги на вероятность гетерогенной рекомбинации атомов $O(^3P)$ в плазме кислорода

*Н. В. Холодкова, И. В. Холодков

ФГБОУ ВПО «Ивановский государственный химико-технологический университет»,
пр. Шереметевский, 7, г. Иваново, 153000, Россия, *e-mail: kholodkova@isuct.ru

Исследован процесс рекомбинации атомов кислорода на поверхности фольги и пленки алюминия в положительном столбе тлеющего разряда постоянного тока в кислороде при давлении газа 200 Па, токе разряда 50 мА и температуре поверхности образцов 350–530 К. Показано, что увеличение средней шероховатости поверхности приводит к снижению вероятности гетерогенной рекомбинации атомов $O(^3P)$. Определены значения кажущейся энергии активации процесса рекомбинации атомов кислорода.

Ключевые слова: гетерогенная рекомбинация, кислород, поверхность, пленка, фольга, алюминий.

УДК 537.525 + 539.19

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время кислородсодержащая плазма широко применяется для модификации поверхности и травления органических и неорганических материалов [1–2]. Одним из важнейших аспектов, определяющих понимание процессов, происходящих в условиях плазмохимического воздействия, является информация о механизмах образования и гибели химически активных частиц, в частности атомов кислорода. Из результатов моделирования низкотемпературной плазмы кислорода постоянного тока [3] следует, что гетерогенные процессы являются одним из основных каналов гибели атомов кислорода в данных условиях.

Вопросу взаимодействия алюминия как одного из широко применяемых конструкционных материалов с атомами кислорода посвящено большое количество работ [4]. Тонкие пленки алюминия имеют широкое технологическое применение в микроэлектронике вследствие простоты их получения и устойчивости к внешним коррозионным воздействиям, что обусловлено наличием тонкой пленки естественного оксида на поверхности [5]. Тонкие пленки, толщины которых обычно имеют нанометровые размеры, могут существенно отличаться по свойствам от массивных образцов. Это открывает широкие возможности создания на поверхности изделий покрытий, представляющих собой принципиально новые как по структуре, так и по свойствам материалы [6].

В то же время основная часть исследований процесса рекомбинации атомов на поверхности металлов относится к области послесвечения [4], при этом влияние морфологических характери-

стик поверхности на процесс рекомбинации практически не исследовано.

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Объектом исследования являлась алюминиевая фольга марки ФГ 0,2×210 Н А5 толщиной 200 мкм, поверхность которой изменяли путем нанесения пленки алюминия толщиной 0,2 мкм термическим испарением в вакууме. Образец в форме кольца длиной 15 см помещался по образующей стенки реактора из молибденового стекла С-52 диаметром 1,5 см непосредственно в зоне плазмы. Исследования проводились в проточной системе на установке, описанной в работе [7]. В качестве плазмообразующего газа использовался кислород (чистота 99,9%). Давление в системе поддерживалось постоянным 200 Па при токе разряда 50 мА.

Температура образца устанавливалась системой внешнего термостатирования по всей длине образца и изменялась в диапазоне 340–530 К. Контроль температуры осуществлялся с помощью медь-константановой термопары.

Температура плавления массивного алюминия составляет 933 К [8]. Ввиду того, что вероятность гетерогенной рекомбинации (γ) атомов определяли для алюминиевой фольги толщиной 200 мкм, измерения величины γ при температуре выше 530 К не проводились вследствие деформации образца при данных температурах.

Вероятность гетерогенной рекомбинации атомов кислорода на поверхности алюминия в плазме кислорода определялась при измерении относительной концентрации атомов кислорода методом электронного парамагнитного резонанса (ЭПР). В основе метода ЭПР лежит измерение резонансного поглощения электромагнитных

волн частицами парамагнитных веществ в постоянном магнитном поле. Регистрируемое количество поглощенной СВЧ-энергии в форме спектральной линии пропорционально относительной концентрации парамагнитных частиц (в нашем случае атом кислорода в основном состоянии $O(^3P)$). В рамках эксперимента получали кинетические зависимости для атомов кислорода при изменении времени контакта с поверхностью алюминиевой фольги за счет изменения длины разрядной зоны при постоянной скорости потока.

Полагая, что скорость диссоциации не зависит от продольной координаты [9], значения вероятности определяли в результате обработки кинетических кривых, основанной на решении уравнения непрерывности плотности потока атомов в цилиндрической системе координат для однородной поверхности:

$$-D \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \frac{\partial n}{\partial r} \right] - D \frac{\partial^2 n}{\partial z^2} + V_z \frac{\partial n}{\partial z} - \bar{W} = 0, \quad (1)$$

где n – текущая концентрация атомов кислорода; D – коэффициент диффузии; V_z – среднemasсовая скорость потока; r и z – радиальная и продольная координаты; \bar{W} – средняя по сечению скорость диссоциации.

Усредняя по сечению и учитывая плоское распределение концентрации атомов по радиусу, при малых вероятностях получим:

$$D \frac{\partial^2 \bar{n}}{\partial z^2} - V_z \frac{\partial \bar{n}}{\partial z} - \frac{\bar{n}}{\tau} + \bar{W} = 0. \quad (2)$$

Решение уравнения (2) должно удовлетворять условиям: $n = n(0)$ при $z = 0$; $n = n(\infty)$ при $z \rightarrow \infty$ и с их учетом давать следующее выражение:

$$\bar{n}(z) = \bar{n}(\infty) + \left(\bar{n}(0) - \bar{n}(\infty) \right) e^{\varphi z}, \quad (3)$$

где $\bar{n}(0)$ – концентрация атомов на входе в зону разряда; $\bar{n}(\infty) = W\tau$ – концентрация атомов, определяемая как асимптота $\bar{n}(z)$ при $z \rightarrow \infty$.

В результате математической обработки кинетических кривых $n = f(z)$ по уравнению (3) определяется параметр φ , значение которого необходимо при расчете эффективной константы гетерогенной рекомбинации атомов по выражению

$$K_{rec} = D\varphi^2 + V_L\varphi,$$

где V_L – линейная скорость потока газа.

Вероятность гетерогенной рекомбинации атомов связана с эффективной константой процесса следующим выражением:

$$\gamma = \frac{2RK_{rec}}{\bar{v}},$$

где R – радиус трубки; \bar{v} – тепловая скорость атомов.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

На рис. 1 представлены изображения участков поверхности фольги алюминия и нанесенной на нее пленки Al, полученные с помощью атомно-силового микроскопа (АСМ) Solver 47 Pro. Изображения поверхности, полученные в режиме фазового контраста (рис. 2), показывают, что средний размер зерен пленки превосходит аналогичный параметр для алюминиевой фольги. Средняя шероховатость (R_a) поверхности фольги алюминия составила $6,04 \pm 0,8$ нм, в то время как для пленки $R_a = 8,60 \pm 0,95$ нм.

Измерения вероятности гетерогенной рекомбинации атомов кислорода на данных поверхностях (давление 200 Па, ток разряда 50 мА) показали, что для пленки алюминия при температуре образца 350 К $\gamma = 5,6 \cdot 10^{-3}$, а для фольги при этих условиях $\gamma = 1 \cdot 10^{-2}$. Известно, что рекомбинация атомов на поверхности возможна по двум механизмам: Ленгмюра-Хиншельвуда и Или-Ридила. В случае первого механизма необходимо учитывать процессы сорбции и последующей диффузии (миграции) физически сорбированных атомов по поверхности, а в случае механизма Или-Ридила – только сорбции. Таким образом, результирующий механизм процесса рекомбинации атомов определяется общим количеством центров сорбции на поверхности и степенью их заполнения.

Поверхность исследуемых образцов алюминия представляет собой морфологически неоднородную структуру, состоящую из отдельных зерен или кристаллитов. Следовательно, центрами сорбции атомов на поверхности как пленки, так и фольги алюминия могут выступать сами зерна либо в сочетании с границами зерен. Ввиду того, что по сравнению с поверхностью фольги среднее удельное количество зерен на поверхности пленки ниже (рис. 1–2), наблюдаемое различие в значениях вероятности гетерогенной рекомбинации для данных поверхностей оправданно.

Следует отметить, что процесс рекомбинации протекает не на чистом алюминии, а на слое пассивирующего оксида, толщина которого в естественных условиях составляет 5–30 нм [10]. Окислительные процессы в пленочных структурах могут иметь иной характер из-за размерного фактора и отличий в морфологии поверхности пленки по сравнению с массивным образцом. На рис. 3 представлена зависимость вероятности гетерогенной рекомбинации атомов кислорода на поверхности образцов от времени обработки ее в плазме кислорода. В течение исследуемого

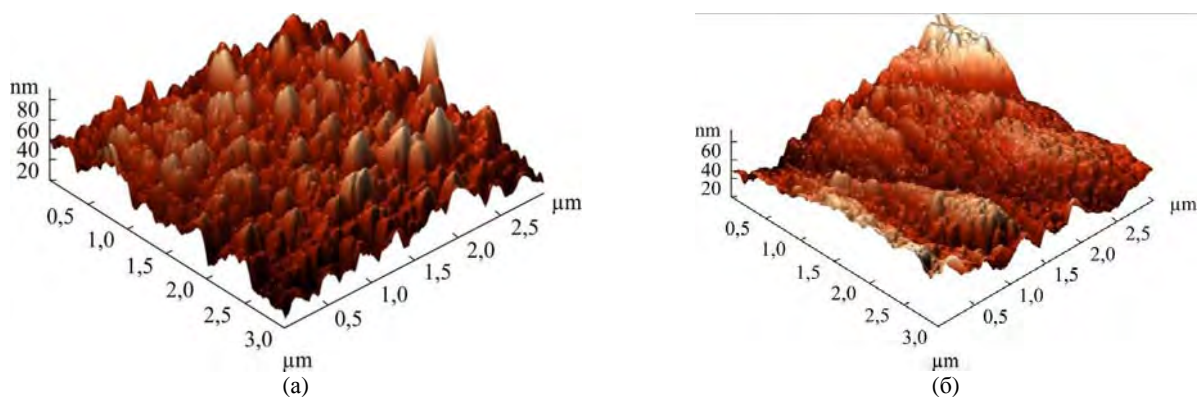


Рис. 1. АСМ изображения пленки (а) и фольги (б) алюминия до обработки в плазме кислорода.

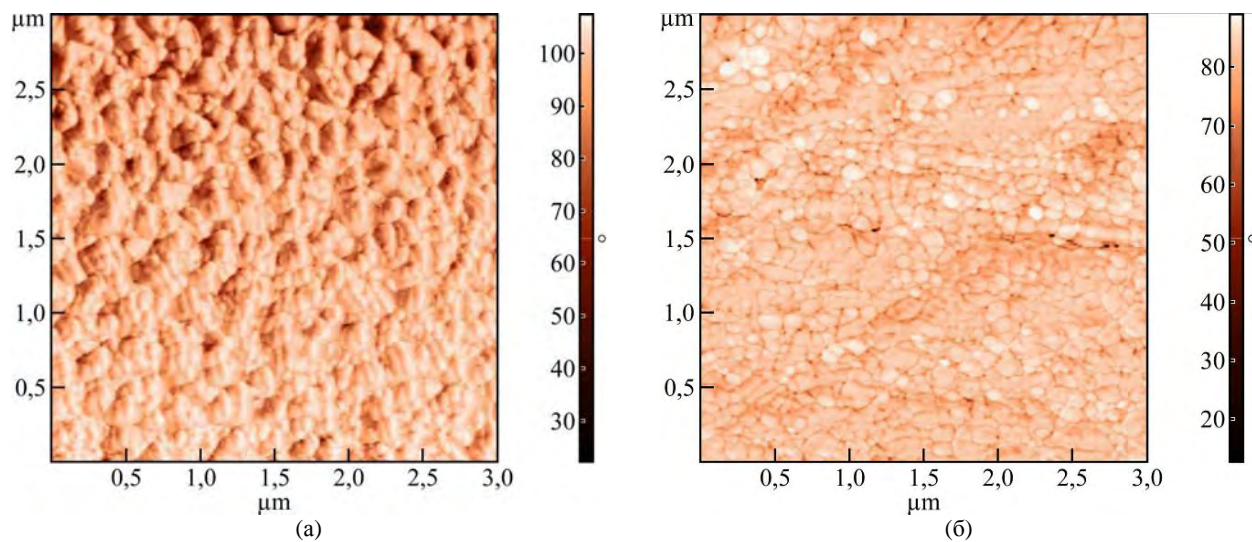


Рис. 2. АСМ изображения в режиме фазового контраста пленки (а) и фольги (б) алюминия до обработки в плазме кислорода.

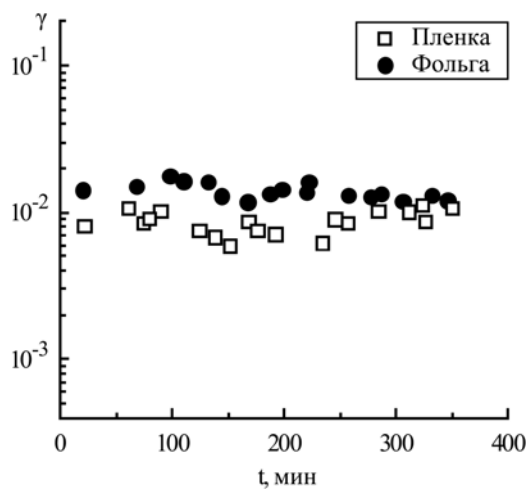


Рис. 3. Вероятность гетерогенной рекомбинации атомов $O(^3P)$ на поверхности алюминия в зависимости от времени обработки в плазме кислорода.

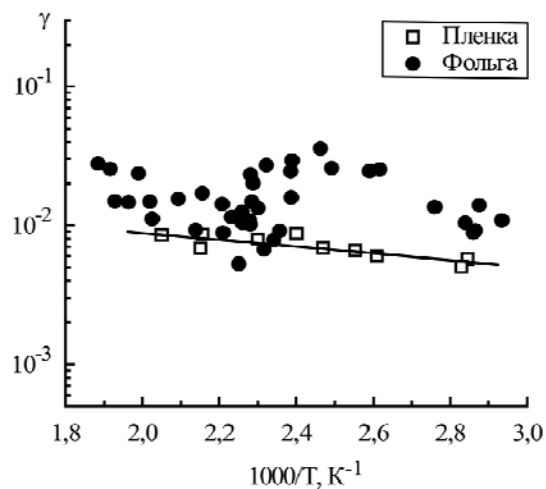


Рис. 4. Температурная зависимость вероятности гетерогенной рекомбинации атомов кислорода в плазме $O_2(200 \text{ Па})$ на поверхности алюминия.

Параметры поверхности пленки и фольги алюминия при обработке в плазме кислорода

Время обработки, мин	Средняя шероховатость, нм	
	пленка	фольга
0	8,56	6,04
5	8,68	6,62
10	9,61	6,69
15	9,89	6,73
30	9,69	6,73

временного диапазона 10–360 минут значение γ остается постоянным в пределах погрешности эксперимента.

Анализ изменения шероховатости поверхности образцов в зависимости от времени обработки в плазме кислорода (таблица) показал, что величина R_a увеличивается за первые 5–10 минут примерно на 10–12%, дальнейшая обработка как фольги, так и пленки в плазме кислорода не приводит к какому-либо изменению шероховатости поверхностей. Отсюда следует, что морфология и химическая природа поверхности пленки и фольги алюминия при длительной обработке в кислородной плазме в целом остаются неизменными.

На рис. 4 представлена зависимость вероятности гетерогенной рекомбинации атомов кислорода от температуры образцов в аррениусовых координатах. Вид зависимостей позволил рассчитать значения кажущейся энергии активации. На поверхности пленки алюминия в диапазоне температур 340–490 К реакция рекомбинации атомов кислорода протекает с кажущейся энергией активации $4,6 \pm 1,2$ кДж/моль. Для алюминиевой фольги наблюдаются два участка на зависимости $\gamma = f(1/T)$: в диапазоне температур образца 340–430 К кажущаяся энергия активации гетерогенной рекомбинации составила $E_A = 21,7 \pm 2,2$ кДж/моль, а в диапазоне 420–530 К – $E_A = 19,4 \pm 2,8$ кДж/моль. Наличие двух явных участков с близкими значениями E_A свидетельствует о том, что механизм процесса гетерогенной рекомбинации не изменяется.

Более низкое значение кажущейся энергии активации для пленки алюминия по сравнению с алюминиевой фольгой можно связать с меньшей концентрацией активных центров сорбции на поверхности пленки, что обуславливает более высокую подвижность адсорбированных атомов при условии постоянства степени заполнения ими поверхности.

Исходя из полученных результатов, преобладающим механизмом рекомбинации атомов кислорода на поверхности исследованных образцов алюминия в рассматриваемом диапазоне условий является механизм Ленгмюра-Хиншельвуда.

Сложное поведение температурной зависимости вероятности гетерогенной рекомбинации атомов кислорода на поверхности фольги (рис. 4) не может быть связано с фазовым переходом в структуре поверхностного оксида в диапазоне температур 340–530 К. Согласно результатам работы [11], вплоть до 573 К образуется пленка аморфного оксида предельной толщины, которая

только при превышении этой температуры постепенно превращается в кристаллическую γ - Al_2O_3 . Таким образом, наблюдаемое поведение вероятности гетерогенной рекомбинации атомов кислорода на поверхности фольги требует дальнейших исследований.

ЛИТЕРАТУРА

1. Gawish S.M., Saady M.A., Abo El-Ola S.M., Abou-El-Kheir A. *J Text I.* 2011, **102**(2), 180–188.
2. Kuvaldina E.V. *Surf Eng Appl Electrochem.* 2008, **44**(2), 127–132.
3. Рыбкин В.В., Бессараб А.Б., Максимов А.И. *Теплофизика высоких температур.* 1995, **33**(2), 185–190.
4. Холодкова Н.В., Холодков И.В. *Изв. вузов. Химия и химическая технология.* 2014, **57**(2), 3–9.
5. Igic P.M., Mawby P.A. *Microelectr J.* 1999, **30**(12), 1207–1212.
6. Быков Ю.А., Карпунин С.Д., Газукина Е.И. *Металловедение и термическая обработка металлов.* 2000, **36**(6), 45–47.
7. Kholodkova N.V., Kholodkov I.V., Abramov A.V. *Surf Eng Appl Electrochem.* 2013, **49**(2), 107–110.
8. Бабичев А.П., Бабушкина Н.А., Братковский А.М. *Физические величины: Справочник.* М.: Энергоатомиздат, 1991. 1234 с.
9. Бровикова И.Н., Рыбкин В.В., Бессараб А.Б., Шукуров А.Л. *Химия высоких энергий.* 1997, **31**(2), 146–148.
10. Schmitz Ch. *Handbook of Aluminium Recycling.* Essen: Vulkan-Verlag GmbH, 2006. 556 с.
11. Jeurgensa L.P.H., Sloofa W.G., Tichelaara F.D., Mittemeijera E.J. *Thin Solid Films.* 2002, **418**(2), 89–101.

Поступила 30.06.15
После доработки 28.07.15

Summary

The process of recombination of oxygen atoms on the surface of the aluminum foil and thin film was investigated in the positive column of the DC glow discharge in oxygen at a gas pressure of 200 Pa, a discharge current of 50 mA, and surface temperatures of 350–530 K. It was shown that an increase in the average surface roughness leads to a decrease of the $O(^3P)$ atoms heterogeneous recombination probability. Apparent activation energies for the heterogenic recombination process of oxygen atoms on the aluminum foil surface were calculated.

Keywords: heterogeneous recombination, oxygen, surface, film, foil, aluminum.

Установки для формирования эрозионно- и абразиво-стойких электроискровых покрытий на лопатках паровых турбин тепловых и атомных электростанций

* А. В. Беляков^а, А. Н. Горбачев^а, ** В. В. Михайлов^б, Б. Ф. Реутов^а, А. А. Фокин^а

^аОткрытое акционерное общество «Всероссийский дважды ордена Трудового Красного Знамени теплотехнический научно-исследовательский институт» (ОАО «ВТИ»),

ул. Автозаводская, 14, г. Москва, Российская Федерация, *e-mail: proprotect@mail.ru

^бИнститут прикладной физики АН Молдовы,

ул. Академическая, 5, г. Кишинев, MD-2028, Республика Молдова, **e-mail: valentin.mihailov@gmail.com

Описывается создание электроискровых установок для формирования эрозионно- и абразиво-стойких защитно-упрочняющих покрытий на лопатках паровых турбин тепловых и атомных электростанций типа ГВФ и КГБ, разработанных и изготавливаемых ОАО «ВТИ». Особенностью установок является то, что они снабжены электромеханическими вибровозбудителями, обладающими высокими характеристиками по ресурсу и надежностью по сравнению с электромагнитными. Приводятся данные исследования электрических характеристик установки КГБ-5.

Ключевые слова: электроискровые покрытия, абразивостойкие покрытия, эрозионно-стойкие покрытия, лопатки паровых турбин, выходная кромка лопатки, входная кромка, тепловая электростанция, атомная электростанция, электроискровое легирование, вибровозбудитель, импульс разряда.

УДК 621.793; 621.9.048

ВВЕДЕНИЕ

Эксплуатация энергетического оборудования предопределяет воздействие различных факторов, приводящих к износу его элементов, что, в свою очередь, определяет ресурс и надежность энергетического оборудования в целом. В этой связи затраты на замену изношенных и малонадежных элементов не только неизбежны, но и так велики, что проблема повышения ресурса и надежности элементов энергетического оборудования является весьма важной и актуальной. Неуклонное возрастание мощности энергетического оборудования определяет повышение эксплуатационных параметров (нагрузок, давления, скорости, температуры), что еще более ужесточает характер эксплуатации оборудования и изнашивания составляющих элементов.

Эрозия рабочих (РЛ) и направляющих (НЛ) лопаток последних ступеней паровых турбин тепловых (ТЭС) и атомных (АЭС) электростанций является одной из известных, но до сих пор не решенных проблем паротурбостроения. Практически все отечественные заводы и зарубежные фирмы последние 70 лет ведут экспериментальные и теоретические исследования эрозионной стойкости различных металлов и ищут новые методы защиты РЛ от каплеударного разрушения влажно-паровым потоком. Так, например, еще в прошлом веке в статье 1938 года советский ученый Л.И. Дегтярев указывал [1],

что РЛ и НЛ почти половины турбин мощностью более 50 МВт страдают от эрозии.

Обострение указанной проблемы характерно не только для отечественной теплоэнергетики. Так, в США ущерб от эрозии и коррозии оборудования энергоблоков составляет несколько миллиардов долларов [2].

Другой не менее важной проблемой, которая присуща паровым турбинам ТЭС, является абразивный износ РЛ и НЛ в части высокого и среднего давления по входным и выходным кромкам, обусловленный попаданием в проточную часть турбины твердых частиц окалины труб поверхностей нагрева котлов, паропроводов размерами от 10 до 300 мкм (микротвердость 7000–7500 МПа) и сварочного грата, остающегося после проведения ремонтных работ на поверхностях нагрева.

СОСТОЯНИЕ ПРОБЛЕМЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭРОЗИОННОЙ СТОЙКОСТИ РЛ

Для защиты от эрозионного разрушения входных кромок РЛ последних ступеней существует несколько методов, при этом каждый обладает рядом достоинств и недостатков. В основном эти способы направлены на защиту входных кромок рабочих лопаток в силу наиболее выраженных износов в процессе эксплуатации. Для защиты от эрозии входных кромок РЛ существует в качестве основных 8 наиболее известных способов:

– припайка пластин из кобальтового стеллита марки ВЗК посредством высокотемпературного припоя к входным кромкам стальных РЛ в приторцовой зоне, которая широко практикуется на заводах изготовителях турбинного оборудования в Российской Федерации и за рубежом [3, 4];

– закалка токами высокой частоты (ТВЧ) входных кромок РЛ из стали 15Х11МФ-Ш [5];

– газопламенный [6];

– высокоскоростное плазменное напыление [6, 7];

– детонационный [6];

– лазерная наплавка [8];

– формирование ионно-плазменных однослойных покрытий из TiN или многослойных покрытий чередованием слоев Ti и TiN [9–12];

– электроискровые покрытия из металлокерамических твердых сплавов ВК6, ВК6ОМ, ВК8, Т15К6 и кобальтового стеллита марки ВЗК на РЛ из сталей 20Х13-Ш, 15Х11МФ-Ш, 13Х11Н2 В2МФ-Ш (ЭИ961-Ш) [13–19].

Выходные кромки РЛ паровых турбин от эрозии (в основном в прикорневых, но и в наиболее нагруженных зонах лопаток) страдают меньше, однако в результате остаются опасные концентраторы напряжений в виде сквозных промывов или трещиноподобных дефектов, выходящих к краю выходной кромки. Как правило, в зоне выходных кромок формирование эрозионно-стойкого покрытия на выходных кромках не осуществляют, ограничиваясь зачисткой поврежденных зон и опиловкой выходных кромок. Формирование защитно-упрочняющих покрытий на выходных кромках не практиковалось из-за опасения изменения микроструктуры лопаточных сталей от термического воздействия.

Задачей повышения надежности и ресурса рабочих лопаток последних ступеней паровых турбин является разработка технологического процесса формирования защитно-упрочняющих покрытий на входных и выходных кромках, реализуемого не только в заводских условиях производства турбинных лопаток, но и в условиях электрических станций при проведении их ремонтов.

С этой точки зрения особой привлекательностью среди существующих способов обладает процесс электроискрового формирования покрытий. Электроискровое упрочнение входных кромок рабочих лопаток из высокохромистых коррозионностойких сталей 20Х13-Ш, 15Х11МФ-Ш для формирования защитно-упрочняющего покрытия из металлокерамического твердого сплава Т15К6, разработанное в ЦНИИТМАШ [13], применяется с 60-х годов прошлого столетия на АО «Турбоатом» (Украина) для большого

количества турбин ТЭС и АЭС. Для этого были разработаны ручные электроискровые установки ЦНИИТМАШ ЭАИ-1, ЦНИИТМАШ ИЕ-2, ЦНИИТМАШ ИАС-2М, ЦНИИТМАШ ИАС-3, укомплектовывавшиеся вибратором электромагнитного типа с электрододержателями одного, двух, трех и пяти электродов. Установки обладали большим весом (ЦНИИТМАШ ИЕ-2 – 140 кг; ЦНИИТМАШ ИАС-2М – 150 кг, ЦНИИТМАШ ИАС-3 – около 500 кг) и габаритами, что давало возможность формировать покрытия на РЛ только в условиях завода. Однако простота процесса и возможность не оказывать термического влияния на материал лопаток создавали основу для дальнейшего развития оборудования на современной элементной базе, удовлетворяющего принципу мобильности за счет снижения веса и габаритов. При этом открывается перспектива реализации технологического процесса формирования покрытия без разлопачивания роторов и диафрагм направляющих аппаратов. Сравнительный анализ существующих способов по различным критериям показал перспективность электроискрового метода формирования покрытий по сравнению с другими. В табл. 1 представлены результаты сравнительной оценки способа ЭИЛ и других способов, применяемых для упрочнения рабочих лопаток паровых турбин.

Анализ существующих и разрабатываемых методов, приведенных в таблице, показал, что развитие процесса электроискрового формирования покрытий на лопатках турбин с точки зрения универсальности имеет хорошие перспективы. Несмотря на невысокую эрозионную стойкость, сформированные покрытия на сталях имеют высокую абразивную стойкость, возможность реализации технологического процесса электроискрового формирования покрытий непосредственно на электрических станциях в процессе их ремонта.

Оценка метода с точки зрения борьбы с эрозионными повреждениями, по литературным данным различных исследователей, весьма невысока. Применение твердого металлокерамического сплава Т15К6 в виде покрытия толщиной 0,25 мм уступает по эрозионной стойкости кобальтовому стеллиту марки ВЗК в виде пластин, припаяваемых к входной кромке лопатки. Метод достаточно прост и не вызывает термического воздействия на материал стальных лопаток. Учитывая высокую стоимость лопаток последних ступеней (от 1000 до 2000 долларов США за лопатку), стоимость формирования покрытия в условиях станций на облопаченном роторе в объеме 10% является привлекательной для эксплуатирующей организации.

Таблица 1. Результаты сравнительной оценки способа ЭИЛ и других известных методов упрочнения изнашиваемых элементов проточной части паровых турбин

Способ формирования защиты		Параметры			Используемые объекты упрочнения	Коэффициент использования материала (КИМ)	Экологичность	Применимость в ремонтном производстве	Примечание
		Эрозионная стойкость	Абразивная стойкость	Коррозионная стойкость					
Припайка пластин толщиной 2 мм из стеллита ВЗК припоем ПСр-45 на стали 15Х11МФ-Ш		Высокая, 1,0 – принята за эталон.	Высокая	Средняя	Только входные кромки РЛ последних ступеней	Высокий	Высокая	Применяется	Используется дорогостоящий припой ПСр-45. Ко 2-му ремонту отслаивается 50–90% пластин.
Закалка ТВЧ стали 15Х11МФ-Ш толщиной 0,2 мм		Низкая, 0,25–0,3	Низкая	Низкая	Только входные кромки РЛ последних ступеней	Высокий	Высокая	Не применяется	Большая дефектность закалочного слоя ТВЧ.
ГТС нанесения порошкового стеллита ВЗК	Газоплазменный – 0,3 мм	Низкая, 0,01	Низкая	Средняя	Входные и выходные кромки РЛ и НЛ	Низкий	Требуется экологическая защита	Применяется	ГТП с низкими адгезионными и когезионными свойствами, высокой пористостью целесообразно применять только с последующим оплавлением.
	Плазменный – 0,3 мм	Низкая, 0,01	Низкая	Средняя	Входные и выходные кромки РЛ и НЛ	Средний	Требуется экологическая защита	Применяется	
	Детонационный – 0,2 мм	Низкая, 0,01	Низкая	Средняя	Только входные кромки РЛ последних ступеней	Средний	Требуется экологическая защита	Применяется	
Лазерная наплавка		Средняя	Высокая	Высокая	Только входные кромки РЛ последних ступеней				
Ионно-плазменные покрытия с чередованием слоев Ti и TiN – до 60 мкм		Высокая	Низкая	Высокая	Входные и выходные кромки РЛ и НЛ (Лопатка покрывается целиком)	Высокий	Высокая	Не применяется	Технологический процесс в 2 раза удорожает себестоимость детали. Низкая производительность процесса.
ЭИЛ покрытие – 180–250 мкм (Технология АО «Турбоатом»)	T15K6	Средняя, 0,6	Высокая	Средняя	Только входные кромки РЛ последних ступеней	Высокий	Высокая	Применяется	Достаточно простая технология. Стоимость проведения работ по формированию покрытия составляет 10% стоимости детали.

Примечание. ГТС – газотермические способы формирования покрытий.

РАЗРАБОТКА ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ЭИЛ НА СОВРЕМЕННОЙ ЭЛЕМЕНТНОЙ БАЗЕ

Учитывая достоинства и недостатки метода ЭИЛ, с 1999 г. ОАО «ВТИ» приступило к разработке технологического процесса упрочнения и восстановления входных и выходных кромок РЛ последних ступеней паровых турбин ТЭС и АЭС.

Разработка включала три основных направления:

- поиск и исследование новых эрозионно-стойких материалов для упрочнения и восстановления методом ЭИЛ;

- разработка нового мобильного оборудования и оснастки для формирования покрытия на РЛ;

- разработка нормативного технологического процесса формирования покрытия при упрочнении и восстановлении РЛ.

Основным направлением при решении задач была разработка мобильных установок для формирования покрытия на входных и выходных кромках РЛ и НЛ.

Применение установок типа «ЭФИ» и «ЭЛИТРОН» производства Республики Молдова [14] оказалось малоперспективным из-за низкой производительности, больших габаритов и веса. Например, установка «ЭЛИТРОН-20» с максимальной энергией единичного импульса в 1,0 Дж имеет габариты 480×480×200 мм, а массу – 33 кг. При этом время формирования покрытия на одной лопатке составляло от 40 до 60 мин. Другой явно слабой позицией было использование электромагнитного вибровозбудителя, которым укомплектовывалась установка и у которого весьма низкими были ресурс и надежность. Время работы вибровозбудителей до первой поломки составляло от 1 до 100 часов. При этом имело место частое отклонение от установленных параметров режима вибрации по частоте и амплитуде вибрации из-за быстрой «разладки» вибровозбудителя. В связи с тем что время проведения ремонтов строго регламентировано, установки должны почти непрерывно работать в течение 3–7 суток (перерывы определялись временем смены операторов и периодической сменой объектов обработки).

Использование даже спаренных генераторов установок «ЭЛИТРОН-20» не позволяло получать толщины покрытий из твердых металлокерамических сплавов на основе карбида вольфрама (до 120 мкм), близкие к толщинам, получаемым при производстве РЛ в условиях АО «Гурбоатом» (250 мкм). Толщины покрытий, формируемых на этих установках, удовлетворяли требованиям только выходных кромок. Однако в






условиях ТЭС неудобство использования этих установок определялось сравнительно большими габаритами и весом.

При разработке установок, удовлетворяющих требованиям осуществления ремонтов лопаток на ТЭС и АЭС, объектами непосредственной работы были генератор импульсов и коммутирующее устройство – вибровозбудитель (апликатор). В результате было создано целое семейство установок марок ГБФ и КГБ. Установки КГБ-5, КГБ-5М стали применяться для формирования защитных покрытий на входных кромках рабочих и направляющих лопаток последних ступеней паровых турбин, подвергающихся интенсивной капельной эрозии. Установки ГБФ-2, ГБФ-2М стали использоваться для формирования покрытий, защищающих элементы рабочих и направляющих лопаток от кавитационного и абразивного изнашивания – выходные кромки лопаток последних ступеней, элементы рабочих и направляющих лопаток части высоко- и среднего давления турбины. Конструктивно установки КГБ-5 и КГБ-5М отличаются между собой тем, что генератор импульсов установки КГБ-5М представляет собой моноблок, а генератор импульсов установки КГБ-5 – 2-корпусной элемент, соединенный между собой кабелем длиной 10 м [20, 21]. Такая конструкция установки позволила разделить низковольтную и высоковольтную части установки и обеспечить возможность формирования покрытий на лопатках последней ступени через конденсатор турбины.

Основные характеристики установок представлены в табл. 2.

Для уменьшения габаритов и веса разработка установок ГБФ-2М и ГБФ-3 также не предусматривала использования понижающего трансформатора переменного тока. Однако на установках ГБФ-2М и ГБФ-3 пришлось установить небольшой понижающий трансформатор, питающийся от сети переменного тока с напряжением 220 В для запитки блока управления сигналом и электромагнитного вибратора. Для формирования рабочих импульсов использовались оплотисторы, а режимы установок регулировались дискретно. При этом режим установки ГБФ-2М осуществлялся набором из 7 каналов емкостных батарей 150 мкФ, в каждом из которых использовались металлобумажные конденсаторы марки МБГО по 30 мкФ. Выбор режимов установок ГБФ-3 (9 режимов) и КГБ-5 (КГБ-5М) (7 режимов) осуществляли изменением напряжения, подающегося на обкладки электролитического конденсатора емкостью 20000 мкФ.

Таблица 2. Основные характеристики установок электроискрового легирования

Марка установки	Элитрон-20 (сдвоенная)	ГБФ-2М	ГБФ-3	КГБ-5	КГБ-5М
Разработчик	Институт прикладной физики АН МССР	ОАО «ВТИ»			
Количество режимов	9	7	9	7	
Энергия единичного импульса (Дж)	0,1, 0,2, 0,29, 0,19, 0,38, 0,57, 0,4, 0,8, 1,2	0,27, 0,54, 0,81, 1,08, 1,35, 1,62, 1,99	9, 12, 16, 20, 25, 30, 36, 42, 49	16, 20, 25, 30, 36, 42, 49	
Толщина покрытия ВКБОМ, мкм	До 120	До 150	До 250	До 250	
Источник питания	Сеть переменного тока 220 В	Сварочная сеть 60 В и сеть переменного тока 220 В.	Сварочная сеть 60 В	Сеть переменного тока 220 В	
Габариты (мм)	480×(2×200)×480	480×220×420	480×120×500	360×165×400 300×130×230	400×130×470
Вес (кг)	2х35	20	15	12,2	18,5
Подключаемые вибраторы	Электромагнитный	Электромеханический, электромагнитный	Электромеханический, электромагнитный	Электромагнитный, электромеханический	
Основное применение	Используется ограниченно	Выходные кромки РЛ последних ступеней, РЛ и НЛ частей высокого и среднего давления турбины	Используется ограниченно	Входные кромки рабочих лопаток последних ступеней, замена отлетевших стеллитовых пластин	
Фотографии					
	1			2	3

Примечания. 1. Для увеличения толщины покрытия используются две установки, соединенные электрически между собой. 2. Установка состоит из двух блоков, один из которых в соответствии с техникой безопасности можно использовать внутри конденсатора турбины. Длина соединительного кабеля 10 метров. 3. Установка имеет усиленный прочный корпус, защиту от проникновения влаги и пыли.

Исходя из условий обеспечения стабильной амплитуды колебаний вибровозбудителя, влияющей на параметры производительности и толщины формируемых покрытий, а также увеличения их надежности и ресурса, в ОАО «ВТИ» совместно с кафедрой теоретической и прикладной механики Ивановского государственного энергетического университета им. В.И. Ленина была разработана принципиально новая конструкция вибратора [22], отличающаяся тем, что механические колебания в вибраторе возбуждаются электродвигателем. Конструкция электромеханического вибровозбудителя представлена на рис. 1.

Электродвигатель 1 приводится во вращение до 6000 об/мин переменным (постоянным) током

с напряжением до 27 В, что позволяет регулировать частоту вибрации электрода в пределах 20–100 Гц. Шатун-электрододержатель 18 совершает механические колебания с фиксированной амплитудой, равной заданному эксцентриситету (для чего используются сменные эксцентрики на базе шарикоподшипников 12 со значениями эксцентриситета 0,1; 0,15; 0,2; 0,3; 0,6; 0,8; 1,0; 1,2 мм). Исследования кинетики формирования покрытия показали, что для большинства материалов, применяемых для формирования покрытий на РЛ, амплитуда вибрации составляет от 0,15 до 0,6 мм. Для одновременного охлаждения двигателя, электрододержателя и рабочей зоны в конструкции преду-

смотрена система охлаждения сжатым воздухом посредством шлангов, штуцеров и патрубков. Выходящий из вибратора воздух охлаждает как электрод, так и поверхность, которая подвергается обработке. Испытания вибровозбудителя показали его высокую надежность и стабильность обеспечения технологических параметров. Ресурс вибровозбудителя до первой незначительной поломки составил примерно 12000 часов.

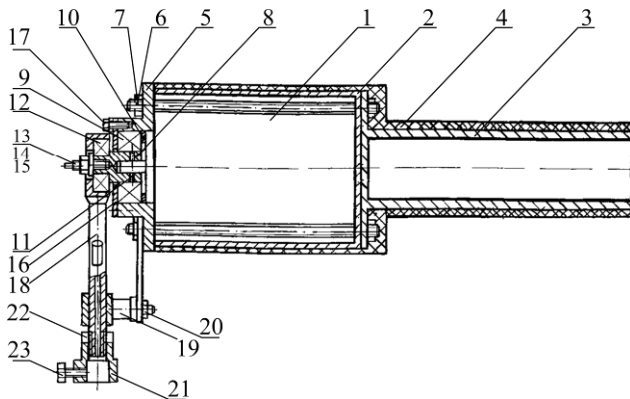


Рис. 1. Конструкция электромеханического вибровозбудителя: 1 – электродвигатель; 2 – корпус из капролактама; 3 – рукоятка; 4 – изоляционный материал; 5 – крышка; 6, 7 – шпильки и гайки; 8 – эксцентрик; 9 – подшипник; 10 – шайба; 11 – штифт, соединяющий эксцентрик с валом; 12 – эксцентрик на базе шарикоподшипника; 13–15 – шпилька, винт и гайка; 16 – крышка подшипника; 17 – винт; 18 – шатун-электрододержатель; 19 – направляющая втулка; 20 – кронштейн; 21 – головка электрододержателя; 22 – контргайка; 23 – зажимной винт для электрода.

Воздух к установкам (непосредственно к вибровозбудителям) подается через воздушные шланги от воздушной разводки, находящейся на ремонтной площадке под давлением 0,4–0,6 МПа. Сбалансированная подача воздушной массы позволяет получить не только охлаждение электрода и зоны поверхности обрабатываемой детали, но и дополнительные условия для получения максимального переноса электродного материала на поверхность обрабатываемой детали и соответственно способствовать обеспечению максимальной толщины слоя покрытия.

В связи с тем что технологический процесс формирования покрытия на РЛ предусматривает ручной труд, то для соблюдения ограничения вибратора по массе (не более 0,8 кг) применялись прочные и легкие материалы. Использование капролактама для изготовления корпуса и дуралюминия для крышек и съемной ручки позволили получить следующие конструктивные и технологические параметры вибровозбудителя:

- вес от 600 г (без рукоятки) до 750 г (с рукояткой);

- длина соответственно 155 и 235 мм.

На рис. 2 показан внешний вид электромеханического вибровозбудителя. В результате про-

веденных исследований по созданию установок был разработан технологический процесс восстановления и упрочнения по входным и выходным кромкам РЛ без разлопачивания, реализуемый в следующих положениях ротора:

- на облопаченном роторе непосредственно на турбоагрегате при вскрытой крышке цилиндра;

- на облопаченном роторе, находящемся на опорах ремонтной площадки;

- на облопаченном роторе непосредственно на турбоагрегате без вскрытия крышки цилиндра через конденсатор турбины (в связи с особенностями конструкций паровых турбин указанный вид технологического процесса может быть применен только для РЛ последних ступеней).



Рис. 2. Внешний вид электромеханического вибратора: 1 – вибратор без съемной рукоятки; 2 – съемная рукоятка; 3 – сменные эксцентрики.



Рис. 3. Формирование эрозионно-стойкого покрытия из металлокерамического твердого сплава ВК60М на входных кромках РЛ 30-й ступени турбины ПТ-80-130 ЛМЗ (ст. № 1) АО «Кишиневская ТЭЦ-2» Республики Молдова.



Рис. 4. Формирование защитных покрытий на РЛ 34-й и 39-й ступеней при ремонте турбины К-300-240 ЛМЗ ТЭС «Гацко» (ст. № 1) (Республика Сербская Боснии и Герцеговины) при вскрытой крышке цилиндра. На переднем плане при обработке РЛ 34-й ступени показано использование установки КГБ-5М, на заднем плане – двухкорпусной установки КГБ-5.

Технологический процесс не исключает возможности формирования покрытия на новых или демонтированных восстанавливаемых РЛ в условиях цехов или ремонтных мастерских, так как использование оборудования возможно и в

стационарных условиях. Необходимо подчеркнуть, что подготовка оборудования к работе составляет не более 20 минут.



Рис. 5. Формирование защитных покрытий на лопатке 55-й ступени через конденсатор при ремонте турбины К-800-240 ЛМЗ ЗАО «Нижевартовская ГРЭС» (ст. № 1) с использованием установки КГБ-5.

На рис. 3–5 представлены примеры формирования покрытий на РЛ в процессе ремонта.

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА СФОРМИРОВАННЫХ ПОКРЫТИЙ

Металлографические исследования формируемых покрытий показали их высокое качество. Дефектов в виде микротрещин, несплошностей покрытия не наблюдается. Покрытия на поперечных шлифах выявляются при травлении 3% спиртовым раствором хлорного железа в виде белых слоев. На рис. 6 и 7 представлены микроструктуры электроискровых покрытий, получаемых на установках КГБ-5 (КГБ-5М) в процессе упрочнения и восстановления лопаток из стали 15X11МФ-Ш. Под покрытием отчетливо выявляется зона термического влияния в виде более темной полосы с микроструктурой отпущенного мартенсита стали при использовании металлокерамического твердого сплава ВК6ОМ и более светлой полосы при использовании в качестве электродного материала кобальтового стеллита марки ВЗК. Микроструктуры обоих покрытий являются типичными, создаваемыми при использовании больших энергий единичного импульса установок электроискрового легирования.

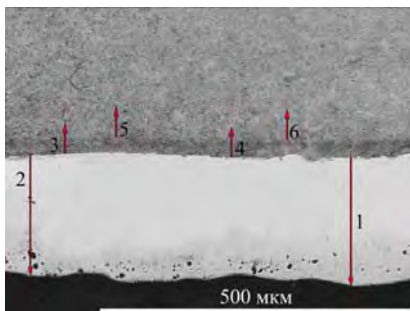


Рис. 6. Микроструктура стали 15X11МФ-Ш с покрытием ВК6ОМ, полученным на установке КГБ-5М с энергией единичного импульса 42 Дж. Толщина покрытия 200–210 мкм. Условные обозначения: 1, 2 – покрытие; 3, 4 – зона термического влияния; 5, 6 – сталь 15X11МФ-Ш.

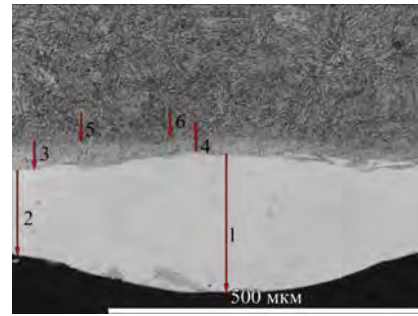


Рис. 7. Микроструктура стали 15X11МФ-Ш с покрытием стеллит ВЗК, полученным на установке КГБ-5М с энергией единичного импульса 42 Дж. Толщина покрытия 140–230 мкм. Условные обозначения: 1, 2 – покрытие; 3, 4 – зона термического влияния; 5, 6 – сталь 15X11МФ-Ш.

Анализ микроструктуры образца с покрытием из металлокерамического твердого сплава ВК6ОМ на стали 15X11МФ-Ш (рис. 6) показал, что покрытие на исследуемом участке выявляется в виде белой плохо травящейся полосы. Основа и покрытие четко выявляются на микрошлифе за счет хорошего травления микроструктуры стали 15X11МФ-Ш. При достаточно высоком увеличении между покрытием и основой визуально не выявлено диффузионной зоны взаимного проникновения элементов стали и материала покрытия. Толщина покрытия составляет 200 мкм (размерные линии 1 и 2 на микроструктуре). Под покрытием выделяется более темная зона типичной микроструктуры стали 15X11МФ-Ш (размерные линии 3 и 4 на микроструктуре от линии раздела «покрытие – основа») шириной от 35 до 40 мкм. По всей вероятности, это зона термического влияния, которое оказывает электрический разрядный импульс. При этом в указанной зоне наблюдается размельчение структурных составляющих. Микроструктура стали 15X11МФ-Ш в процессе формирования не меняется и представляет собой отпущенный мартенсит (близкий к структуре сорбита). Микродефектов в структуре стали и на линии «покрытие – основа» не выявлено.

В микроструктуре покрытия на расстоянии от 35 до 45 мкм от поверхности наблюдаются мелкие рассредоточенные поры размерами до 7 мкм, которые могут быть образованы под действием влияния воздуха и его составляющих или удалением мелких твердых фаз при шлифовании и полировании образца. Небольшое количество таких фаз обнаруживается в микроструктуре в пределах до 30 мкм от поверхности покрытия. В работах [13, 14] указывается, что при формировании электроискровых покрытий из металлокерамических твердых сплавов на основе карбида вольфрама весьма вероятно образование фаз из соединений азота и железа: Fe_2N и Fe_4N [16].

Анализ микроструктуры образца с покрытием из кобальтового стеллита ВЗК на стали 15Х11МФ-Ш (рис. 7) показал, что покрытие на исследуемом участке выявляется в виде белой плохо травящейся полосы. Основа и покрытие четко выявляются на микрошлифе за счет хорошего травления микроструктуры стали 15Х11МФ-Ш.

Так же, как и на покрытии из металлокерамического сплава ВК6ОМ, визуально не выявлено диффузионной зоны взаимного проникновения элементов стали и материала покрытия. Однако обнаружены отдельные участки материала покрытия между основой и покрытием, которые свидетельствуют о возможности металлургического перемешивания, происходящего на границе «покрытие – основа». Толщина покрытия составляет от 140 до 230 мкм (размерные линии 1 и 2 соответственно на рис. 7). При этом средняя толщина покрытия составляет 185 мкм. Под покрытием на микроструктуре после травления выявляется более светлая полоса со структурой материала основы по сравнению с цветом материала основы, которая имеет толщину от 22 до 40 мкм и представляет собой зону термического влияния и металлургического перемешивания (размерные линии 3 и 4 на микроструктуре от линии раздела «покрытие – основа»). В этой зоне также наблюдается размельчение структурных составляющих основы, хотя текстурный рисунок микроструктуры основы сохраняется.

Зона металлургического перемешивания на границе «основа – покрытие» косвенно свидетельствует о высокой прочности сцепления покрытия и основы.

Микротвердость покрытий из твердого металлокерамического сплава ВК6ОМ составляет 10000 МПа. Микротвердость покрытия из стеллита ВЗК – 8000 МПа.

ИССЛЕДОВАНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК УСТАНОВКИ КГБ-5 (КГБ-5М)

Более чем за 40-летнюю практику метод ЭИЛ хорошо зарекомендовал себя как способ получения упрочняющих покрытий на РЛ последних ступеней паровых турбин. Также с появлением новых установок открывается хорошая перспектива расширения номенклатуры деталей, относящихся к проточной части турбин. Уже сейчас ЭИЛ применяется для формирования абразивостойких покрытий на входных и выходных кромках РЛ и НЛ проточной части высокого и среднего давления турбин.

К достоинствам метода ЭИЛ, несомненно, относятся простота, дешевизна и возможность проведения ремонтных работ без разлопачивания

ступеней турбины. К недостаткам – малая, но обеспечивающая работу в межремонтный период толщина покрытия. Поэтому желание увеличить толщину и износостойкость покрытия естественно. Столь же естествен путь увеличения мощности импульса.

В последние годы в ВТИ была разработана и изготовлена установка КГБ-5 (КГБ-5М), мощность импульса которой по крайней мере в 20 раз (характерные значения мощности разряда составляют примерно 50 Дж) превосходит мощность, получаемую на традиционных установках типа ЭЛИТРОН и подобных ей.

Поскольку механизм образования покрытий и на традиционных установках не вполне ясен, представлялось интересным исследовать электрические характеристики разряда на названной установке. Для этого мы записывали осциллограммы тока разряда конденсатора. Принципиальная электрическая схема установки приведена на рис. 8. Параметры элементов схемы: емкость $C = 0,02$ Ф; балластное сопротивление $R_b = 2,5$ Ом; амплитудное напряжение вторичной обмотки трансформатора $Q = 90$ В. Регулируемый тиристорный ключ K открывается, когда напряжение на емкости (U_0) достигает выбранного значения (40–75 В).

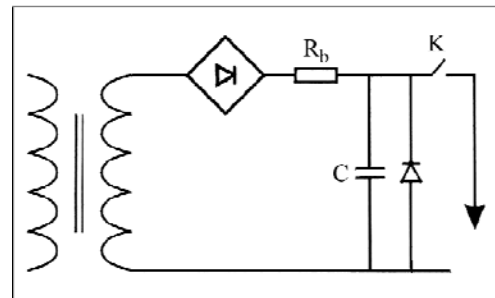


Рис. 8. Принципиальная электрическая схема установки КГБ-5 (КГБ-5М).

Осциллограммы тока снимались с сопротивления номиналом 0,00075 Ом на цифровой запоминающий осциллограф модели 2100.

Частота вибратора составляла 37 Гц, амплитуда вибрации – 0,5 мм. Типичная осциллограмма для $U_c = 70$ В приведена на рис. 9.

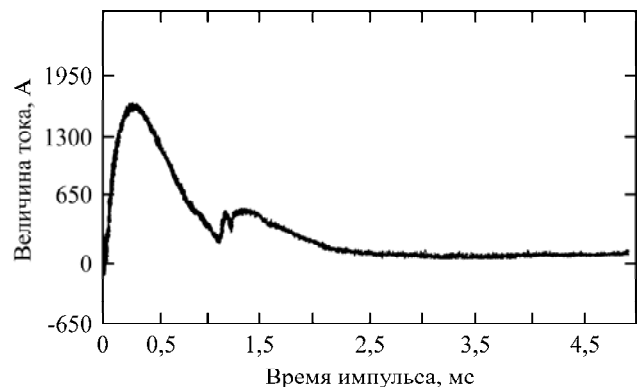


Рис. 9. Осциллограмма разрядного тока ($U_0 = 70$ В).

Характерным для наблюдаемых осциллограмм было наличие двух максимумов. Максимальные значения токов в локальных максимумах 1600 и 600 А указаны на рис. 9.

Очевидно, что первый максимум (1600 А) соответствует разряду конденсатора через воздушный промежуток, второй (600 А) происходит при касании электродом металлической подложки. Иначе объяснить появление второго максимума при падающем напряжении на конденсаторе весьма затруднительно. Собственно, форму первого максимума можно объяснить, предположив, что схема на рис. 8 представляет собой $R-L-C$ -контур, в котором паразитные сопротивление и индуктивность определяются внешним разрядным контуром (в первом приближении подводящими к детали проводами). В пользу этого предположения указывает и независимость длительности импульса от напряжения зарядки конденсатора. Если допустить, что напряжение U_{sp} на искровом промежутке постоянно в течение всего времени разряда, то первый максимум на рис. 9 можно описать известным уравнением:

$$\frac{Q(t)}{C} + \frac{Ld^2Q(t)}{dt^2} + \frac{RdQ(t)}{dt} + U_{sp} = 0. \quad (1)$$

При начальных условиях

$$\begin{aligned} Q(t) &= CU_0, \\ Q(t) &= CU_0, \quad i(0) = 0 \end{aligned} \quad (2)$$

решение принимает вид:

$$\begin{aligned} i(t) &= \frac{dQ}{dt} = \frac{C(U_0 - U_{sp})}{\omega_\Delta} \times \\ &\times (\omega_\Delta^2 + \omega_2^2) \exp(-\omega_2 t) \sin(\omega_\Delta t), \end{aligned} \quad (3)$$

где $Q(t)$ – заряд конденсатора; $i(t)$ – величина тока;

$$\begin{aligned} \omega_2 &= \frac{R}{2L}; \\ \omega_\Delta^2 &= \frac{1}{LC} - \frac{R^2}{4L^2}. \end{aligned}$$

Поскольку $di(t)/dt \sim [\omega_\Delta \cos(\omega_\Delta t) - \omega_2 \sin(\omega_\Delta t)]$, положение первого максимума не должно зависеть от напряжения, а его значение примерно равно $(U_0 - U_{sp})$.

Анализ осциллограмм показывает, что положение максимума ($t_{\max 1} \approx 0,3$ мс) действительно не зависит от напряжения.

Количественная обработка значения максимального тока осложняется тем обстоятельством, что в используемой схеме тиристорный ключ K открывается при достижении установленного значения напряжения на конденсаторе U_0 , но

зарядка конденсатора при этом может продолжаться. Учитывая, что частота вибратора 37 Гц ($\tau_b \sim 0,027$ с), а $R_b C = 2,5 \cdot 0,02$, $\tau = 0,05$ с, поправка может оказаться заметной, особенно на малых значениях U_0 .

Тем не менее расчетные [выражение (3)] и экспериментальные кривые зависимости тока от времени, как видно из рис. 10 ($U_0 = 70$ В; и $U_0 = 40$ В), неплохо совпадают. При этом для расчета приняты следующие значения: $L = 3,5$ мкГн, $C = 0,02$ Ф, $R = 0,022$ Ом, $U_{sp} = 18$ В.

Видно, что при разумно выбранных параметрах цепи обе экспериментальные кривые описываются обычным уравнением для колебательного контура. При этом частота $\omega_\Delta = (1/LC - R^2/4L^2)^{1/2} \approx 2,1$ кГц, что реально, то есть мы работаем в режиме квазиколебательного процесса. В нашей схеме смена знака тока невозможна из-за предохранительного диода, стоящего параллельно емкости. Отметим, что критическое значение сопротивления, определяющее переход в аperiodический режим, $-0,027$ Ом.

Значение сопротивления можно оценить и по значению локального максимума на втором максимуме осциллограммы. Для этого учтем, что в точке максимума $Ldi(t) = 0$, $U_{sp} = 0$ (режим короткого замыкания). Заряд на конденсаторе (и соответственно напряжение на нем) можно оценить численно, интегрируя экспериментальные кривые тока; значение тока известно: $R = U_{\max 2}/I_{\max 2}$. Такая оценка дает значение $R \approx 0,026$ Ом, что практически совпадает с оценками сопротивления по формуле (3).

Совпадение расчетных и экспериментально наблюдаемых значений подтверждает работоспособность модели. Таким образом, мощность плазменного разряда и, как мы предполагаем, толщина покрытия определяются не только мощностью, накопленной в конденсаторе, но и параметрами (L, C, R) цепи.

Существенный вклад в характеристики процесса вносят и геометрические параметры, определяемые параметрами вибратора и шероховатостью поверхности.

В данном случае использовался вибратор, совершающий колебания с ходом электрода 1 мм и частотой 37 Гц, то есть координата вибратора Z (мм) $\approx 0,5 \sin(2\pi \cdot 37t + \phi)$. За время, проходящее от закоротки до начала процесса и от закоротки до разрядки конденсатора (примерно 1 мс), вибратор может пройти в зависимости от значения начальной фазы от 0,016 до 0,12 мм, то есть расстояние, лежащее в пределах шероховатости поверхности.

Осциллограмма тока в цепи с балластным сопротивлением разрядки 0,25 Ом (рис. 11)

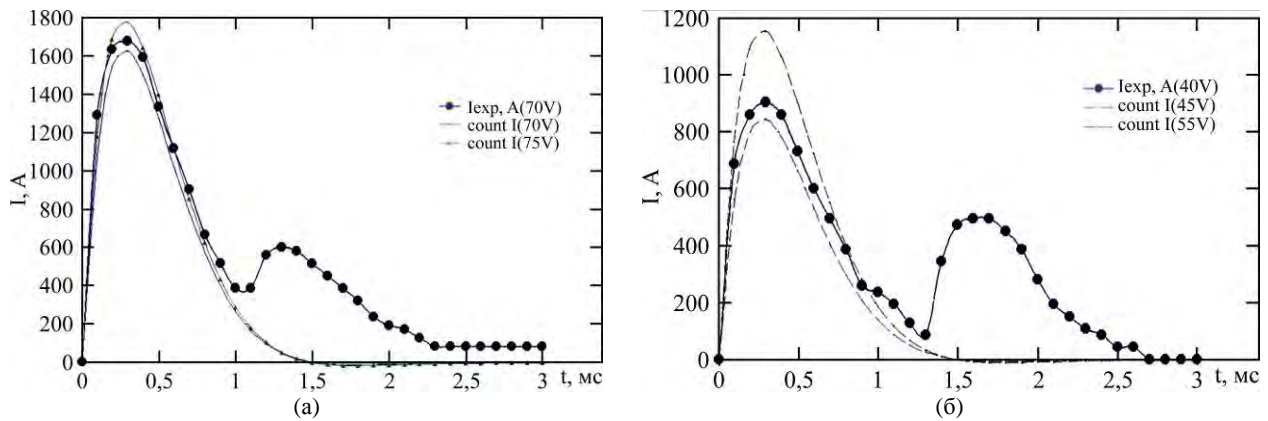


Рис. 10. Экспериментальные (●) и расчетные зависимости разрядного тока от времени (▲, ■): (а) – при $U_0 = 70 V$; (б) – при $U_0 = 40 V$.

демонстрирует разряд длительностью приблизительно 6 мс, или $\frac{1}{4}$ периода вибратора, и служит подтверждением того, что разряд происходит при минимальной скорости движения вибратора.

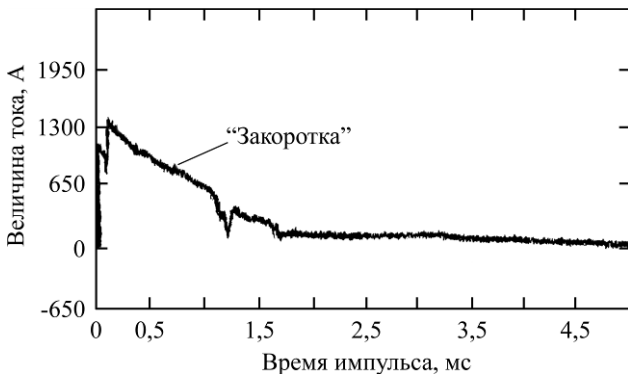


Рис. 11. Осциллограмма разрядного тока при $U_0 = 70 V$ с балластным сопротивлением разрядной цепи $R_b = 0,25 \text{ Ом}$.

То, что указанный на рис. 11 участок определяется именно «закороткой», подтверждается экспоненциальной зависимостью тока от времени. Показатель экспоненты на этом участке равен $-0,2$, то есть $\tau = 5 \text{ мс}$, что точно соответствует значению $RC = 0,25 \text{ Ом} \cdot 0,02 \text{ Ф}$.

ВЫВОДЫ

1. Показана перспективность развития и использования метода ЭИЛ для упрочнения и ремонта рабочих и направляющих лопаток прочной части паровых турбин тепловых и атомных электростанций, подвергающихся абразивному и эрозионному изнашиванию влажно-паровым потоком.

2. Разработан ряд ручных мобильных установок типа ГБФ и КГБ для формирования абразивостойких и эрозионно-стойких покрытий на входных и выходных кромках для рабочих и направляющих лопаток прочной части паровых турбин тепловых и атомных электростанций.

3. Разработка установок типа ГБФ и КГБ позволила обеспечить ремонт рабочих лопаток

паровых турбин без разлопачивания ротора при следующих его положениях:

- на козлах или стапеле ремонтной площадки;
- на подшипниковых опорах в «постели» цилиндра при вскрытой крышке цилиндра;
- через конденсатор турбины без вскрытия крышки цилиндра (только для рабочих лопаток последних ступеней паровых турбин).

4. Разработана конструкция электромеханического вибровозбудителя, имеющая более высокие показатели по ресурсу и надежности, чем электромагнитные вибровозбудители.

5. Проведены металлографические исследования покрытий, формируемых из металлокерамического твердого сплава ВК60М и кобальтового стеллита марки ВЗК на лопатки, из коррозионно-стойкой стали 15Х11МФ-Ш, проведены исследования микроструктуры, микротвердости и толщины слоев.

6. Изучены электрические характеристики установки КГБ-5 (КГБ-5М) с целью получения покрытий большей толщины за счет увеличения мощности разряда, в результате которых установлено, что:

- разряд адекватно описывается простой моделью колебательного контура;
- в диапазоне напряжения 40–70 В установка работает в режиме автосинхронизации, то есть разряд конденсатора начинается при приближении электрода к поверхности детали;

– попытки увеличения толщины покрытия за счет дальнейшего роста мощности разряда сталкиваются с серьезными ограничениями: увеличение емкости удлиняет время разрядки, соответственно более половины мощности разряда будет происходить в режиме короткого замыкания, что явно уменьшит КПД установки и вряд ли улучшит качество покрытия;

– увеличение напряжения на конденсаторе влечет за собой усложнение схемы и противоречит правилам ТБ, особенно при работе в конденсаторе турбины.

7. Перспективным направлением в улучшении качества покрытий могут оказаться борьба с паразитной индуктивностью и рациональный выбор новых материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дегтярев Л.И. *Советское котлотурбиностроение*. 1938, (4), 4–11.
2. Рыженков В.А. *Теплоэнергетика*. 2000, (6), 20–25.
3. Резинских В.Ф., Богачев А.Ф., Лебедев А.И., Рыженков В.А., и др. *Теплоэнергетика*. 1996, (12), 28–31.
4. Неуймин В.М. *Энергосбережение и водоподготовка*. 2010, (2), 52–54.
5. Сельский С.В., Сорокина Т.М. *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2000, (4), 25–27.
6. Балдаев Л.Х. *Реновация и упрочнение деталей машин методами газотермического напыления*. М.: Компрессорная и химическая техника, 2004. 247 с.
7. Микитянский В.В., Велес Парра Р., Велес-Пивоваров А.Р. *Вестник АГТУ. Серия «Морская техника и технология»*. 2006, (2), 95–101.
8. Брант М., Харрис Дж., Гринчук А. *Энергия и менеджмент*. 2013, (4–5), 2–6.
9. Mann B.S., Vivek Arya, Maiti A.K. et al. *Wear*. 2006, **260**(1–2), 75–82.
10. Никитин В.И., Смыслов А.М., Лисянский А.С., Смыслова М.К., и др. *Теплоэнергетика*. 2009, (2), 2–6.
11. Ковальский А.Э., Картмазов Г.Н., Кунченко В.В. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2006, (6), 5–18.
12. Каблов Е.Н., Мубояджян С.А., Луценко А.Н. *Вопросы материаловедения*. 2008, (2), 175–186.
13. Иванов Г.П. *Технология электроискрового упрочнения инструментов и деталей машин*. 2-е изд., исп. и доп. М.: МАШГИЗ, 1961. 303 с.
14. Гитлевич А.Е., Михайлов В.В., Парканский Н.Я., Ревуцкий В.М. *Электроискровое легирование металлических поверхностей*. Кишинев: Штиинца», 1985. 196 с.
15. Ochai Hiroyuki, Watanabe Mitsutoshi and et al. *IHI Engineering Review*. 2006, **20**(1), 26–48.
16. Шкляр А.И., Жученко Л.А., Ермолаев В.В., Беляков А.В. *Теплоэнергетика*. 2007, (4), 4–7.
17. Беляков А.В., Горбачев А.Н., Шапин В.И. *Электрические станции*. 2006, (7), 21–28.
18. Гадалов В.Н., Сальников В.Г., Агеев В.Е., Романенко Д.Н. *Металлография металлов, порошковых материалов и покрытий, полученных электроискровыми способами*. М.: Научно-издательский центр ИНФРА-М, 2015. 468 с.
19. Belyakov A.V., Kalugin R.N., Panteleenko F.I., Khina V.B. and et al. *Power Technology and Engineering*. 2014, **48**(2), 147–152.
20. Беляков А.В., Горбачев А.Н., Калугин Р.Н., Мирзоян А.Э. *Установка для нанесения электроискровых покрытий с отдельными высоковольтным и низковольтным блоками электропитания*. РФ пат. на ПМ 130534, 2013. Бюл. № 21.
21. Беляков А.В., Горбачев А.Н., Шапин В.И. *Abstracts 5th International Conference on Materials Science and Condensed Matter Physics and Symposium “Electrical Methods of Materials Treatment” in memoriam of acad. Boris Lazarenko (1910–1979)*, Chisinau, 2010, p. 339.
22. Беляков А.В., Горбачев А.Н., Шапин В.И., Вихрев С.В. *Устройство для электроискрового легирования с приводом от вращающегося ротора*. РФ пат. на ПМ 38661, 2004. Бюл. № 19.

Поступила 24.07.15

После доработки 12.10.15

Summary

The article is devoted to the creation of installations for generating electric spark erosion and abrasion-resistant protective and strengthening coatings on the blades of steam turbines of thermal and nuclear power plants such as GBF and the KGB, developed and manufactured by the JSC "VTI". A feature of installations is that their being equipped with electromechanical exciters with a high performance and reliability of the resource compared to electromagnetic ones. The data from the study of electrical characteristics of the installation KGB-5 are presented.

Keywords: electrical discharge coating, abrasion resistant coatings, erosion resistant coatings, steam turbine blades, trailing edge of the blade, front edge, thermal power plant, nuclear power plant, electrospark discharge, exciter, pulse discharge.

Поиск надежных диэлектрических материалов для электродных систем установок электроразрядного шпурового разрушения

А. Р. Ризун, Т. Д. Денисюк, А. Н. Рачков

Институт импульсных процессов и технологий НАН Украины,
пр. Октябрьский, 43-А, г. Николаев, 54018, Украина
e-mail: iipt@iipt.com.ua

Исследованы физико-механические и диэлектрические свойства изоляторов для электрогидроимпульсных электродных систем с целью повышения устойчивости их элементов, находящихся в зоне плазменного канала разряда, при электроразрядах с высоким энергетическим потенциалом.

Ключевые слова: электродная система, механическая прочность и температурная устойчивость изоляционных материалов, импульсная электрическая прочность диэлектриков, напряженность поля.

УДК 621.3.03:537.5:622.236

Электроразрядная импульсная технология разрушения (ЭРИТР) относится к новым перспективным разработкам, обеспечивающим высокую чистоту производства и производительность со сравнительно низкими затратами энергии. Особенно востребованным является использование электроразрядов для разрушения неметаллических материалов высокой прочности, в том числе железобетона, кирпичных фундаментов, скал, донных грунтов и др. [1, 2]. Для обеспечения эффективности ЭРИТР возникла необходимость в разработке надежных электродных систем (ЭС), которые состоят из анода, катода и разделяющего их изолятора. Электроразрядное разрушение крупных объектов выполняется по схеме шпурового разрушения. В этом случае ЭС находятся в закрытом объеме шпура, заполненного водой, и испытывают действия высокой температуры и давления, генерируемых в канале разряда (рис. 1).

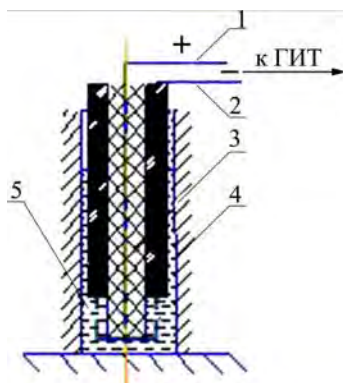


Рис. 1. Электродная система в шпуре. 1 – анод; 2 – катод; 3 – изолятор; 4 – шпур; 5 – канал разряда.

Средний статистический ресурс ЭС используемого электроразрядного оборудования шпуро-

вого разрушения с напряжением накопительного блока 6 и 10 кВ составляет не более 200 разрядов, что является сдерживающим фактором его широкого внедрения [3–5].

Кроме того, с целью расширения возможностей повышения мобильности и эффективности оборудования возникла потребность значительного снижения его массогабаритов за счет уменьшения количества емкостных накопителей, увеличения напряжения до 25 кВ и использования инициирования разрядов высокоэнергетическими смесями (ВЭС). Такие преобразования потребовали поиска надежных диэлектриков, определяющих надежность не только ЭС, но и всего оборудования.

Цель настоящей работы – поиск материалов с высокими показателями физико-механических и диэлектрических свойств для ЭС, обеспечивающих высокую надежность элементов при воздействии высоких температур и давлений, генерируемых электроразрядами в замкнутом объеме шпурового разрушения.

Объем экспериментов в поисках надежных изоляционных материалов для ЭС разделен на три части: испытания изоляционных материалов на воздействие высоких температур и динамические нагрузки; испытания диэлектриков на пробой; испытания изоляции ЭС в работе с инициированием разрядов ВЭС.

ИСПЫТАНИЯ ИЗОЛЯТОРОВ НА ВОЗДЕЙСТВИЕ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУР И ДИНАМИЧЕСКИХ НАГРУЗОК

Для проведения исследований разработан экспериментальный стенд, состоящий из генера-

Таблица 1. Техническая характеристика экспериментального стенда

Наименование параметра	Значения
Емкость, мкФ	от 2,0 до 20,0
Рабочее напряжение, кВ	от 25,0 до 50,0
Частота следования импульсов, Гц	2,0
Индуктивность, Гн	$4 \cdot 10^{-6}$

Таблица 2. Физико-механические и электрические свойства образцов

Образцы	Плотность, кг/м ³	Твердость по Бринеллю, МПа	Температура плавления, °С	Электрическая прочность, кВ/мм	Тепловое сопротивление, Ом·м	Относительная диэлектрическая проницаемость
Полиэтилен	900,0÷930,0	14,0÷25,0	105,0÷108,0	30,0÷60,0	3,0÷4,0	2,28÷2,33
Кремний органическая резина	962,0	12,0÷15,0	108,0	15,0÷40,0	5,0÷7,0	3,0÷3,5
Фторопласт-4	2150,0÷2240,0	30,0÷40,0	327,0	20,0÷100,0	5,0÷8,0	2,02÷2,1
Полипропилен	910,0	40,0÷70,0	164,0÷170,0	40,0÷60,0	9,0	3,25
Кремний органический полимер – силикон	970,0	10,0÷14,0	103,0	20,0÷50,0	5,0÷6,0	2,8÷3,0

тора импульсных токов (ГИТ) с параметрами, представленными в табл. 1, и технологического узла, включающего разрядную камеру и оснастку для укладки испытательных образцов материалов (рис. 2).

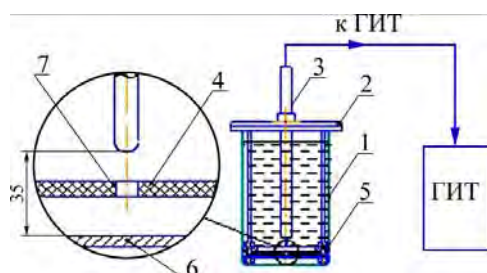


Рис. 2. Экспериментальный стенд. 1 – корпус камеры; 2 – крышка камеры; 3 – электрод; 4 – испытываемый образец; 5 – оснастка; 6 – противоэлектрод; 7 – отверстие в образце.



Рис. 3. Образцы для испытаний. 1 – отверстие для крепления; 2 – технологическое отверстие.

В качестве объектов исследований отобраны полимеры с наиболее высокими физико-механическими и электрическими характеристиками (табл. 2) [6], из которых изготовлены диски диаметром 100 мм и толщиной 1 мм с центральным отверстием диаметром 9 мм (рис. 3). Образцы поочередно устанавливались на дно разрядной камеры и закреплялись таким образом, чтобы канал разряда проходил сквозь отверстие,

обеспечивающее проходную зону первоначального расширения канала разряда.

Каждый образец испытывался при одинаковых параметрах ГИТ. Камера заполнялась водой и закрывалась крышкой, создавая таким образом замкнутый объем. Электрод подключался к ГИТ и производились разряды от активной части токоведущего стержня электрода на пластинчатый противоэлектрод. Канал разряда, проходя через центральное отверстие, оказывал быстродействующее температурное и динамическое воздействия на образец. После каждого пяти импульсов оснастка извлекалась, производился визуальный осмотр образцов с использованием оптических инструментов. При обнаружении на поверхности образца трещин, отколов или оплавления краев отверстия на величину свыше 3 мм испытания прекращались. При отсутствии появления дефектов испытания производились до 100 импульсов. Результаты исследований занесены в табл. 3.

Образцы из полиэтилена разрушились в самом начале испытаний ввиду высокой хрупкости. Фторопласт оказался более устойчивым к динамическим нагрузкам и воздействию высокой температуры, чем полиэтилен. Разрушение образцов из фторопласта произошло с образованием радиальных трещин по периметру отверстия. Образцы из силикона, имеющие более высокую вязкость, выдержали динамическую нагрузку, но произошло оплавление по периметру отверстия в результате более низкой температуры плавления материала. Лучшие показатели по механической прочности и температурной устойчивости имеет полипропилен.

Таблица 3. Результаты термодинамических испытаний образцов пластмасс

Материал	Параметры разрядного контура		Результаты визуального осмотра
	U, кВ	n, имп.	
Полиэтилен	50	20	Материал полностью разрушился
Кремний органическая резина	50	10	Материал не разрушен, оплавление кромок по контуру отверстия на глубину до 5 мм
Фторопласт-4	50	100	В материале образовались две трещины размерами 40 и 20 мм
Полипропилен	50	100	Материал не разрушен, оплавление кромок по контуру отверстия на глубину не более 1 мм
Кремний органический полимер – силикон	50	100	Материал оплавился в области краев до 150 мм

ИСПЫТАНИЯ ДИЭЛЕКТРИКОВ НА ПРОБОЙ

Для проверки электрической прочности на пробой диэлектрических материалов в условиях рабочего напряжения 25 кВ и импульсных нагрузок электроразрядов, инициированных ВЭС, проведены исследования на том же экспериментальном стенде (рис. 2). Для испытаний использованы такие же образцы, что и в первой части, но без центрального отверстия. Величина подаваемого электрического напряжения составляла до 50 кВ, что почти в два раза превышает рабочее напряжение электроразрядных установок по разрушению. Пробой фиксировался прибором АИИ-70М. Проверка диэлектрических материалов на пробой проводилась электроразрядами с разрядным промежутком от 0,035 до 0,07 м и напряженностью электрического поля активной зоны $7,2 \cdot 10^5$ кВ/мм.

Результаты испытаний представлены в табл. 4.

Таблица 4. Результаты испытаний исследуемых диэлектриков на пробой

Материал (образцы)	Электрическая прочность, кВ/мм
Полиэтилен	40,0
Кремнийорганическая резина	32,0
Фторопласт-4	46,0
Полипропилен	48,0
Кремнийорганический полимер – силикон	35,0

Исходя из экспериментально полученных результатов исследований электрической прочности, в качестве диэлектрика можно использовать любой из пяти материалов, но по испытаниям на динамическую прочность и воздействию высоких температур для производства электродных систем в качестве изоляторов предпочтительнее использование полипропилена.

ИСПЫТАНИЯ ИЗОЛЯЦИИ ЭС В РАБОТЕ С ИНИЦИИРОВАНИЕМ РАЗРЯДОВ ВЭС

На практике для разрушений прочных грунтов требуется энергия разрядов 100 кДж и более.

Такую энергию без изменения рабочего напряжения 25 кВ можно получить двумя способами: за счет увеличения емкости (количества емкостных накопителей) или посредством инициирования разрядов ВЭС. Первый способ ведет к увеличению массы оборудования, его себестоимости. Второй способ обеспечивает мобильность оборудования за счет небольших массогабаритов и характеризуется значительно меньшими удельными затратами энергии.

В качестве ВЭС использована смесь порошка Al – 40% и селитры – 60%. В работах [7, 8] установлена зависимость величины энергии, необходимой для разрушения, от прочности материалов и количества ВЭС для генерации энергии (табл. 5).

Таблица 5. Зависимость величины энергии, необходимой для разрушения, от количества ВЭС и прочности материалов

Прочность материала, МПа	Требуемая энергия, кДж	Масса ВЭС, кг · 10 ⁻³
20,0	20,0	1,6
30,0	62,0	6,0
40,0	100,0	8,0
50,0	150,0	16,0
70,0	220,0	24,0
100,0	500,0	32,0

С увеличением энергии разряда, инициированного ВЭС, при неизменной напряженности поля $7,2 \cdot 10^5$ В/м увеличиваются термодинамические нагрузки на изолятор ЭС.

Для исследований надежности изоляции ЭС из полипропилена установлено начальное расчетное значение его сечения δ . Исходя из электрической прочности диэлектрика 48 кВ/мм, величины энергии накопителей 6 кДж и напряжения 25 кВ, его величина равна 0,52 мм. Для разрушения высокопрочного материала, например грунта прочностью 40 МПа, требуется энергия 100 кДж (табл. 5), что в 16,7 раза превышает энергию накопителей. Таким образом, сечение изолятора δ для этого случая составляет 8,7 мм.



Рис. 4. Электрод. 1 – анод; 2 – катод; 3 – изолятор; 4 – капсула с ВЭС в канале разряда.

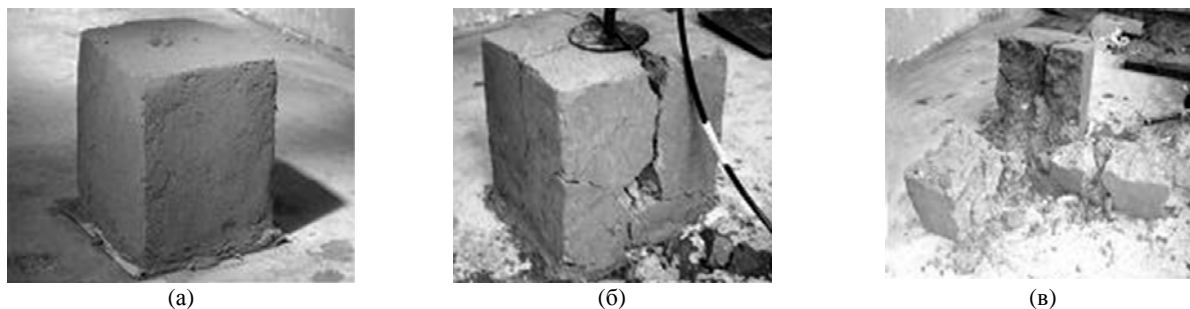


Рис. 5. Испытания ЭС на бетонном блоке. (а) – бетонный модельный блок; (б), (в) – этапы разрушения модельного блока.

На основании полученных результатов разработан образец электрода (рис. 4).

Следует отметить, что ЭС для электроразрядов, инициируемых ВЭС, испытывают большие нагрузки от давлений в процессе горения ВЭС. Активная часть электрода находится в зоне сжатия и при взрывном горении ВЭС, кроме больших давлений, испытывает также температурное воздействие по времени, равное горению ВЭС.

Эффективность и надежность разработанного электрода проверены на бетонном модельном блоке, изготовленном из бетона марки 400 (прочность на сжатие не менее 40 МПа) в виде параллелепипеда с размерами 600х600х700 мм. Шпур диаметром 43 мм располагался в центре образца и имел глубину 500 мм (рис. 5а). Произведенный электроразряд с использованием в капсуле ВЭС массой $8,0 \cdot 10^{-3}$ кг и расчетной энергией 100 кДж обеспечил разрушение образца (рис. 5б,в).



Рис. 6. Испытания ЭС в водной среде с использованием ВЭС массой $32,0 \cdot 10^{-3}$ кг.

Для прогнозирования ресурса работы изготовленного электрода была проведена серия испытаний ЭС в водной среде (рис. 6) с повышенной энергией до 500 кДж и соответствующим увеличением сечения изолятора. После серии из 300 разрядов следов разрушения изолятора не выявлено.

ВЫВОДЫ

Из исследуемых высокопрочных диэлектриков полипропилен оказался наиболее устойчивым к явлениям, характерным для электроразрядных процессов. Высокая стойкость полипропиленовых изоляторов к механическим, температурным и электрическим воздействиям дает возможность значительно повысить надежность ЭС и в целом всего оборудования [9].

ЛИТЕРАТУРА

1. Гулый Г.А. *Научные основы разрядно-импульсных технологий*. Киев: Наукова думка, 1990. 208.
2. Ризун А.Р., Голень Ю.В., Муштатный Г.П. *ЭОМ*. 2006, 42(2), 20–22.
3. Теляшов Л.Л., Поздеев В.А. *Материалы 4 – й Всесоюзной конференции «Электрический разряд в жидкости и его применение в промышленности»* (сентябрь 1988), Николаев, 1988, (1), 99–102.
4. Баранов А.Н. *Разработка высоковольтных электродов для электроимпульсной утилизации железобетона и бурения шпуров*. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Томск, 1992. 24.
5. *Электровзрывные силовые импульсные системы*. Под ред. В.А. Заварихина. Киев: Наукова думка, 1987. 220.

6. Воробьев Г.А. *Физика диэлектриков*. Томск: Изд-во ТПУ, 2003. 244.
7. Rizun A.R., Golen' Yu.V., Denisyuk T.D. *Surf Eng Appl Electrochem.* 2007, **43**(2), 116–118.
8. Вовченко А.И., Посохов А.А., Поздеев В.А. *Электродинамические характеристики высоковольтного электрохимического взрыва. Физико-технические аспекты электровзрывного преобразования энергии*. Сб. науч. трудов. Киев: Наукова думка, 1990. 30–41.
9. Ризун А.Р., Голень Ю.В., Денисюк Т.Д. *Наука та інновації*. 2014, (5), 18–23.

Поступила 06.07.15

Summary

The physico-mechanical and dielectric properties of materials for the electrohydropulse electrode systems with a view to improve the sustainability of their elements in the zone of the plasma discharge channel, with electric discharges with a high energy potential.

Keywords: electrode system, mechanical strength and thermal resistance of insulating materials, impulse dielectric strength, field strength.

Метод измерения прогиба пластины в процессе электрогидравлического деформирования

*В. М. Косенков, В. Г. Кузьменко

*Институт импульсных процессов и технологий НАН Украины,
пр. Октябрьский, 43-А, г. Николаев, 54018, Украина, *e-mail: v.m.kosenkov@gmail.com*

Разработан экспериментальный метод измерения прогиба пластины в процессе ее деформирования, отличающийся относительно малыми затратами средств для его реализации и оперативностью получения конечных результатов. Обоснована его достоверность и определена погрешность измерения. Выполнена апробация метода на примерах деформирования пластин ударными волнами в воде, генерируемыми электрическими разрядами.

Ключевые слова: электрогидравлическое деформирование, высокоскоростная деформация, оптический метод измерения, электрический разряд в воде.

УДК 53.082.52:621.7.044.4

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время наблюдается тенденция замены низкопрочных сталей для изготовления корпусных деталей в автомобильной промышленности на высокопрочные стали и высокопрочные алюминиевые сплавы. Это связано с необходимостью уменьшения массы автомобиля при сохранении прочности его корпуса для уменьшения затрат топлива и увеличения динамических характеристик автомобиля.

Существующие статические методы штамповки не позволяют эффективно деформировать высокопрочные стали и алюминиевые сплавы. Анализ современных публикаций в отечественных [1, 2] и зарубежных журналах [3, 4], а также опыт исследований, проводимых в ИИПТ [5], показывают, что импульсные методы штамповки корпусных деталей из высокопрочных листовых сплавов имеют существенные преимущества перед статическими методами.

Для разработки эффективных технологий штамповки корпусных деталей из листовых высокопрочных сплавов необходимо исследовать процессы их деформирования под действием волн давления, генерируемых электрическим разрядом в воде. Поэтому необходимо разработать метод определения прогиба пластины, с помощью которого можно выполнить анализ динамических процессов электрогидравлической штамповки листовых высокопрочных сплавов. Этот метод также может быть использован для тестирования такого эффективного метода исследования процессов электрогидравлического деформирования корпусных деталей, как математическое моделирование, которое позволяет прогнозировать результаты формовки деталей по заданным параметрам электрогидравлической системы [6–10]. Для проверки адекватности такой математической модели необходимо про-

вести экспериментальное исследование процесса деформации материала в результате изменения прогиба пластины.

Анализируя зарубежные и отечественные публикации, целесообразно разделить методы измерения прогиба пластины в процессе ее деформации волнами давления, генерируемыми электрическим разрядом в воде, на следующие группы: с применением высокоскоростных фоторегистраторов и высокоскоростных видеокамер.

В работе [1] динамический прогиб пластины регистрировался в экспериментальной установке скоростным фоторегистратором СФР-2М в отраженном свете со скоростью развертки 375 м/с диаметрального профиля. Упрощенная блок-схема данной экспериментальной установки изображена на рис. 1.

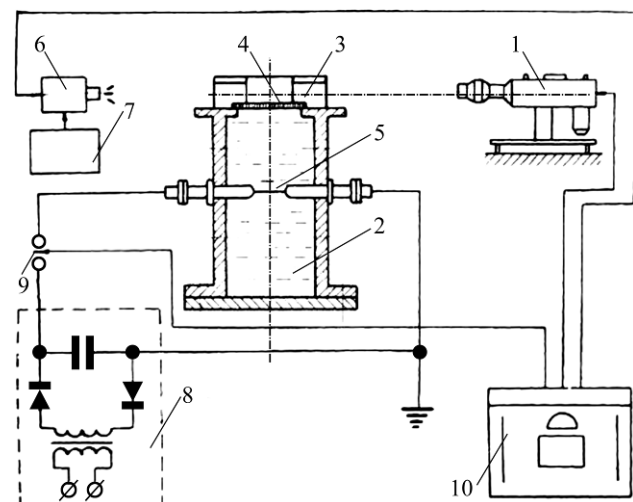


Рис. 1. Блок-схема экспериментальной установки для исследования изменения прогиба пластины (1 – фоторегистратор; 2 – рабочая камера; 3 – матрица с прорезью; 4 – заготовка; 5 – взрывающийся проводник; 6 – фотовспышка прибора подсветки; 7 – генератор питания прибора подсветки; 8 – генератор импульсных токов; 9 – разрядник; 10 – пульт СФР установки) [1].

Как отмечено в работе [2], в которой исследовалось формирование разряда в жидкости с применением высокоскоростного фоторегистратора СФР-2М, большое значение имеет синхронизация данного типа высокоскоростных регистраторов с началом формирования разряда в жидкости, а в нашем случае – с началом прогиба пластины.

Применение фоторегистраторов для измерения прогиба пластины имеет следующие преимущества:

- возможность получения снимков прогиба пластины с малым интервалом времени между ними (до 0,4 мкс);
- возможность определения профиля прогиба пластины с относительно малой погрешностью.

В то же время этот метод имеет ряд недостатков:

- относительно высокая стоимость расходных материалов;
- большие затраты времени для подготовки и проведения эксперимента;
- большие затраты времени для обработки полученных данных.

В работах [3, 4] использовался другой, более современный метод измерения прогиба пластины – с применением высокоскоростных видеокамер с частотой съемки 67500 кадров в секунду и разрешением 256×256 пикселей. На рис. 2 и 3 показаны крепление заготовки в экспериментальной оснастке и общий вид установки с высокоскоростными видеокамерами [3].

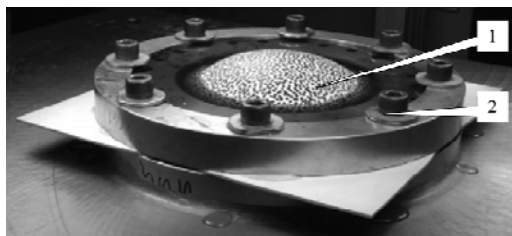


Рис. 2. Крепление заготовки (1) в экспериментальной оснастке (2) [3].



Рис. 3. Общий вид установки с высокоскоростными видеокамерами (High-speed Cameras – высокоскоростные видеокамеры; EHF Fixture – электрогидравлическая установка) [3].

Применение видеокамер для измерения прогиба пластины имеет следующие преимущества:

- возможность получения снимков прогиба пластины с малым интервалом времени между ними (до 13 мкс в работах [3, 4]);
- возможность определения профиля прогиба пластины с относительно малой погрешностью;
- отсутствие расходных материалов;
- одновременное измерение динамического прогиба всех сечений пластины.

В то же время этот метод имеет ряд недостатков:

- очень высокая стоимость видеокамер;
- высокая стоимость специального программного обеспечения для преобразования полученных изображений в координатную систему.

Отмеченные недостатки методов показывают актуальность разработки метода измерения прогиба пластины волнами давления, генерируемыми электрическим разрядом в воде, который не требует больших затрат на приобретение оборудования и программного обеспечения, а также позволяет оперативно обрабатывать экспериментальные данные.

Цель настоящего исследования – разработать экспериментальный метод определения изменения прогиба пластины в процессе ее деформирования волнами давления, генерируемыми электрическим разрядом в воде.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Анализируя возможные способы решения поставленной задачи для разработки метода измерения прогиба, мы пришли к выводу, что наиболее приемлемы оптические методы измерения, так как электрические и электромагнитные методы в условиях электрических разрядов испытывают существенные помехи от электромагнитных волн, а механические способы влияют на прогиб пластины и испытывают отскок чувствительного элемента от поверхности пластины, что также приводит к большим погрешностям измерения прогиба.

По измерению максимального прогиба круглых пластин в их центре, согласно работе [6], можно определить среднюю деформацию пластин, работу деформации и в конечном итоге механический КПД электрогидравлического деформирования пластин. Поэтому необходимо определить изменение прогиба пластины в ее центре. Это существенно упрощает разработку измерительной системы. Достаточно направить через щель в матрице поток света, который проходит параллельно плоскости пластины через ее центр от источника света и частично перекрывается пластиной в процессе ее прогиба. Уменьше-

ние светового потока можно регистрировать с помощью фотоэлемента, электрический сигнал которого записывается на осциллографе с цифровым выходом, а затем выполнять обработку сигнала с помощью компьютерной программы MS Excel.

МЕТОД ИЗМЕРЕНИЯ

Согласно постановке задачи, общая схема измерения прогиба пластины по предлагаемому методу показана на рис. 4.

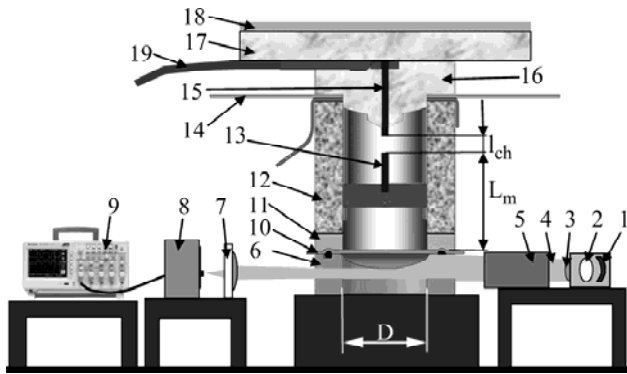


Рис. 4. Общая схема измерения прогиба пластины по предлагаемому методу.

Деформируемая пластина 10 устанавливалась на кольцевой матрице 6, прижималась кольцом 11, на которое устанавливался корпус разрядной камеры 12 с внутренним диаметром D . Внутри корпуса разрядной камеры 12 устанавливалась электродная система с низковольтным электродом 13 и высоковольтным 15. Расстояние между электродами 13 и 15 (l_{ch}) можно было варьировать в пределах от 10 до 30 мм. Высоковольтный электрод 15 изолировался от корпуса камеры 12 и низковольтного электрода 13 полиэтиленовыми изоляторами 14 и 16. Место соединения высоковольтного кабеля 19 с электродом 15 изолировали полиэтиленовой прокладкой 17, которая прижималась траверсой 18. В результате электрического разряда между электродами 13 и 15 формировались волны давления, распространяющиеся в полости разрядной камеры 12, заполненной водой, и действующие на жестко заземленную пластину 10, вызывая ее деформацию. Расстояние от канала разряда до пластины равно L_m .

Измерение прогиба пластины выполняли с помощью оптической системы. В ней формировали практически параллельный световой поток 4 от источника света 2 (лампа накаливания) с помощью параболического зеркала 1 и асферической линзы 3. Для концентрации светового потока в направлении вертикальной щели кольцевой матрицы 6 использовали два плоских зеркала 5, существенно увеличивающие мощность

светового потока. Световой поток 4, проходя через щель в матрице 6, частично перекрывался пластиной 10, деформируемой волнами давления, генерируемыми каналом разряда, расположенным между электродами 13 и 15. Его интенсивность на выходе из щели уменьшалась пропорционально прогибу пластины 10. После пластины световой поток проходил через конденсорную линзу 7 и фокусировался на фотоэлементе 8, в качестве которого использовали фотодиод марки Forgard FYL-3522PD с временем релаксации 50 наносекунд. Электрический сигнал от фотоэлемента 8 поступал в осциллограф 9, в котором он регистрировался и преобразовывался в цифровую форму.

Фотодиод необходимо было подключить к источнику постоянного тока таким образом, чтобы полученный фотоэлемент обладал низким временем релаксации (не более 10 мкс) и достаточно высокой амплитудой сигнала (существенно превышающей уровень помех осциллографа). Выполнив анализ схемных подключений фотодиода и экспериментальную их проверку, была предложена электрическая схема, в которой реализуется приемлемое соотношение между амплитудой сигнала и временем его релаксации (рис. 5). Фотодиод работал в фотодиодном режиме, так как в электрической схеме присутствовал дополнительный источник тока (аккумуляторная батарея 12 В).

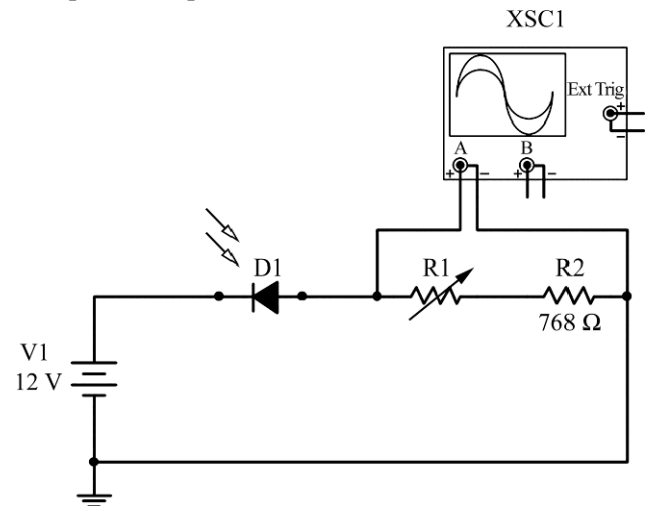


Рис. 5. Электрическая схема подключения фотоэлемента (V1 – источник постоянного тока (12 В); D1 – фотодиод; R1, R2 – нагрузочные резисторы; XSC1 – осциллограф).

Время релаксации предложенной электрической схемы подключения фотодиода, которая вместе с ним образовывала фотоэлемент, определяли методом освещения фотодиода короткими прямоугольными импульсами света с большой частотой следования. Для этого использовали светодиод марки Vishay TSAL6200 с временем релаксации 15 наносекунд, который под-

ключали к генератору импульсов Г5-63. Схема определения времени релаксации фотоэлемента показана на рис. 6.

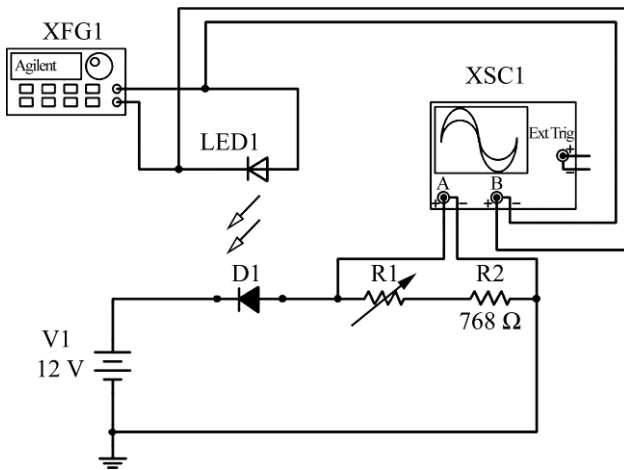


Рис. 6. Схема определения времени релаксации сигнала фотоэлемента, включенного в электрическую схему (V1 – источник постоянного тока (12 В); D1 – фотодиод; R1, R2 – нагрузочные резисторы; XSC1 – осциллограф; LED1 – светодиод; XFG1 – генератор импульсов).

В результате определили, что время релаксации фотоэлемента не превышает 1 мкс. Это время существенно меньше характерного времени процесса пластического деформирования листовых высокопрочных сплавов под действием волн давления, генерируемых электрическим разрядом в воде (200–400 мкс). Амплитуда сигнала фотоэлемента существенно (на два порядка) превышает уровень помех осциллографа.

Тарировку оптической системы выполняли по схеме, показанной на рис. 7. Обозначения на этом рисунке элементов 1–9 соответствуют обозначениям на рис. 4. Тарировку выполняли в статических условиях, перекрывая поток света через щель 11 в матрице 6 специальными тарировочными шаблонами 10. Использовали набор тарировочных шаблонов высотой Δl от 0 до 24 мм. Кроме того, была выполнена проверка возможного искажения светового потока за счет отражения от выпуклой поверхности полюса пластины, которая показала отсутствие такого искажения.

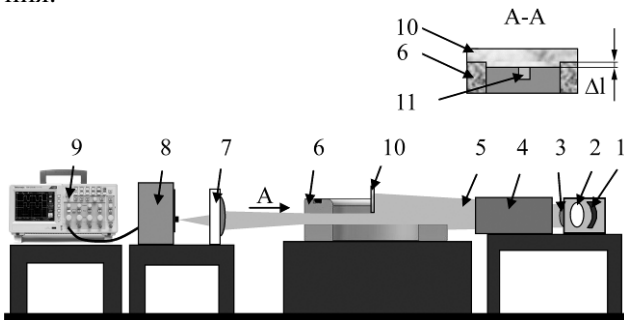


Рис. 7. Схема статической тарировки измерительной системы с помощью шаблонов.

В результате статической тарировки измерительной системы с помощью шаблонов была

получена зависимость сигнала фотоэлемента от высоты тарировочного шаблона Δl (рис. 8). Обработка данных, показанных на рис. 8, позволила определить зависимость изменения сигнала фотоэлемента от прогиба пластины (рис. 9). Данные, показанные на рис. 9 маркерами 1 и 2, аппроксимированы линейной зависимостью (показанной на рис. 9 линией 3):

$$\Delta l = 15,362 \cdot U - 5,3428, \quad (1)$$

где Δl – прогиб пластины, мм; U – электрический сигнал от фотоэлемента, В.

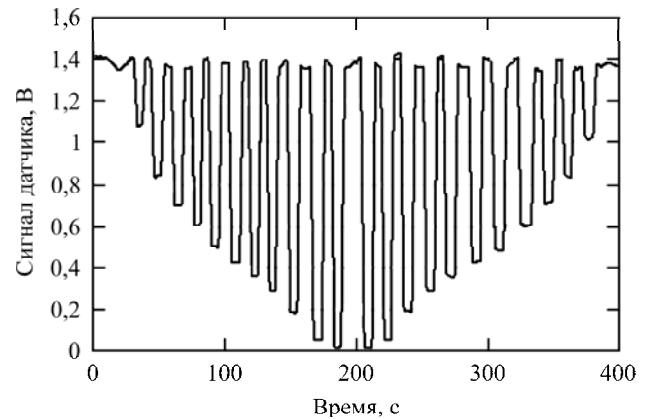


Рис. 8. Изменение сигнала фотоэлемента в зависимости от высоты тарировочных шаблонов Δl .

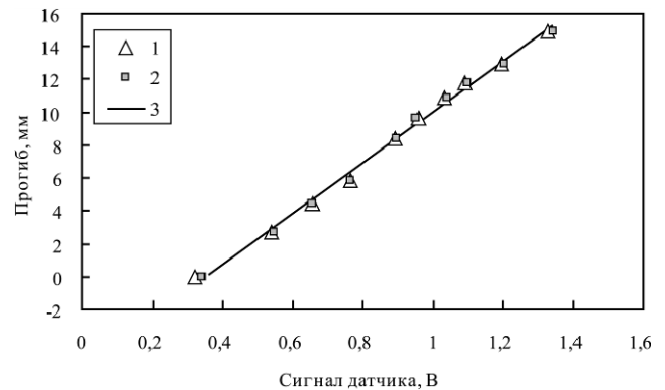


Рис. 9. Тарировочная кривая зависимости сигнала фотоэлемента от прогиба пластины. Точки на рисунке соответствуют постепенному закрытию (1) и открытию (2) щели в матрице шаблонами, а прямая линия (3) – результат аппроксимации этих точек.

Некоторая неравномерность яркости светового потока по высоте щели кольцевой матрицы определяет небольшую погрешность аппроксимации тарировочных данных зависимостью (1) в пределах от +3 до -5% (рис. 10).

Кривая электрического сигнала от фотоэлемента на экране осциллографа показана на рис. 11. На активной стадии электрического разряда элементы разрядного контура создают мощный электромагнитный импульс, интенсивность которого пропорциональна силе тока в электрической цепи. Фотоэлемент и кабель, соединяющий его с осциллографом, выполняют функцию антенны, на которую действует

электромагнитная волна, генерируемая разрядным контуром. В результате сигнал фотоэлемента на начальной стадии его изменения искажается электромагнитной помехой (высокочастотная составляющая в начале кривой на экране осциллографа на рис. 11). Эта помеха не позволяет определять прогиб пластины в начале ее деформирования, если начало деформирования находится в пределах времени разряда, однако после завершения разряда не препятствует его определению. В том случае, если волны давления достигают поверхности пластины после завершения разряда, тогда электромагнитная помеха отсутствует и определение прогиба пластины можно выполнять из ее невозмущенного состояния в течение всего времени деформирования.

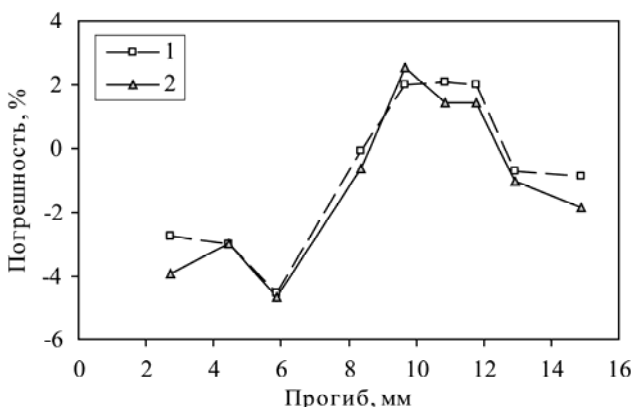


Рис. 10. Кривые погрешности аппроксимации тарировочных данных линейной зависимостью. Линии на рисунке соответствуют постепенному закрытию (1) и открытию (2) щели в матрице шаблонами.

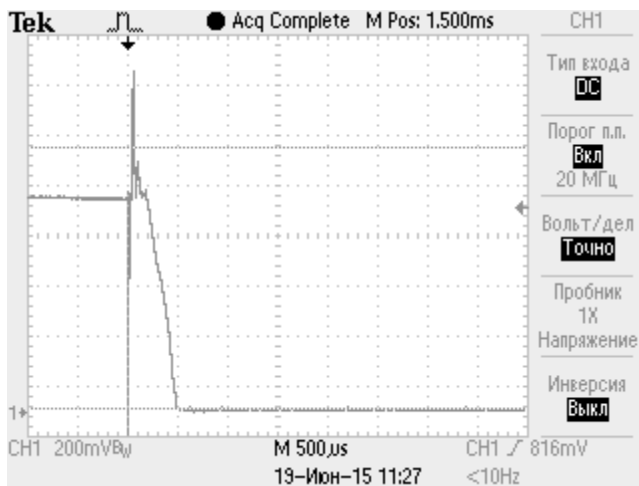


Рис. 11. Вид кривой сигнала датчика прогиба пластины на экране осциллографа.

На процесс деформирования пластины существенно влияет не столько количество энергии, запасаемой в конденсаторной батарее (E_0), сколько количество энергии, выделившееся в канале разряда (E_{ch}) [8–11]. Для определения E_{ch} в процессе экспериментов выполняли запись осциллограмм силы тока и напряжения на канале разряда, по которым вычисляли E_{ch} .

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Проверку предлагаемого метода измерения прогиба пластины выполнили на экспериментальной установке (рис. 4), характеризуемой следующими параметрами: емкость конденсаторной батареи – 10 мкФ; напряжение заряда батареи – 30 кВ; индуктивность разрядного контура – 9 мкГн; расстояние между электродами $l_{ch} = 20$ мм, расстояние от канала разряда до пластины $L_m = 130$ мм; диаметр внутренней полости разрядной камеры и матрицы $D = 120$ мм; высота корпуса разрядной камеры – 160 мм. Деформируемую пластину изготавливали из алюминиевого сплава 5754-T4 толщиной 1,4 мм.

Обработку экспериментальных данных выполняли с помощью разработанной нами программы на базе MS Excel. Прогиб пластины определяли по величине сигнала фотоэлемента, используя тарировочную функцию (1). Иницирование электрических разрядов микропроводником не выполняли, поэтому разряды отличались нестабильностью, приводящей к тому, что количество энергии, выделившейся в канале разряда, и длительность каждого из них существенно отличались друг от друга. В качестве примера на рис. 12 показано изменение прогиба двух пластин в процессе их деформирования при разных энергиях, выделившихся в канале разряда. Деформирование первой пластины происходило в условиях, обеспечивающих выделение энергии в канале разряда $E_{ch} = 2031$ Дж (кривая 1 на рис. 12). В начале разряда электромагнитная помеха существенно изменяет сигнал, генерируемый фотоэлементом, в результате чего на кривой появляется искажение в виде затухающей синусоиды, амплитуда которой пропорциональна силе тока в разрядном контуре, а длительность соответствует времени протекания электрического тока в цепи (350 мкс). Деформирование второй пластины выполнялось в условиях более короткого разряда длительностью 160 мкс, в результате которого в канале разряда выделялась энергия $E_{ch} = 3865$ Дж (кривая 2 на рис. 12). Электрический разряд в этом случае был завершен раньше, чем началось деформирование пластины. Поэтому помеха не отразилась на регистрации сигнала от фотоэлемента на всем временном интервале изменения прогиба пластины. Увеличение расстояния между каналом разряда и пластиной L_m также позволяет исключить влияние электромагнитной помехи на регистрацию сигнала от фотоэлемента. В дальнейшем при обработке сигналов от фотоэлемента исключали данные на временном интервале, на котором действует электромагнитная помеха.

Результаты обработки данных для четырех пластин показаны на рис. 13 и 14. На рис. 13

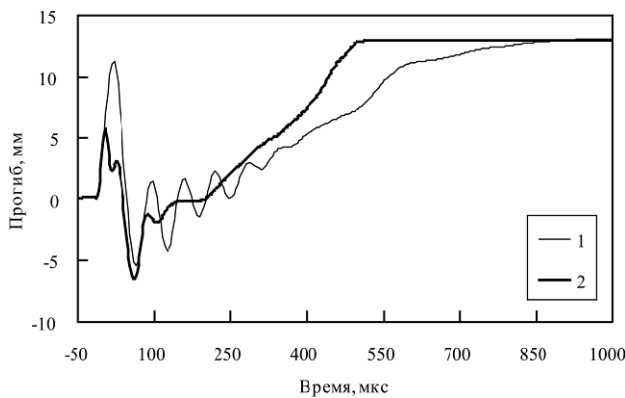


Рис. 12. Влияние электромагнитных волн на зависимости прогиба пластин из алюминиевого сплава 5754-T4 от времени в процессе их деформирования волнами давления, генерируемыми электрическими разрядами в воде, при энергии, запасаемой в конденсаторной батарее $E_0 = 4500$ Дж. Линии на рисунке соответствуют E_{ch} , Дж: 1 – 2031; 2 – 3865.

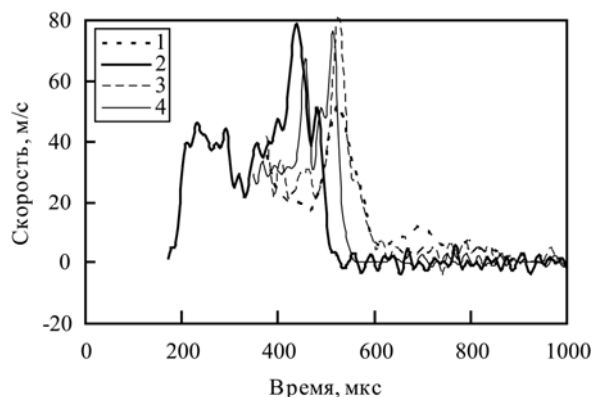


Рис. 14. Экспериментальные зависимости скоростей прогиба пластин из алюминиевого сплава 5754-T4 от времени в процессе их деформирования волнами давления, генерируемыми электрическими разрядами в воде, при энергии, запасаемой в конденсаторной батарее, $E_0 = 4500$ Дж. Линии на рисунке соответствуют E_{ch} , Дж: 1 – 2031; 2 – 3865; 3 – 2006; 4 – 3000.

показаны изменения прогиба пластин при разных величинах энергии E_{ch} , выделившейся в канале разряда. Из рисунка следует, что прогиб пластины изменяется быстрее при увеличении энергии E_{ch} . В результате численного дифференцирования по времени кривых, показанных на рис. 13, вычислили скорости прогиба пластин (рис. 14). Анализ кривых на рис. 14 показывает, что максимальные значения скорости прогиба пластин изменяются в пределах от 50 до 80 м/с и в малой степени зависят от энергии E_{ch} . В целом изменение скорости по времени пропорционально E_{ch} .

Для дополнительной проверки разработанного метода измерения выполнили сравнение скорости прогиба пластин с данными деформирования алюминиевого сплава 5182-O [4], которые приведены на рис. 15. При деформировании сплава 5182-O [4] использовали большие энергии E_0 и выполняли инициирование разряда в отличие от нашего исследования. По-видимому, это позволило выделять больше энергии в канале

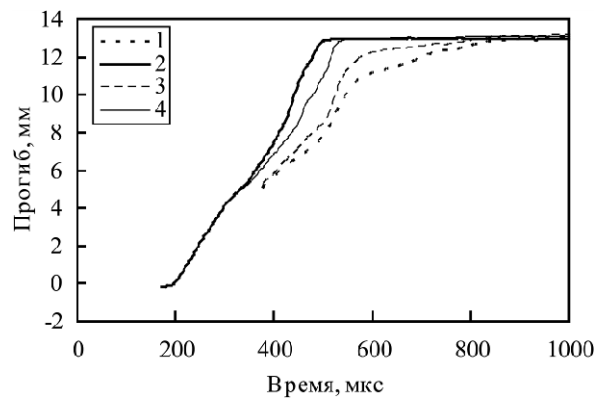


Рис. 13. Экспериментальные зависимости прогиба пластин из алюминиевого сплава 5754-T4 от времени в процессе их деформирования волнами давления, генерируемыми электрическими разрядами в воде, при энергии, запасаемой в конденсаторной батарее, $E_0 = 4500$ Дж. Линии на рисунке соответствуют E_{ch} , Дж: 1 – 2031; 2 – 3865; 3 – 2006; 4 – 3000.

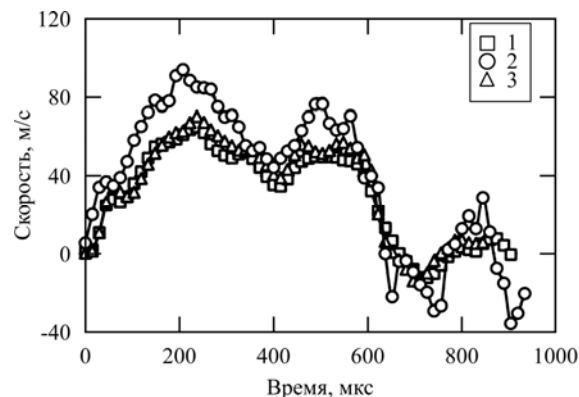


Рис. 15. Экспериментальные зависимости скоростей прогиба центра пластин от времени в процессе их деформирования волнами давления, генерируемыми электрическими разрядами в воде, для алюминиевого сплава 5182-O [4]. Линии на рисунке соответствуют E_0 , Дж: 1 – 9400; 2 – 15800; 3 – 21100.

разряда, но на большем промежутке времени. В конечном итоге скорости деформирования сплава 5182-O [4] ненамного больше, чем сплава 5754-T4. Это сравнение дополнительно характеризует возможность применения разработанного метода определения скорости прогиба пластин для исследования процессов их деформирования.

ВЫВОДЫ

Разработан экспериментальный метод определения изменения прогиба пластины в процессе ее деформирования волнами давления, генерируемыми электрическим разрядом в воде, отличающийся относительно малыми затратами средств для его реализации и оперативностью получения конечных результатов. Выявлен способ тарировки измерительной системы. Разработана программа обработки данных на базе MS Excel. Предложенный метод измерения прогиба пластин высокопрочных сплавов прошел экспериментальную проверку и может быть использо-

ван для исследования динамики деформирования листовых материалов. Полученные данные позволяют сделать следующие основные выводы.

1. Статическая тарировка фотоэлемента с помощью шаблонов обеспечивает погрешность определения прогиба пластины в пределах от +3 до -5%.

2. Время релаксации фотоэлемента не превышает 1 мкс, что обеспечивает высокое разрешение получаемых данных по времени.

3. Влияние электромагнитной помехи на измерение прогиба пластины не существенно, если длительность разряда меньше, чем время, за которое волны давления проходят расстояние от канала разряда до пластины.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шкатов А.С., Резникова Л.Я., Сакалюк А.В. Методика проведения исследований по выбору оптимальных параметров электрогидроимпульсных установок. В сборнике научных трудов «Технологические особенности использования электрического взрыва». Киев: Наукова думка, 1983. С. 50–59.
2. Жекул В.Г., Раковский Г.Б. *ЖТФ*. 1983, **53**(1), 8–14.
3. Rohatgi A., Stephens E.V., Davies R.W., Smith M.T., et al. *J Mater Process Technol.* 2011, **211**, 1824–1833.
4. Rohatgi A., Stephens E.V., Davies R.W., Smith M.T., et al. *J Mater Process Technol.* 2012, **212**, 1070–1079.
5. Косенков В.М. *Письма о материалах*. 2014, **4**(1), 18–21.
6. Косенков В.М. *ЭОМ*. 2014, **50**(2), 81–90.
7. Golovashchenko S.F., Bessonov N.M. and Ilinich A.M. *J Mater Process Technol.* 2011, **211**, 875–885.
8. Kosenkov V.M., Bychkov V.M., Zhekul V.G. and Poklonov S.G. *Surf Eng Appl Electrochem.* 2013, **49**(3), 241–246.
9. Kosenkov V.M., Bychkov V.M., Zhekul V.G. and Poklonov S.G. *Zh Tekh Fiz Lett.* 2012, **38**(9), 103–110.
10. Kosenkov V.M., Bychkov V.M. *Surf Eng Appl Electrochem.* 2015, **51**(2), 167–173.
11. Дубовенко К.В. *ЭОМ*. 2013, **49**(1), 30–38.

Поступила 09.07.15

После доработки 12.08.15

Summary

An experimental method has been developed to measure the metal sheet bending under its deformation. This method requires a relatively low cost for its implementation and efficiency of obtaining final results. The credibility of this method is substantiated, and the measurement error is determined. The method has been tested through analyzing metal sheet deformations by shockwaves generated by an electrical discharge in water.

Keywords: electrohydraulic forming, high-speed stressing, optical measurement method, discharge in water.