СОДЕРЖАНИЕ

Механика машин

Механизм влияния наноуглеродных добавок в гальванические электролиты на трибологические свойства хромовых покрытий	
Р. Ф. Ганиев, Т. П. Дьячкова, Ю. В. Литовка, М. Насрауи, В. А. Нестеров, К. И. Сыпало, С. Л. Чернышев	3
Исследование характеристик регулятора давления газа с глушителем шума	
Е.В.Шахматов, А.А.Иголкин, В.Я.Свербилов, Д.М.Стадник, В.Н.Илюхин	10
Надежность, прочность, износостойкость машин и конструкций	
Повышение надежности штамповки поковок из расплава управлением технологическим режимом	
Е. Н. Сосенушкин, Е. А. Яновская, Т. А. Кинжаев	21
Особенности тягово-динамического расчета мобильных роботов с движителями, дискретно взаимодействующими с опорной поверхностью	
Е.С.Брискин, Н.Г.Шаронов	33
Влияние прочности компонентов композиционных материалов на их физико-механические свойства	
Ю. Е. Кисель, И. Н. Кравченко, А. И. Купреенко, Ю. А. Кузнецов, М. Н. Ерофеев, С. А. Величко, О. В. Бармина	43
Легирование алмазоподобных углеродных покрытий трущихся тел как метод повышения антифрикционных свойств смазочных сред	
И. А. Буяновский, В. А. Левченко, В. Д. Самусенко, А. Н. Большаков	52
Применение размерного анализа для расчета суммарного отклонения от соосности манжеты относительно вала	
М. Н. Ерохин, О. А. Леонов, Н. Ж. Шкаруба, С. С. Амелин, Д. М. Бодунов	61
Новые технологии в машиностроении	
Перспективы применения клееклепаной технологии при создании и ремонте дорожно-строительных машин в условиях резких термических колебаний и низких температур	
А. К. Аноприенко, А. Ю. Коноплин	68
Разработка гидравлической системы подрессоривания транспортных средств на основе различных законов управления	
З. А. Годжаев, В. А. Кузьмин, Т. З. Годжаев	73

Автоматизация и управление в машиностроении

Управление ресурсом работы пильного блока с плоским вращательно-поступательным движением пильных полотен *М. А. Блохин, Э. Ю. Грачёва, И. И. Павлова*

Экспериментальная механика. Диагностика испытания

Управление процессами формообразования заготовок из титановых сплавов	
(на примере сплава ОТ4-1) с использованием моделирования реологии и режимов	
деформирования	
П. А. Петров, Нгуен Хань Тоан, И. А. Бурлаков, Р. Ю. Сухоруков	88
Исследование и применение электрического тока для медицинских имплантатов	
О. Е. Корольков, В. В. Столяров	96
Влияние температуры сплавления частиц электроэрозионного	
кобальтохромового порошка на качество аддитивных изделий	
Е. В. Агеев, А. Ю. Алтухов, Е. В. Агеева	105

= МЕХАНИКА МАШИН =

УДК 620.22-022.532

МЕХАНИЗМ ВЛИЯНИЯ НАНОУГЛЕРОДНЫХ ДОБАВОК В ГАЛЬВАНИЧЕСКИЕ ЭЛЕКТРОЛИТЫ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ХРОМОВЫХ ПОКРЫТИЙ

© 2021 г. Р. Ф. Ганиев¹, Т. П. Дьячкова², Ю. В. Литовка^{2,*}, М. Насрауи², В. А. Нестеров³, К. И. Сыпало⁴, С. Л. Чернышев⁴

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ² Тамбовский государственный технический университет, Тамбов, Россия

³ Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет), Москва, Россия

⁴ Центральный аэрогидродинамический институт им. Н.Е. Жуковского, Жуковский, Россия *e-mail: polychem@list.ru

> Поступила в редакцию 16.07.2021 г. После доработки 08.08.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

В результате исследования выявлена тенденция увеличения микротвердости хромового покрытия путем добавления углеродных наноматериалов (наноалмазов, однослойных и многослойных нанотрубок, оксида графена) в стандартный электролит хромирования, как по отдельности, так и в виде смеси. Показана корреляция между микротвердостью модифицированного хромового покрытия и установленной на основании анализа спектров комбинационного рассеяния степенью дефектности углеродного наноматериала, добавляемого в гальванический электролит.

Ключевые слова: хромовое гальваническое покрытие, наноалмазы, одностенные углеродные нанотрубки, многостенные углеродные нанотрубки, оксид графена, механизм влияния на микротвердость

DOI: 10.31857/S0235711921060079

Узлы трения в двигателях, трансмиссиях и ходовой части различных машин и агрегатов работают в экстремальных условиях. Это предопределяет высокий износ пар трения. Для повышения долговечности работы узлов трения можно использовать подход, основанный на изготовлении деталей, входящих в пары трения, из высокопрочных материалов. Однако этот вариант приводит к резкому удорожанию конструкции и используется достаточно редко.

Альтернативой является использование износостойких покрытий на детали, изготовленных из общедоступных (соответственно, недорогих) материалов – черной стали, алюминия и т.д. Покрытие можно получить ионно-плазменным напылением [1], лазерной наплавкой [2], гальваническим способом [3] и другими методами. Весьма перспективным является применение нанодобавок в составе покрытий. Так, введение наночастиц карбида тантала в состав покрытия, полученного лазерной наплавкой, способствует повышению износостойкости в 4–6 раз [2]. Нанодобавки в гальванические покрытия никелем и хромом увеличивают микротвердость µ на 23% [4].

Среди известных методов получения покрытий, наиболее рентабельным является гальванический. Для повышения микротвердости и, как следствие, износостойкости деталей в большинстве случаев используют хромовое гальваническое покрытие. Если твердость стали Ст20 составляет 167 кг/мм², то микротвердость традиционного хромо-

вого гальванического покрытия имеет значение 750–900 кг/мм². Однако микротвердость и износостойкость традиционного хромового покрытия уже не удовлетворяет современным требованиям машиностроительной индустрии. В настоящее время активно развивается направление использования наноуглеродных добавок в электролиты хромирования.

Для модификации хромового покрытия ранее уже применялись наноалмазы [4–6], многостенные углеродные нанотрубки (МУНТ) [7]; одностенные углеродные нанотрубки (ОУНТ) [7]; оксид графена (GO) [7–9]. Использование всех перечисленных нанодобавок имело существенный положительный эффект с позиций влияния на свойства гальванических покрытий. Параметр микротвердости сформированного хромового покрытия увеличивался при добавлении: наноалмазов на 23% [4–6, 10, 11]; МУНТ – на 20% [7, 10, 11]; ОУНТ – на 0.6% [7, 10, 11]; GO – на 24% [7, 8, 10, 11]. Значительное увеличение сопротивления поляризации и снижение скорости коррозии наблюдалось для композиционных покрытий цинк–оксид графена по сравнению с чистым покрытием цинком [8].

В ряде источников сообщается о достижении эффекта синергизма при сочетании различных форм углеродных наноструктур с позиций влияния на трибологические характеристики смесей [9], механические и электрофизические свойства полимерных [10] и металлических [11] композитов.

Наше предположение о том, что следует ожидать взаимного усиления влияния компонентов смесей углеродных наноматериалов (наноалмазов, одно- и многостенных углеродных нанотрубок, оксида графена) на свойства гальванических покрытий, были подтверждены экспериментально [7]. Результаты проведенных исследований по влиянию модифицирования углеродными наноструктурами и смесями на их основе на микротвердость µ гальванических хромовых покрытий представлены на рис. 1.



Рис. 1. Величина микротвердости хромового покрытия, сформированного после введения в электролит добавок различных углеродных наноматериалов [7]: *1* – микротвердость хромового гальванического покрытия; *2* – относительное значение, %.

Наиболее качественные наномодифицированные покрытия формируются при условии максимально однородного распределения ультрадисперсных частиц наполнителя в электролите. Этого можно достичь различными способами: 1) обработка ультразвуком смеси электролита с наноуглеродным модификатором [7]. Это наиболее распространенный метод, применяемый в лабораторных исследованиях, однако он трудно применим в крупномасштабном промышленном производстве; 2) использование "растворимых" шипучих таблеток [7], для изготовления которых при давлении 32 кг/мм² запрессовывалась смесь углеродного наноматериала с ПАВ (поливинилпирролидоном), гидрокарбонатом натрия (NaHCO₃) и лимонной кислотой. Диспергирование агломератов нанодобавок осуществляется под воздействием углекислого газа, выделяющегося при взаимодействии гидрокарбоната натрия с лимонной кислотой в водной среде. Достижение состояния высокодисперсного метастабильного коллоида осуществлялось за счет использования поверхностно-активного вещества; 3) применение регулируемого волнового воздействия [13]. Данный метод является эффективным, однако в настоящее время отсутствует серийно выпускаемое оборудование для волновой обработки электролита.

Причины повышения микротвердости при добавлении в гальванические электролиты добавок углеродных наноматериалов до настоящего времени не объяснены. Однако это является важным вопросом, поскольку вскрытие факторов, управляющих процессом, позволяет добиться регулируемого изменения свойств гальванических покрытий в заданном диапазоне.

Целью статьи является выявление механизма воздействия добавок углеродных наноматериалов в гальванические электролиты на микротвердость и, как следствие, на износостойкость хромовых покрытий.

Согласно [14], механизм воздействия наноалмазов на свойства покрытия, заключается в следующем. Ультрадисперсные алмазы детонационного синтеза, имеющие средние размеры 4—6 нм, будучи включенными в покрытия, являются микробарьерами на пути микротрещин, дефектов и дислокаций в покрытиях, что приводит к упрочнению материала. Наличие в покрытии чрезвычайно развитых по площади областей со сформированными прочными химическими связями пограничных слоев "металл алмаз" обеспечивает не только износостойкость, но и повышенную микротвердость. Благодаря внедрению наноалмазов в кристаллическую решетку металлов получается композитное электрохимическое покрытие, которое обладает улучшенными характеристиками по сравнению с исходными металлами.

Мы полагаем, что дефекты графеновых слоев углеродных наноструктур (ОУНТ, МУНТ и GO), которые представляют собой атомы углерода в состоянии sp³-гибридизации, при формировании гальванических покрытий являются центрами кристаллизации. За счет этого при увеличении количества дефектов размер формирующихся кристаллов уменьшается [7], следствием чего является повышение микротвердости.

Для оценки степени дефектности графеновых слоев углеродных наноматериалов традиционно используют данные спектроскопии комбинационного рассеяния (КР). В спектрах комбинационного рассеяния ОУНТ, МУНТ и GO наблюдаются характерные моды: G (при рамановском сдвиге 1500–1600 см⁻¹), обусловленная колебаниями sp²-гибридизованных атомов углерода в плоскости графенового слоя, и D (1250–1450 см⁻¹), связанная с наличием атомов углерода в состоянии sp³-гибридизации [15]. Значение соотношения интенсивностей *Int* этих мод (iD/iG) используют для оценки степени дефектности графеновых слоев углеродных наноструктур [16].



Рис. 2. Характерные спектры комбинационного рассеяния: *I* – ОУНТ; *2* – МУНТ "Таунит"; *3* – оксида графена; *4* – наноалмазов.

В рамках настоящего исследования спектры КР углеродных наноматериалов фиксировались на рамановском микроскопе (Thermo Scientific DXR Raman microscope) при длине волны возбуждающего лазера 532 нм.

Полученные спектры комбинационного рассеяния ОУНТ, МУНТ, GO и наноалмазов представлены на рис. 2, где ось абсцисс – сдвиг *s*.

Во всех случаях обнаруживаются пики D и G различной интенсивности. При этом для МУНТ и GO они имеют примерно одинаковую площадь и высоту. На спектре комбинационного рассеяния GO имеется наплыв между пиками D и G, который обусловлен высоким содержанием кислородсодержащих групп, связанных, в том числе, с sp³-атомами углерода.

Пик G на рамановском спектре OУНТ практически отсутствует, что свидетельствует о низкой степени дефектности материала и правильной структуре его графеновых слоев. На спектре КР наноалмазов, напротив, более ярко выраженным является пик D, что вполне объяснимо, ведь в узлах кристаллической решетки алмаза находятся sp³-гибридизованные атомы углерода, sp²-атомы в этом случае скорее представляют собой нарушения правильной структуры алмаза. Они могут присутствовать, например, в составе оболочки, которая формируется на поверхности наноалмаза.

Согласно данным, представленным в табл. 1, использованные углеродные наноматериалы по возрастанию степени дефектности можно расположить в следующем порядке: ОУНТ < GO < MУНТ < наноалмазы.

Это, в принципе, согласуется с представлениями о структурно-морфологических особенностях таких материалов.

В табл. 2 приведены микротвердости хромового гальванического покрытия, полученные при использовании в качестве модификатора всех представленных форм углеродных наноматериалов.

Наименование наноматериала	Положение пика G, см ⁻¹	Положение пика D, см ⁻¹	iD/iG
ОУНТ "Tuball"	1592.41	1345.31	0.024
Оксид графена	1587.36	1355.51	0.926
МУНТ "Таунит"	1573.65	1346.79	1.228
ДНА-Тетрил 430-2-Ар	1617.19	1327.13	2.174

Таблица 1. Данные спектров комбинационного рассеяния для использованных в качестве модификаторов углеродных наноматериалов

Таблица 2. Результаты экспериментов по определению микротвердости хромового покрытия, модифицированного различными типами углеродных наноматериалов

Наномодификатор	Микротвердость хромового гальванического покрытия, кг/мм ²
Стандартный электролит без нанодобавок	853
ОУНТ "Tuball", 50 мг/л	858
МУНТ "Таунит" 80 мг/л	1024
Оксид графена, 10 мг/л	1064
Наноалмазы ДНА-Тетрил 430-2-Ар, 12 г/л	1050

Совместный анализ табл. 1, 2 позволяет изобразить полученные данные в виде рис. 3. Значение соотношения iD/iG у МУНТ, GO и наноалмазов существенно больше, чем у ОУНТ. Этот результат хорошо согласуется с результатами измерения микротвердости.

Полученные данные подтверждают высказанное ранее предположение о том, что увеличения микротвердости хромового покрытия происходит, в том числе, за счет появления дополнительных центров кристаллизации на дефектах углеродных наноматериалов.

При использовании смеси наноматериалов, наилучший результат получен при использовании сочетания наноалмазов и многослойных углеродных нанотрубок (рис. 1), что объясняется одновременно двумя причинами: 1) внедрением наноалмазов в кристаллическую решетку металлов; 2) появлением дополнительных центров кристаллизации на дефектах многослойных углеродных нанотрубок.



Рис. 3. Зависимость микротвердости модифицированных гальванических хромовых покрытий от показателя iD/iG.

Выводы. В результате исследования выявлена тенденция к увеличению микротвердости хромового покрытия путем добавления углеродных наноматериалов (наноалмазов, однослойных и многослойных нанотрубок, оксида графена) в стандартный электролит хромирования, как по отдельности, так и в виде смеси.

В статье предложена гипотеза, что дефекты на поверхности МУНТ, ОУНТ и оксида графена являются дополнительными центрами кристаллизации частиц формирующегося гальванического покрытия. С ростом дефектности используемых в качестве модификаторов углеродных наноструктур размер кристаллитов уменьшается, из-за чего увеличивается микротвердость покрытия.

На основании сопоставления данных спектроскопии комбинационного рассеяния используемых наноуглеродных модификаторов и механических характеристик композитных покрытий показана корреляция показателей дефектности iD/iG с величиной микротвердости хромового покрытия, что позволило подтвердить высказанную гипотезу.

При использовании смеси наноматериалов, наилучший результат получен при использовании сочетания наноалмазов и многослойных углеродных нанотрубок. Это объясняется влиянием двух механизмов: внедрения наноалмазов в кристаллическую решетку металлов и появления дополнительных центров кристаллизации на дефектах многослойных углеродных нанотрубок.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Иванов Д.А., Васильева А.В. Струйные технологии в машиностроении: монография. М-во образования и науки Рос. Федерации, С.-Петерб. гос. ун-т сервиса и экономики (СПбГУСЭ). СПб.: Изд-во СПбГУСЭ, 2010. 147 с.
- 2. Бирюков В.П., Петровский В.Н., Мурзаков М.А., Фишков А.А. Влияние нанокарбидов тугоплавких металлов на трибологические свойства покрытий при лазерной наплавке // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 6. С. 70.
- 3. *Мельников Л.С.* Справочник по гальванопокрытиям в машиностроении. М.: Машиностроение, 1991. 384 с.
- 4. *Целуйкин В.Н.* О структуре и свойствах композиционных электрохимических покрытий. Обзор // Физикохимия поверхности и защита материалов. 2016. Т. 52. № 2. С. 171.
- 5. Александрова Г.С., Буркат Г.К., Долматов В.Ю., Гмысин Е.В. Об осаждении хрома в присутствии модифицированных бором детонационных наноалмазов в стандартном электролите хромирования // Химическая промышленность. 2016. Т. 93. № 1. С. 15.
- Vinokurov E.G. et al. Synthesis and properties of inorganic composite coatings containing detonation nanodiamonds // Protection of Metals and Physical Chemistry of Surfaces. 2014. V. 50. № 4. P. 480.

https://doi.org/10.1134/S2070205114040194

- 7. Литовка Ю.В., Насрауи М. Хромовые гальванические покрытия, модифицированные комбинацией углеродных наноматериалов. LAP LAMBERT Academic Publishing, 2020. 42 с.
- Rekha M.Y., Chandan S. Microstructure and corrosion properties of zinc-graphene oxide composite coatings // Corrosion Science. 2019. V. 152. P. 234.
- 9. Wang B., Fu Q., Liu Y. et al. The synergy effect in tribological performance of paper-based composites by MWCNT and GNPs // Composites Part B: Engineering. 2019. V. 159. P. 378.
- Yang X., Wang Z., Xu M. et al. Dramatic mechanical and thermal increments of thermoplastic composites by multi-scale synergetic reinforcement: Carbon fiber and graphene nanoplatelet // Materials & Design. 2013. V. 44. P. 74.
- 11. *Rashad M., Pan F., Tan A., Asif M. et al.* Synergetic effect of graphene nanoplatelets (GNPs) and multi-walled carbon nanotubes (MW-CNTs) on mechanical properties of pure magnesium // Journal of Alloys and Compounds. 2014. V. 603. P. 111.

- 12. Опарин Е.М., РФ Патент 2088689 МПК С23С18/00, 1997.
- 13. Алдошин С.М., Бадамшина Э.Р., Грищук А.А., Тарасов А.Е., Эстрин Я.И., Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Курменев Д.В., Пустовгар А.П. Исследование влияния способов диспергирования одностенных углеродных нанотрубок на свойства нанокомпозитов на основе эпоксидной смолы // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 3. С. 96.
- 14. Рыжов Е.В., Кощеев Ю.Л., Марусина Т.М., Кузнецов С.А., Белоногов А.С. Наноалмазы в гальванических хромовых покрытиях // Мир гальваники. 2009. № 3. С. 5.
- 15. *Keszler A.M.*, *Nemes L.*, *Ahmad S.R.*, *Fang X*. Characterisation of carbon nanotube materials by Raman spectroscopy and microscopy A case sudy of multiwalled and singlewalled samples // Journal of Optoelectronics and Advanced Materials. 2004. V. 6. № 4. P. 1269.
- Lucchese M.M., Stavale F., Ferreira E.H.M., Vilani C., Moutinho M.V.O., Capaz R.B., Achete C.A., Jorio A. Quantifying ion-induced defects and Raman relaxion length in graphene // Carbon. 2010. V. 48. P. 1592.

= МЕХАНИКА МАШИН =

УДК 621.6-5

ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК РЕГУЛЯТОРА ДАВЛЕНИЯ ГАЗА С ГЛУШИТЕЛЕМ ШУМА

© 2021 г. Е. В. Шахматов¹, А. А. Иголкин¹, В. Я. Свербилов¹, Д. М. Стадник^{1,*}, В. Н. Илюхин¹

¹ Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королева Самара, Россия *e-mail: sdm-63@bk.ru

> Поступила в редакцию 18.05.2021 г. После доработки 06.06.2021 г. Принята к публикации 24.06.2021 г.

Работа регуляторов давления газа при большом перепаде давления сопровождается высоким уровнем шума, для снижения которого используются глушители, устанавливаемые непосредственно за регулятором или встраиваемые в его конструкцию. Однако введение глушителя шума в конструкцию регулятора оказывает существенное влияние на статические и динамические характеристики регулятора, в связи с чем требуется проведение анализа динамики системы в целом. В статье представлены результаты исследования динамических характеристик модернизированного серийного регулятора со встроенным глушителем шума, проведен анализ устойчивости системы в линейной постановке и рассмотрено совместное влияние на динами-ку системы параметров глушителя и регулятора. Результаты можно использовать при проектировании регуляторов давления газа в составе с глушителями шума.

Ключевые слова: регулятор давления газа, глушитель шума, устойчивость, переходные процессы, математическая модель

DOI: 10.31857/S0235711921050102

Для подачи промышленным предприятиям и населенным пунктам природного газа с требуемыми давлением, степенью очистки и одоризации сооружаются на газопроводах-отводах газораспределительные станции (ГРС) и газораспределительные пункты (ГРП). Регуляторы давления газа являются одними из наиболее массовых агрегатов, установленных на ГРС и ГРП. Их работа заключается в глубоком редуцировании газа с 7–5 МПа до 1–0.6 МПа. При таких значительных перепадах давления скорость газа достигает сверхзвуковых значений, что приводит к интенсивным пульсациям потока, и как следствие, возникают динамические нагрузки в виде повышенных уровней вибрации и шума [1].

Наиболее эффективным способом уменьшения шума высокоскоростных турбулентных струй является снижение скорости течения за счет ступенчатого дросселирования [2]. Последовательная установка дросселей за регулятором приводит к снижению перепада давления на клапане и распределению перепада давления между дросселирующими элементами. Изменяя количество дросселей и их площади, можно управлять процессом изменения давления на препятствиях, а значит, и акустической мощностью, генерируемой системой.

На данный момент существует большое количество работ, посвященных исследованиям влияния глушителя шума в редукционных клапанах на акустические характе-

ристики системы. Например, в работе [3] рассматриваются проблемы в существующих технологиях снижения шума, связанные со структурой потока, вихреобразованием, взаимодействием между высокоскоростными струями и др. В работах [4–6] приведены исследования влияния геометрических параметров многоступенчатого глушителя шума на турбулентный поток в проточной части редукционного клапана. В результате выявлены параметры глушителя, оказывающие наибольшее влияние на его акустическую эффективность. Однако установка подобного рода устройств может оказывать существенное влияние на статические и динамические характеристики системы [7]. Недостаточно полный учет этих характеристик может приводить к появлению неустойчивых режимов работы регулятора. В связи с этим исследование устойчивости газовых регуляторов в составе присоединенных систем и обоснованный выбор их конструктивных параметров имеет приоритетное значение при решении вопросов снижения шума ГРС.

В настоящее время существует достаточное количество исследований в области устойчивости газовых регуляторов, многие из которых получены с учетом ряда допущений, ограничивающих их использование в условиях ГРС.

В работе [8] представлена математическая модель статического регулятора прямого действия мембранного типа. Полученная нелинейная модель была линеаризована в предположении отсутствия сухого трения и ограничений перемещения клапана. Отмечено, что разработанную модель можно использовать при синтезе подобных устройств и анализе возможных автоколебаний в системе. Однако исследование такой модели в [8] не проводилось, и нет оценки ее адекватности.

Простейший регулятор давления газа прямого действия исследован в работе [9]. На основе разработанной математической модели регулятора проведен анализ чувствительности выходного давления к таким параметрам как жесткость регулирующей пружины, площадь проходного сечения выходного дросселя, площадь чувствительного элемента. Использован метод численного моделирования и его результаты подтверждены экспериментально. Оценка устойчивости проводится косвенным путем на основе анализа качества переходных процессов.

В работе [10] представлены исследования характеристик двухступенчатого регулятора давления газа, используемого для наддува топливного бака летательного аппарата. В качестве схемы регулирования используются два последовательно соединенных редукционных клапана, настроечное давление в которых задается с помощью пружин. На основе разработанной математической модели рассматриваются переходные процессы изменения давления, расхода, температуры и перемещения регулирующих элементов регулятора при различных значениях конструктивно-настроечных параметров системы. В качестве критерия оценки устойчивости используется дисперсия случайной величины, получаемая для серии расчетов, при моделировании которых меняется только один параметр системы. Следует отметить, что данный подход в оценке устойчивости системы является достаточно трудоемким и не позволяет получить общих решений.

В астатических регуляторах вместо пружины настройки используется командное давление, которое поддерживается постоянным с помощью вспомогательного редуктора-задатчика. В работе [11] представлена математическая модель такого быстродействующего регулятора давления. В качестве чувствительного элемента вместо мембраны используется поршень, с одной стороны которого действует заданное давление от аккумулятора или пилотного клапана, а с другой регулируемое (выходное) давление. Соединение выходной полости регулятора с камерой чувствительного элемента осуществляется посредством каналов, выполненных внутри поршня. Отмечено, что диаметр таких каналов существенно влияет на динамику системы: при уменьшении их проходного сечения происходит перерегулирование выходного давления из-за за-держки сигнала обратной связи, а при увеличении — снижается демпфирование



Рис. 1. Расчетная схема регулятора давления газа с глушителем шума: *1* – седло; *2* – глушитель шума; *3* – клапан; *4* – пилон; *5* – корпус чувствительного элемента; *6* – пружина; *7* – выходная полость; *8* – выходной дроссель; *9* – трубопровод обратной связи.

поршня. Также в [11] показано, что увеличение входного давления приводит к росту перерегулирования выходного давления.

В настоящей статье основное отличие конструкции исследуемого регулятора от регуляторов, описанных в рассмотренных работах, заключается в наличии встроенного глушителя шума, который устанавливается за дросселирующим сечением регулятора. Это приводит к появлению дополнительной полости в регулирующем контуре. Исследование влияния глушителя шума на динамику статического (подпружиненного) регулятора представлено в работе [7]. По сравнению с регулятором [7] рассматриваемый в настоящей статье астатический регулятор менее стабилен из-за отсутствия существенных восстанавливающих сил (силы упругости пружины), но при этом имеет бо́льшую статическую точность.

Таким образом, в связи с изменением конфигурации системы за счет установки глушителя, а также учитывая склонность рассматриваемого типа (отсутствие задающей пружины) регулятора к неустойчивости, возникает необходимость в проведении исследований его устойчивости и оценке параметров, оказывающих влияние на его динамику.

Расчетная модель. Принципиальная схема исследуемого регулятора давления газа с глушителем шума представлена на рис. 1. Функционирование системы происходит следующим образом. Газ с давлением p_{in} поступает на вход регулятора. При отсутствии в полости *C* давления настройки p_{set} регулятор находится в закрытом состоянии: клапан *3* прижат к седлу *1* усилием пружины *6*. При подаче в управляющую полость *C* давления настройки p_{set} , клапан *3* открывается и пропускает газ в выходную полость, и далее в полость *A* по трубопроводу обратной связи *9*. В результате силы, действующие на клапан *3*, уравновешивают друг друга, и он принимает положение в соответствии с величиной установившегося расхода в системе G_{out} . При этом в связи с малой жесткостью пружины 6 статическое давление в полости *A* и давление в выходной полости будут незначительно отличаться от давления настройки.

В настоящем исследовании рассматривается глушитель шума, представляющий собой набор из шести перфорированных цилиндрических тонкостенных перегородок. Причем площадь отверстий перфорации от первой перегородки к последней возрастает. Перегородки находятся на близком расстоянии друг от друга, что позволяет пренебречь объемами камер между ними. Блок глушителя можно установить как в непосредственной близости к дросселирующему сечению регулятора, так и на некотором удалении от него. В связи с этим объем V_B промежуточной полости B включен в расчетную модель и может быть различным.

При составлении модели приняты следующие допущения: рабочая среда — идеальный газ, процессы изменения давления газа в полостях системы являются изоэнтропическими, перепад давления на выходном дросселе 8 сверхкритический, силы сухого трения пренебрежимо малы.

Уравнение движения клапана, как динамического звена с сосредоточенными параметрами без учета силы сухого трения, можно представить в виде

$$m\ddot{x} + Dx + Jx + F_0 = A_p \left(p_{set} - p_A \right), \tag{1}$$

где m – приведенная масса клапана; J – жесткость пружины; D – коэффициент демпфирования; F_0 – усилие предварительной затяжки пружины; A_p – площадь чувствительного элемента клапана; p_A – давление в полости A; p_{set} – давление в полости C – давление настройки (принято постоянным).

Расход газа через клапан определяется на основании уравнения Сен-Венана-Ванцеля

$$G_{x} = \begin{cases} C_{d}\pi d_{s}xp_{in}\sqrt{\frac{k}{RT}\left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}}, & \text{при} \quad \frac{p_{B}}{p_{in}} \leq 0.528, \\ C_{d}\pi d_{s}xp_{in}\sqrt{\frac{2}{RT}\frac{k}{k-1}\left[\left(\frac{p_{B}}{p_{in}}\right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{p_{B}}{p_{in}}\right)^{\frac{k}{k}}\right]}, & \text{при} \quad \frac{p_{B}}{p_{in}} > 0.528, \end{cases}$$
(2)

где C_d – коэффициент расхода; k – показатель адиабаты; R – газовая постоянная; d_s – диаметр седла клапана; p_{in} – давление на входе в регулятор; p_B – давление в полости B.

Полагая, что течение газа через выходной дроссель происходит при сверхкритическом режиме, можно записать

$$G_{out} = C_d A_{out} p_{out} \sqrt{\frac{k}{RT} \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}},\tag{3}$$

где A_{out} — площадь проходного сечения выходного дросселя; p_{out} — давление в выходной полости.

Уравнения изменения давления газа в выходной полости и полостях *А* и *В* имеют вид

$$\dot{p}_{out} = \frac{a^2}{V_{out}} (G_{muf} - G_{out}), \tag{4}$$

$$\dot{p}_A = \frac{a^2}{V_A(x)} \left(G_{pipe} + \rho_A A_p \dot{x} \right), \tag{5}$$

$$\dot{p}_B = \frac{a^2}{V_B} (G_x - G_{muf}),$$
(6)

где $a = \sqrt{kRT}$ – скорость звука; G_{muf} , G_{pipe} – массовый расход газа через глушитель и в трубопроводе обратной связи соответственно; $V_A(x)$, V_B и V_{out} – объемы полостей A и Bи выходной полости; p_A – плотность газа в полости A. Учитывая, что полости глушителя пренебрежимо малы по сравнению с объемами полостей остальной части системы, глушитель рассматривается как активное сопротивление. В этом случае уравнение массового расхода газа через глушитель будет иметь вид

$$G_{muf} = k_{muf} \Delta p_{muf}, \tag{7}$$

где k_{muf} — коэффициент аппроксимации характеристики глушителя (коэффициент проводимости); $\Delta p_{muf} = p_{in} - p_B$ — перепад давления на глушителе.

В качестве трубопровода обратной связи рассматривается трубопровод постоянного сечения с моделью течения газа в сосредоточенных параметрах без учета теплообмена с окружающей средой. Уравнение массового расхода газа через трубопровод с учетом активного и реактивного сопротивлений может быть записано в виде

$$\dot{G}_{pipe} = \frac{1}{L_{pipe}} \left(p_{out} - p_A - Z_{pipe} G_{pipe} \right), \tag{8}$$

где $L_{pipe} = l_{pipe}/A_{pipe}$ — инерционное сопротивление трубопровода; $Z_{pipe} = 128 \nu l_{pipe}/(\pi d^4)$ — активное сопротивление трубопровода для ламинарного течения газа; ν — кинематическая вязкость газа; d — диаметр трубопровода..

Для получения более общих решений целесообразно систему уравнений (1)–(8) представить в безразмерной форме. Для этого введем безразмерные параметры, характеризующие перемещение клапана, скорость движения клапана, давление в полости *A*, давление в выходной полости, расход газа в трубопроводе обратной связи и давление в полости *B*: $y_1 = x/x_{ref}$, $y_2 = \dot{x}/(x_{ref}\omega)$, $y_3 = p_A/p_{ref}$, $y_4 = p_{out}/p_{ref}$, $y_5 = G_{pipe}RT/(x_{ref}\omega_vA_pp_{ref})$, $y_6 = p_B/p_{ref}$.

Здесь в качестве номинальных значений для перемещения клапана и давления приняты максимальный подъем клапана над седлом и давление настройки $x_{ref} = x_{max}$, $p_{ref} = p_{set}$.

Для перехода к безразмерному времени используется собственная частота клапана, как пружинно-массовой системы $d/dt = \omega_v(d/d\tau), \omega_v = \sqrt{J/m}, \tau = t \cdot \omega_v$.

После преобразований система уравнений в безразмерной форме может быть представлена в виде

$$y'_1 = y_2,$$
 (9)

$$y'_2 = \varphi(1 - y_3) - \kappa \cdot y_2 - y_1 - \delta,$$
 (10)

$$y'_3 = \beta_A(y_1) \cdot (y_5 + y_3 y_2),$$
 (11)

$$y'_{4} = \beta_{out} \left(y_{6} - y_{4} - q y_{4} \right), \tag{12}$$

$$y'_5 = \gamma(y_4 - y_3 - \zeta y_5),$$
 (13)

$$y'_{6} = \beta_{B} \left(Sub \cdot y_{1} \sqrt{\left(y_{6}/K_{p}\right)^{2} - \left(y_{6}/K_{p}\right)^{\frac{k+1}{k}} - y_{6} + y_{4}} \right) \quad \text{при} \quad y_{6}/K_{p} > 0.528$$

$$(14)$$

$$M \quad y'_{6} = \beta_{P} \left(Sup \cdot y_{1} - y_{6} + y_{4} \right) \quad \text{при} \quad y_{6}/K_{p} \le 0.528.$$

а
$$y'_6 = \beta_B \left(Sup \cdot y_1 - y_6 + y_4 \right)$$
 при $y_6 / K_p \le 0.528$,

где знак (') обозначает производную $d/d\tau$; κ – безразмерный параметр вязкого демпфирования; параметр β характеризует объемную упругость полостей; параметр qопределяет безразмерную величину расхода в системе.

Наименование	Символ	Определение	Значение
Номинальное давление	<i>p</i> _{ref}	$p_{ref} = p_{set}$	0.5 МПа
Номинальное перемещение	x_{ref}	$x_{ref} = x_{max}$	11 мм
Коэффициент отношения номинальных усилий	φ	$A_p p_{ref} / J x_{ref}$	27.7
Номинальная частота	ω_{v}	$\sqrt{J/m}$	120 рад/с
Коэффициент расхода	Q	BA_{out}/k_{muf}	0-12
Коэффициент предварительного сжатия пружины	δ	$F_0/x_{ref}J$	4.77
Жесткость полости В	β_B	$a^2 k_{muf} / \omega_v V_B$	0.2-6.7
Жесткость полости А	$\beta_A(y_1)$	k	0.54-0.90
		$V_{A\max}/V_{ref} - y_1$	
Жесткость выходной полости	β_{out}	$a^2 k_{muf} / \omega_v V_{out}$	$3.3 \times 10^{-4} - 3 \times 10^{-2}$
Коэффициент демпфирования	κ	D/\sqrt{mJ}	0-300
Коэффициент отношения собственных частот	γ	$f_{LC}^2 / k f_{valve}^2$	0.55
Коэффициент собственной частоты трубопровода ОС	f_{LC}	$1/\sqrt{L_{pipe}C_{ref}}$	105.0
Коэффициент акустической емкости	C_{ref}	$x_{ref}A_p/kRT$	1.43×10^{-9}
Коэффициент потерь в трубопро- воде ОС	ζ	$Z_{pipe}V_{ref}\omega/RT$	0.2–20
Коэффициент докритического те- чения	Sub	$\frac{EA_{vref}K_p}{k_{muf}}\sqrt{\frac{k}{k-1}}$	304.2
Коэффициент сверкритического течения	Sup	$BA_{vref}K_p/k_{muf}$	78.7
Параметр дросселирования	E	$C_d \sqrt{2/(RT)}$	0.004

Таблица 1. Наименования и значения безразмерных параметров и коэффициентов

Наименования и значения безразмерных параметров приведены в табл. 1.

Теоретические исследования. Анализ устойчивости. Для оценки устойчивости системы "в малом" используется метод, основанный на анализе собственных значений матрицы Якоби, составленной из частных производных функций правой части дифференциальных уравнений в точках установившегося режима. Для нахождения точек установившегося режима, в которых предполагается проводить исследование устойчивости системы, требуется решить систему нелинейных алгебраических уравнений (9)–(14) при $y_i^* = 0$. В результате решения получены статические характеристики регулятора с глушителем и без него (рис. 2).

Из анализа полученных результатов следует, что наличие глушителя не влияет на режим работы системы при увеличении расхода до тех пор, пока сохраняется сверхкритический перепад давления на дросселирующем сечении клапана. Характеристика расслаивается только при переходе через точку с расходом q = 5.9, когда давление пе-



Рис. 2. Зависимость перемещения клапана регулятора от величины расхода в системе.



Рис. 3. Границы устойчивости системы при изменении жесткости полости В.

ред глушителем достигает значений, соответствующих докритическому режиму течения на клапане.

Для анализа собственных значений характеристического уравнения и построения областей устойчивости применяется критерий Рауса—Гурвица. На рис. 3 показана де-

формация границы устойчивости при изменении параметра β_b для $\beta_{out} = 3.3 \times 10^{-4}$ в диапазоне расходов q от 0 до 10. Кривые на графике построены для граничных значений коэффициента демпфирования к в соответствии со значениями параметров, приведенными в табл. 1, и соответствуют минимальному требуемому демпфированию системы. Из анализа полученного графика следует, что с увеличением расхода q и повышением жесткости полости B β_B требуемое демпфирование системы сизменения следует отметить наличие точки перегиба кривых, связанное с изменением режима течения на клапане.

В отсутствие глушителя при увеличении расхода в системе наблюдается небольшое снижение требуемого демпфирования, что объясняется уменьшением коэффициента усиления регулятора $A_p y_4^0 / J y_1^0$ (коэффициент усиления регулятора можно найти путем линеаризации уравнения движения клапана). Так как с увеличением расхода ве-



Рис. 4. АЧХ (а) и ФЧХ (б) глушителя ($\beta_b = 6.7, \beta_{out} = 3.3 \times 10^{-2}$).

личина открытия клапана растет, а давление в выходной полости падает, коэффициент усиления снижается, а значит и уменьшается охват кривой годографа Найквиста $(-1; j_0)$ на комплексной плоскости. Для границы устойчивости системы с глушителем можно выделить две характерные зоны. В области со сверкритическим режимом течения на клапане требуемое демпфирование больше, чем в системе без глушителя из-за появления полости *B*, и соответственно, временной задержки в контуре обратной связи. Причем, чем меньше жесткость полости *B*, тем больше величина задержки и, соответственно, требуемое демпфирование. По мере роста расхода в системе режим течения на клапане меняется на докритический при q = 5.9, что сопровождается уменьшением требуемого демпфирования. Это объясняется изменением коэффициента усиления регулятора, который в соответствии со статическими характеристиками с увеличением расхода начинает уменьшаться быстрее, чем при сверхкритическом режиме. Вместе с этим при наступлении докритического режима течения перепад давления на глушителе становится больше, чем на клапане. В результате постоянное сопротивление глушителя служит дополнительным источником демпфирования.

Исследование переходных процессов и частотных характеристик. Анализ динамических характеристик регулятора давления газа с глушителем шума выполняется в программе SimulationX.

Для оценки влияния глушителя на динамику системы определены его амплитудночастотная (АЧХ) и фазо-частотная (ФЧХ) характеристики, представленные на рис. 4. В качестве входного сигнала задавалось давление p_B в полости *B* перед глушителем, выходным сигналом являлось давление p_{out} в выходной полости. Результаты получены при вариации среднего расхода в системе. Из анализа графиков следует, что с повышением расхода в системе коэффициент усиления глушителя и отставание по фазе между сигналами уменьшаются. Это указывает на эффективность глушителя в отношении повышения устойчивости системы при больших расходах и низкую эффективность при малых.

С уменьшением частоты коэффициент усиления глушителя возрастает и достигает максимального значения при нулевой частоте. Таким образом, принятие в расчет модели глушителя как усилительного звена является вполне обоснованным, т.к.рассматривается наихудший случай в отношении устойчивости системы.

Исследование частотных характеристик разомкнутого контура системы с помощью критерия Найквиста позволяет получить представление о запасах устойчивости системы. На рис. 5а представлен годограф Найквиста при изменении объема полости *B*. Выходным параметром в разомкнутом контуре является давление p_{out} в выходной полости. Из анализа полученных результатов следует, что при увеличении жесткости β_B полости *B* запас устойчивости системы y_1 повышается.



Рис. 5. Годограф Найквиста разомкнутого контура (а) и фазовые траектории (б) системы при изменении жесткости β_B полости B (q = 4.2, $\beta_{out} = 3.3 \times 10^{-4}$; $\kappa = 32$).



Рис. 6. Переходные процессы в системе.

На рис. 5б представлен график переходных процессов, полученный при ступенчатом изменении площади выходного дросселя. Данные траектории соответствуют годографам Найквиста на рис. 5а для $\beta_B = 1.67$ и $\beta_B = 6.67$ и характеризуют устойчивое и неустойчивое состояния системы. Частота автоколебаний, возникающих в системе, в основном определяется объемом выходной полости и лежит в диапазоне от 2.7 до 4.6 Гц.

Таким образом, корреляция результатов численных исследований с результатами анализа устойчивости в линейной постановке свидетельствует об адекватности разработанной имитационной модели и возможности ее использования в оценке динамики системы. Полученные результаты указывают на то, что в рассматриваемой системе кроме глушителя шума, отсутствуют какие-либо факторы, способствующие рассеянию в ней колебательной энергии и приводящие к ее устойчивости.

Экспериментальные исследования. В ходе проведения экспериментальных исследований системы в штатной компоновке зафиксировано появление незатухающих периодических колебаний параметров при ступенчатом открытии выходного дросселя. Размах колебаний выходного давления и перемещения клапана при этом достигает 0.8 бар и 1 мм соответственно, а их частота составляет около 3.5 Гц (рис. 6а). Также можно отметить отсутствие зон с остановками в движении клапана, несмотря на наличие сил сухого трения (по предварительно проведенной оценке сила страгивания составила 100 H, а трения движения – 80 H), что указывает либо на так называемую "линеаризацию" силы сухого трения в процессе движения, либо говорит о более сложном законе, который может учитывать линейную упругость и демпфирование в зоне фрикционного контакта с уплотнениями.

На рис. 6б представлены переходные процессы изменения выходного давления в системе при резком открытии входного вентиля и постоянном сечении дросселя на выходе. Из анализа графика следует, что с увеличением объема полости *В* между клапаном и глушителем увеличивается колебательность системы, что подтверждается также результатами теоретических исследований. Непосредственное размещение глушителя сразу за дросселирующим сечением клапана приводит к плавному нарастанию давления и уменьшению заброса, но при этом снижается быстродействие системы.

Заключение. Как показывают результаты теоретических исследований, установка глушителя способствует повышению устойчивости системы в диапазоне высоких расходов, когда на клапане реализуется докритический режим течения, так как в этом случае снижается его коэффициент усиления по сравнению с режимами малого расхода. То есть при высоких расходах глушитель в большей степени способен демпфировать колебания при их возникновении на участке от клапана до трубопровода обратной связи. Результаты теоретических и экспериментальных исследований показывают, что увеличение объема полости между дросселирующим сечением клапана и глушителем приводит к снижению устойчивости системы из-за увеличения фазового запаздывания в контуре регулирования. В связи с этим рекомендуется устанавливать глушитель в непосредственной близости от дросселирующего сечения регулятора.

Проведенные исследования подтвердили адекватность предложенной модели регулятора давления со встроенным в его конструкцию глушителем. Она может использоваться для выбора параметров при проектировании регулятора, оценке качества динамических процессов в системе и запасов устойчивости.

Дальнейшие исследования будут направлены на определение наиболее подходящей модели трения применительно к данной конструкции регулятора, так как обычная модель "жесткого" трения (без учета податливости уплотнений в парах трения) может давать ошибочные результаты в расчетах.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Результаты исследования были получены в рамках выполнения государственного задания Минобрнауки России (Проект № 0777-2020-0015).

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. White Paper. Pressure Regulators in Gas-Fired Power Plant Feed Applications. Power Plant Feed, D352835X012, 2020. P. 10.
- 2. *Beranek L.L.* Noise and Vibration Control Engineering: Principles and Applications, Second Edition, Istvan, 2006.
- 3. *Chen F., Wang F., Wei L., Qian, J., Jin Z.* Research progress of noise in pressure reducing valve // Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering. 2019. V. 37 (1). P. 49.
- 4. Chen F, Qian J., Chen M., Zhang M., Chen L., Jin Z. Turbulent compressible flow analysis on multistage high pressure reducing valve // Flow Measurement and Instrumentation. 2018. V. 61. P. 26.
- Chen F., Zhang M., Qian J., Chen L., Jin Z. Pressure analysis on two-step high pressure reducing system for hydrogen fuel cell electric vehicle // International journal of hydrogen energy. 2017. V. 42. P. 11541.
- Chen F., Gao Z., Qian J., Jin Z. Numerical study on flow characteristics in high multi-stage pressure reducing valve // American Society of Mechanical Engineers, Fluids Engineering Division (Publication) FEDSM. 2017. V. 1A-2017.

- Stadnik D.M., Igolkin A.A., Sverbilov V.Y., Afanasev K.M. The muffler performance effect on pressure reducing valve dynamics // Procedia Engineering 176:706-717, Samara. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.02.316
- Vujić D., Radojković S. Dynamic model of gas pressure regulator // Facta Universitatis, Series: Mechanics, Automatic Control and Robotics. 2001. V. 3 (11). P. 269.
- Shahani A.R., Esmaili H., Aryaei A., Mohammadi S., Najar M. Dynamic simulation of a high pressure regulator // Journal of Computational and Applied Research in Mechanical Engineering (JCARME). 2011. V. 1 (1). P. 17. https://doi.org/10.22061/JCARME.2011.3
- Sun B., Xu Q., Chen Y. Dynamic modeling and simulation of a pressurized system used in flight vehicle // Chinese Journal of Aeronautics. 2018. V. 31 (6). P. 1232. https://doi.org/10.1016/j.cja.2018.03.005
- Nabi A., Wacholder E., Dayan J. Dynamic Model for a Dome-Loaded Pressure Regulator // Transactions of the ASME: Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control. 2000. V. 122. P. 290.

https://doi.org/10.1115/1.482464

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.74.043.733.76

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ШТАМПОВКИ ПОКОВОК ИЗ РАСПЛАВА УПРАВЛЕНИЕМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМ РЕЖИМОМ

© 2021 г. Е. Н. Сосенушкин^{1,*}, Е. А. Яновская¹, Т. А. Кинжаев²

¹ Московский государственный технологический университет "СТАНКИН", Москва, Россия ² ЗАО "Эс Энд Эй", Москва, Россия

*e-mail: sen@stankin.ru

Поступила в редакцию 01.04.2021 г. После доработки 07.06.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

Надежность жидкой штамповки и качество поковок во многом определяется условиями кристаллизации, зависящими от изменения во времени теплового баланса в системе "жидкий металл-двухфазная зона-твердая фаза-инструмент". Обсуждается математическая модель процесса затвердевания расплава в двухфазной зоне при формообразовании поковки жидкой штамповкой из сплава АК7. Из совместного решения уравнений теплопроводности Фурье для расплава, двухфазной зоны и твердой корки устанавливается кинетика затвердевания, от которой зависит формирование структуры. Оценено влияние внешнего давления на температурные поля и составляющие времени затвердевания полых тонкостенных поковок.

Ключевые слова: кристаллизация под давлением, математическая модель, термическое сопротивление, температурные поля, составляющие времени затвердевания, микроструктура

DOI: 10.31857/S0235711921060146

Обработка давлением кристаллизующегося металла, представляющая собой комбинацию технологий литья под давлением и горячей объемной штамповки в закрытых штампах, при реализации которой можно обойтись без операции разрезки сортового проката на мерные заготовки и без предварительного формообразования сложных по геометрии поковок. Увеличивается коэффициент использования металла (КИМ) до значений 0.95 за счет снижения припусков на дальнейшую механическую обработку и отсутствия литниковых систем; силовые параметры снижаются в 3-5 раз при реализации технологии. Качество поковок определяется технологическими параметрами процесса жидкой штамповки, к которым относятся сила деформирования, температурные интервалы заливки расплавленного металла в полость штампа, температура элементов штампа, а также время заполнения полости штампа и кристаллизации [1], величина которого имеет особое значение при штамповке тонкостенных поковок [2]. Влияние на структуру металла поковки оказывают условия кристаллизации, в частности, интенсивность теплового стока от расплава к инструменту и далее в окружающую среду [3-6], а также величина внешнего давления. В виду сложности кристаллизации металла под высоким давлением и последующей доштамповки, прогнозирование временных и температурных параметров является актуальной задачей математического моделирования [7-10].



Рис. 1. Схема процесса затвердевания полой поковки в двухфазной зоне.

Целью статьи является создание математической модели затвердевания поковки в интервале температур для управления технологическими параметрами жидкой штамповки полых тонкостенных изделий.

Моделирование процессов теплообмена при затвердевании. Представляется логичным построение математической модели теплопередачи на границе контактирующих тел, используя уравнение теплопроводности Фурье [11], в сочетании с граничными условиями, однозначно характеризующими теплообмен. В начальный момент времени температура распределяется в теле равномерно, т.е. при t = 0, $T = T_0$. Размеры поковки и штампа известны из их чертежей, а физические свойства соприкасающихся тел определяются из справочных таблиц. В качестве граничного условия будем использовать равенство тепловых потоков на поверхности соприкосновения жидкой фазы кристаллизующегося сплава с материалом штампа [12]

$$-\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n}\right)_k = \alpha \left(T_k - T_c\right),$$

где λ – коэффициент теплопроводности расплава, Вт/(м K); α – коэффициент теплоотдачи соприкосновением, Вт/(м² K); $\left(\frac{\partial T}{\partial n}\right)_k$ – градиент температуры на поверхности соприкосновения, К/м; T_k , T_c – температуры поверхности контакта и среды соответственно, К.

Схема процесса затвердевания металла полой поковки в двухфазной зоне представлена на рис. 1, где T_L – температура ликвидуса; T_E – температура условного фронта кристаллизации; T_S – температура солидуса; $T_{41}(-x, t) = T_{42}(x, t) = T_4(t)$ – температура пуансона и матрицы штампа; R_{41} , R_{42} – радиусы пуансона и матрицы; $s = R_{42} - R_{41}$ – толщина стенки поковки; $\xi(t)$ – толщина твердой корки; $k_1(t)$, $k_3(t)$ – координаты фронтов начала и конца кристаллизации; $k_2(t)$ – координата условного фронта кристаллизации.

Структурно технология жидкой штамповки выглядит следующим образом: 1) плавка металла в электропечи при температуре рабочего пространства T, K; 2) дозирование расплава по объему V_r , (м³) и заливка в штамп при температуре T_z , (K) за время t_z (c); 3) временной этап t_1 (с) отвода теплоты перегрева T_1 , (K); 4) временной этап t_2 (с) отвода скрытой теплоты кристаллизации при затвердевании поковки в интервале температур ликвидуса и солидуса [T_L , T_S] при температуре кристаллизации T_2 , (K) под действием внешнего давления р, (МПа); 5) этап охлаждения поковки в полости штампа с одновременной доштамповкой и последующее выталкивание из матрицы.

Воспользуемся уравнением теплопроводности, которое для расплава при температуре перегрева Т₁ имеет вид

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2}; \quad 0 < x < k_1(t),$$

где *a*₁ – коэффициент температуропроводности расплава.

Для двухфазной зоны использовано уравнение теплопроводности в общем виде с учетом внутренних тепловых источников, равномерно распределенных по объему [12]

$$c_{2}\gamma_{2}\frac{\partial T_{2}}{\partial t} = \lambda_{2}\frac{\partial^{2}T_{2}}{\partial x^{2}} + L\gamma_{2}\frac{\partial \Psi}{\partial t}; \quad k_{1}(t) < x < k_{2}(t),$$

где λ_2 , γ_2 , c_2 – соответственно коэффициент теплопроводности Вт/(м K) на фронте кристаллизации в двухфазной зоне, плотность кг/м³ и удельная теплоемкость Дж/(кг·К); *L* – удельная теплота кристаллизации Дж/кг.

В соответствии с допущением, что функция $\psi(T)$, характеризует количество твердой фазы в двухфазной зоне при скорости приращения твердой фазы $\frac{\partial \psi}{\partial t} = \frac{\partial \psi}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} =$

 $=\mu \frac{\partial T}{\partial t}$, ($\mu = \frac{\partial \Psi}{\partial T}$ – темп кристаллизации сплава внутри интервала температур [T_L , T_S]),

конкретизировав значение функции $\psi = \sqrt{xt}$, найдем частную производную по времени $\frac{\partial \Psi}{\partial t} = \frac{1}{2} \frac{\sqrt{x}}{\sqrt{t}}$. В простейшем случае учета доли твердой фазы при кристаллизации ис-

пользуют соотношение $\psi(T_2) = \frac{T_L - T_2}{T_L - T_S}$.

Уравнение теплопроводности для твердой корки

$$\frac{\partial T_3}{\partial t} = a_3 \frac{\partial^2 T_3}{\partial x^2}; \quad k_3(t) < x < \frac{s}{2},$$

где a_3 – коэффициент температуропроводности твердой корки м²/с. Учтем равенство тепловых потоков на фронте кристаллизации

$$-\lambda_{1}\frac{\partial T_{1}\left(k_{1},t\right)}{\partial x}=-\lambda_{2}\frac{\partial T_{2}\left(k_{1},t\right)}{\partial x}$$

По аналогии в конце процесса на границе фронта кристаллизации

$$-\lambda_2 \frac{\partial T_2(k_2,t)}{\partial x} = -\lambda_3 \frac{\partial T_3(k_1,t)}{\partial x}$$

Условия однозначности на границах

$$T_1(k_1,t) = T_2(k_1,t) = T_L, T_2(k_2,t) = T_3(k_2,t) = T_S.$$

Учет физических процессов в двухфазной зоне. Выберем внутри интервала кристаллизации сплава температуру $T_E = \frac{1}{2}(T_L - T_S)$, при которой кристаллизация проходит полностью, а кинетика затвердевания определяется скоростью приращения твердой корки $U(t) = \frac{\partial \xi}{\partial t}$. Поэтому справедливо дифференциальное уравнение затвердевания Стефана при замене координаты $k_3(t)$ на $k_2(t)$. Тогда дифференциальное уравнение затвердевания запишется [12]

$$-\lambda_2 \frac{\partial T_2(k_2,t)}{\partial x} + \left[1 - \psi(k_2,t)\right] L\gamma_3 U = -\lambda_3 \frac{\partial T_3(k_2,t)}{\partial x}; \quad k_1(t) < x < k_2(t).$$

Условия равенства тепловых потоков

$$-\lambda_{i}\frac{\partial T_{i}\left(\frac{s}{2},t\right)}{\partial x}=q_{0}\left(t\right);\quad\frac{\partial T_{i}\left(0,t\right)}{\partial x}=0;\quad i=1 \text{ M } 3;$$

или

$$T_{i}\left(\frac{s}{2},t\right) = T_{0}(t); \quad \frac{\partial T_{i}(0,t)}{\partial x} = 0; \quad i = 1 \text{ M } 3;$$

$$k_{2}(t_{z}) = \frac{s}{2}; \quad T_{1}(x,t_{z}) = T_{E} = \text{const}; \quad T_{1}(k_{2},t) = T_{3}(k_{2},t) = T_{E}$$

Влияние многослойного зазора между контактирующими телами. Для ослабления интенсивности теплообмена между расплавом и штампом на поверхность последнего наносят слой технологической смазки, из которой при контакте с расплавом жидкая фаза испаряется, а входящие в ее состав компоненты частично выгорают, образуя воздушно-газовую прослойку. Твердые компоненты, например, графит, оседают на поверхности инструмента. В результате зазор между поковкой и штампом заполняют слои из названных компонент что создает термическое сопротивление (м² K)/Вт, оцениваемое как

$$R_{gap} = \frac{x_{gap}}{\lambda_{gap}},$$

где x_{gap} — толщина зазора, м; λ_{gap} — эффективный коэффициент теплопроводности вещества, заполняющего зазор, Вт/(м K).

Обратная величина термического сопротивления названа коэффициентом теплопередачи через зазор. В многослойном зазоре этот коэффициент равен

$$\beta = \frac{1}{R_{gap}} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} = \dots = \frac{1}{R_n}$$

Небольшая интенсивность теплообмена расплава со штампом и штампа с окружающей средой дает возможность пренебречь неравномерностью тепловых полей в сечениях поковки и штампа. Постоянство термического сопротивления зазора и температурного напора для расплава в подвижном и неподвижном состоянии означает, что величина теплового потока из расплава в штамп через зазор остается неизменной в обоих случаях. Течение металла при заливке вызывает потерю части теплоты расплавом, которая прогревает штамп.

Временные параметры процесса затвердевания. Уравнение теплового баланса в системе "расплав-штамп" с учетом передачи разного количества тепла при контакте пуансона и матрицы за время dt

$$d^{2}Q_{1} = \beta(T_{1} - T_{41}) ds_{41} dt + \beta(T_{1} - T_{42}) ds_{42} dt,$$

где *ds*₄₁, *ds*₄₂ – соответственно нагретые слои пуансона и матрицы.

Изменение теплосодержания расплава за это же время

$$d^2 Q_2 = -c_1 \gamma_1 dV dT,$$

где $V = V_{42} - V_{41}$ – объем поковки, м³.

Уравнение теплового баланса запишется

$$\beta(T_1 - T_{41}) ds_{41} dt + \beta(T_1 - T_{42}) ds_{42} dt = -c_1 \gamma_1 (dV_{42} - dV_{41}) dT_4$$

Решая относительно времени dt, после интегрирования и исключения постоянной интегрирования C (при граничных условиях $t = 0 \ln |(T_1 - T_{41}) ds_{41} + (T_1 - T_{42}) ds_{42}| = 0$, поэтому C = 0) получим

$$t = -\frac{1}{\beta} \frac{c_1 \gamma_1 \left(dV_{42} - dV_{41} \right)}{\left(ds_{41} + ds_{42} \right)} \ln \left| \left(T_1 - T_{41} \right) ds_{41} + \left(T_1 - T_{42} \right) ds_{42} \right|.$$
(1)

Влияние внешнего давления на температурные поля зависит от его величины и времени действия на затвердевающий металл в период его кристаллизации. Практика показывает, что уменьшение пористости происходит в гораздо большей степени, чем это происходило бы согласно закону Бойля-Мариотта. Дело в том, что кроме спрессовывающего действия давления на газовую пористость оно также увеличивает растворимость газов в жидком металле. Авторами работы [13] доказано, что при штамповке поковок из жидкого алюминия давление, порядка 200 МПа полностью устраняет газовую пористость поковок при максимальной плотности сплава $\gamma = 2740$ кг/м³ и повышенными твердостью HB 120 и пределом прочности $\sigma_{B} = 400$ МПа. Это явление объясняется с точки зрения термодинамики процесса, т.к. в равновесной двухфазной системе температура связана с давлением известным законом Клапейрона-Клаузиуса $\frac{dT_{cr}}{dp} = \frac{\Delta VT_{cr}}{L}$, из которого определяют изменение температуры кристаллизации рас-

плава как функцию, зависящую от внешнего давления p = 100-250 МПа

$$T_{cr}^{p} = T_{cr} + \frac{(V_1 - V_3) T_{cr}}{L} p,$$

где V_3 – объем затвердевшей поковки, м³.

Температура, при которой расплав заливается в полость штампа, зависит от температурного интервала затвердевания и чем он шире, тем ниже может быть температура заливки расплава. Этому условию отвечает зависимость, предложенная А.И. Вейником

$$T_z = T_{cr}^{p} + \frac{(T_{cr}^{p} - T_4)b_4}{b_1}$$

где $b_i = \sqrt{\lambda_i c_i \gamma_i}$ — коэффициент тепловой аккумуляции (*i* = 1.4): для штампа индекс *i* = 4.

Относительная температура заливки

$$\theta_z = \frac{T_z - T_4}{T_L - T_4}.$$

Теперь можно определить время заливки порции расплава в штамп

$$t_z = \left[\frac{c_1\gamma_1\left(\theta_z - 1\right)}{1.13b_4\theta_z}\right]^2 R_{pr}^2,$$

температуру перегрева расплава

$$T_{oh} = T_z - T_{cr}^p,$$

и температурный напор

 $\Delta T = T_z - T_4.$

Важным параметром является **время отвода теплоты перегрева**, для расчета которого используем зависимость (1), зная величины объемов и площадей контакта деталей штампа. Уравнение упрощается при подстановке вместо функции ln, первых членов сходящегося ряда

$$t_1 = \frac{R_{pr}\xi(T)c_1\gamma_1}{\lambda_1} \frac{T_{oh}}{\Delta T},$$
(2)

где $R_{pr} = \frac{V}{s_{41} + s_{42}}$ – приведенный радиус поковки, м.

Температура поверхности штампа при контакте с расплавом определяется

$$T_k^{ht} = \frac{T_z b_1 + T_4 b_4}{b_1 + b_4},$$

а при образовании твердой корки толщиной ξ(*t*) температура контакта ее со штампом найдем по аналогии

$$T_k^{hard} = \frac{T_{cr}^p b_3 + T_4 b_4}{b_3 + b_4}$$

Время отвода скрытой теплоты кристаллизации в интервале температур можно определить, воспользовавшись рекомендациями автора работы [12]

$$t_2 = \left[\frac{R_{pr}\gamma_2 l_{ef}\Psi(T_2)}{1.13b_4(T_L - T_4)} + \sqrt{t_1}\right]^2,$$
(3)

где эффективная удельная теплота кристаллизации сплава в интервале температур $[T_L, T_S]$

$$l_{ef} = (T_L - T_S) \left[c_2 + \frac{L\gamma_3}{\gamma_2 (T_L - T_S)} \right].$$

Объем затвердевшего металла за время t_2

$$V(t_2) = \frac{1.13b_3(s_{41} + s_{42})}{l_{\rm ef}\gamma_2}(T_L - T_4)(\sqrt{t_2} - \sqrt{t_1}).$$

Таким образом, длительность выдержки под давлением при затвердевании поковки определяется суммой компонент (2) и (3) $t = t_1 + t_2$.

Достоверность математической модели затвердевания расплава в двухфазной зоне проверена при следующих исходных данных.

Геометрические параметры поковки. Диаметр фланца – 200 мм; диаметр донного выступа – 120 мм; высота поковки – 65 мм; радиус закругления донной части – 35 мм; штамповочные уклоны: внешний 5°, внутренний 7°; толщина фланца – 3 мм; толщина дна – 8 мм.



Рис. 2. Влияние внешнего давления на величину и интенсивность изменения температурных факторов.

При жидкой штамповке полых осесимметричных поковок высота подъема расплава в канале штампа зависит от температуры заливки, температуры штампа, скорости перемещения ползуна и геометрии канала. Связав систему координат с пуансоном, при условии неразрывности струи расплава авторами [2] обосновано соотношение скоростей

$$v_k = \frac{R_{42}^2}{R_{42}^2 - R_{41}^2} v_{41},$$

где v_k , v_{41} – соответственно скорость течения расплава в канале штампа и скорость перемещения пуансона; R_{41} , R_{42} – радиусы пуансона и матрицы.

Найдем высоту подъема расплава в канале штампа до затвердевания

$$H = t \times v_k$$
.

Теплофизические характеристики штампуемого сплава в жидком и твердом состоянии; вещества, заполняющего зазор между расплавом пуансона и матрицы, а также материала инструмента взяты из технической литературы [13, 14]. Взаимосвязь внешнего давления с температурными факторами в процессе кристаллизации алюминиевого сплава АК7 с учетом физических процессов в двухфазной зоне при штамповке полой поковки представлена в виде графиков на рис. 2, где $1 - T_L$ температура ликвидуса; $2 - T_Z$ температура заливки; $3 - T_{cr}$ температура кристаллизации; $4 - T_{k(cr)}$ температура контакта расплава со штампом; $5 - T_S$ температура солидуса; $6 - T_{k(hard)}$ температура заливки повышается не только температура кристаллизации, но и температуры контакта штампа с расплавом и твердой коркой в процессе затвердевания, не выходя за пределы температурного интервала [T_L , T_S].

При одинаковой начальной температуре штампа 473 К температура контакта поверхности штампа с расплавом мало отличается от температуры кристаллизации – линии графика практически совпадают, при этом возникает температурный напор 389 К. При давлении 100 МПа температура кристаллизации не переходит линию солидуса данного сплава, а температура перегрева колеблется в небольших пределах – 3.01 К. При повышении давления до 240 МПа температура заливки выравнивается с темпера-



Рис. 3. Влияние температуры перегрева расплава на долю твердой фазы при затвердевании в интервале температур.

турой ликвидуса сплава, а температура кристаллизации продолжает находиться в средней части интервала температур [T_L , T_S]. Таким образом, под влиянием внешнего давления сплав кристаллизуется раньше при температурах выше температуры солидуса. Данная особенность подтверждается практикой литейного производства, где стремятся снижать температуру перегрева во избежание горячих трещин [12]. С увеличением давления, приложенного к расплаву, или при уменьшении его температуры в нем будет достигнуто большее переохлаждение относительно новой температуры кристаллизации и тем более мелкозернистая структура образуется при затвердевании.

В результате кристаллизации поверхностных слоев металла с образованием твердой корки температурный напор на поверхности контакта снижается в среднем на 23 К. В диапазоне прикладываемого давления средний перегрев расплава составляет 37 К, а время отвода теплоты перегрева требуется небольшое, средняя величина которого составляет от 1.11 до 1.60 с. Продолжительность отвода температуры перегрева зависит от температуры поверхности контакта со штампом, а сама температура перегрева влияет на долю твердой фазы в двухфазной зоне затвердевания. В соответствии с линейным законом изменения доли твердой фазы от температуры, характер этого изменения показан на рис. 3, где T_{oh} – температура перегрева возрастает доля твердой фазы в двухфазной зоне. Если уменьшать температуру перегрева возрастает доля твердой фазы в двухфазной зоне затвердевания, что не противоречит физике процесса.

Графики на рис. 4, где $1 - T_Z$ температура заливки; $2 - T_{cr}$ температура кристаллизации; $3 - T_{k(cr)}$ температура контакта расплава со штампом; $4 - T_{k(hard)}$ температура контакта штампа с твердой коркой, показывают, что управление температурой предварительного нагрева штампа позволяет изменять температурные параметры затвердевающего расплава.

После заливки расплава и начала процесса деформирования часть тепла переходит в штамп, расплав переохлаждается и его температура падает до значения температуры кристаллизации. Поэтому, как показывает график, температура на контактной поверхности ненамного отличается от температуры кристаллизации. Поскольку материал поковки постоянно контактирует с поверхностью штампа, часть металла кристализуется с образованием твердой корки толщиной $\xi(t)$, условия теплообмена изменяются, и температура на контактной поверхности снижается.

Следует обеспечить условия заполнения полости штампа расплавом до его полного затвердевания, что оказывает влияние на качество поковки. Управлять процессом за-



Рис. 4. Зависимость температурных полей от температуры штампа.

полнения штампа удается регулированием скорости перемещения ползуна гидравлического пресса.

Кривые на рис. 5, где $1 - T_z = 973$ К; $2 - T_z = 1003$ К; $3 - T_z = 1033$ К; $4 - T_z = 1063$ К, показывают, что управляя температурой заливки расплава в штамп и скоростью перемещения ползуна пресса можно добиться непрерывного течения расплава в канале штампа с его выдавливанием на необходимую высоту, равную высоте стенки тонкостенной полой поковки до момента полного затвердевания. В примере использована поковка с высотой стенки 50 мм, расплав на высоту такой величины поднимется до затвердевания при температуре заливки 973 К и скорости перемещения инструмента 1 мм/с. В соответствии с рис. 5 при снижении скорости перемещения ползуна и одновременном увеличении температуры заливки расплава в штамп, или, наоборот, увеличивая рабочую скорость пресса с более длительным выстоем ползуна в конце рабочего хода без сброса давления, интенсивность охлаждения при плотном контакте обеспечивает необходимые условия полной кристаллизации металла и удаления поковки из штампа без дефектов.

Экспериментальные исследования были проведены для проверки адекватности математической модели и выбора предпочтительных технологических параметров изготовления тонкостенных осесимметричных поковок способом штамповки кристаллизующегося под давлением металла. Штамповка производилась с помощью гидравлического пресса модели ДБ2432А номинальной силой 1600 кН. Плавка алюминия осуществлялась в электрической тигельной печи ПП50, с максимальной температурой нагрева 1373 К. Плавление 10 кг шихты заняло 1 час 30 мин. В качестве смазочного материала применялся коллоидно-графитовый водный раствор ПСВ ТУ 113-08-5015184-76-91, разработанный ОАО "Воскресенские минеральные удобрения". Смазка наносилась на формообразующие поверхности пуансона и матрицы с помощью кисти непосредственно перед каждой заливкой жидкого металла. Заливка расплавленного металла в матрицу осуществлялась вручную мерным ковшом, подогретым до температуры 400—450 К. Матрица и пуансон были предварительно разогреты с помощью двух трубчатых электронагревателей до температуры, равной 470 К. После залив-



Рис. 5. Зависимость высоты стенки поковки при заполнении штампа от скорости перемещения ползуна и температуры заливки.

ки жидкого металла в штамп пуансон внедряется в объем жидкого металла, который заполняет образующиеся при смыкании штампа каналы. Выдержка металла под давлением до полной кристаллизации осуществлялась в течение 98 секунд.

Исследование структуры металла полученных поковок. Из одной поковки опытнопромышленной партии, полученной в ходе экспериментальной штамповки, были вырезаны образцы для дальнейшего исследования структуры и механических свойств металла.

В результате макроанализа не было обнаружено структурных дефектов. По сравнению с классическими методами литья практически отсутствовали макроскопическая пористость, усадочная раковина и трещины в металле поковки.

Микроанализ проводится с целью исследования микроструктуры и фазового состава сплава, а также оценки размеров, формы и особенностей распределения различных фаз. Сплав AK7 является доэвтектическим, поэтому в его структуре преобладают зерна α -раствора кремния в алюминии, а по границам этих зерен сосредоточено небольшое количество эвтектики, представляющей собой зерна кремния, окруженные α -фазой. Различный размер зерна α -фазы на различных участках и в различных зонах одного участка связан с различием скоростей охлаждения у матрицы, у пуансона, в глубине металла, а также в донной части поковки, как показано на рис. 6, где 1 – область фланца; 2 – переходная область из стенки в донную часть; 3 – донная часть вблизи оси симметрии. Давление также существенно влияет на условия кристаллизации, сдвигая термодинамическое равновесие и измельчая зерно α -фазы путем уменьшения времени отвода тепла от застывающей поковки.

Крупной пористости, которую можно было бы оценить в соответствии с ГОСТ 1583-93, не обнаружено. Это является несомненным достоинством штамповки кристаллизующегося металла по сравнению с традиционными методами формообразования литьем, т.к. улучшает физико-механические свойства полученного металла. Об-



Рис. 6. Темплет поковки, полученной жидкой штамповкой с микроструктурой характерных участков, снятой при увеличении ×500.

наружена микропористость со средним диаметром пор 10 мкм, которая приблизительно одинакова как в различных участках поковки, так и по ее сечению.

Выводы. 1. Специфические условия затвердевания сплавов в интервале температур с образованием двухфазной зоны описаны математической моделью затвердевания применительно к технологии штамповки кристаллизующегося под давлением металла. С помощью разработанной модели проведен анализ технологических параметров процесса жидкой штамповки полой тонкостенной поковки из литейного сплава АК7. Рассчитаны температурные и временные параметры технологического процесса кристаллизующегося под давлением алюминиевого сплава, управление которыми позволяет влиять на процесс затвердевания и формообразования структуры полых тонкостенных поковок. 2. Проведенное экспериментальное исследование подтвердило возможность изготовления полых осесимметричных поковок с тонкими стенками необходимой высоты способом штамповки кристаллизующегося под давлением металла. 3. Управление теоретически обоснованными технологическими параметрами процесса жидкой штамповки позволяет обеспечить повышенное качество и равномерность структуры поковок, изготовленных из сплава АК7. При штамповке других поковок, близких по форме и размерам к исследуемой, технологические параметры можно рекомендовать в качестве отправной точки, которые при необходимости уточняются в зависимости от конкретных размеров, конфигурации и марки материала.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Yong P., Shuncheng W., Kaihong Z., Wenjun Q., Hexing C., Haitao Z. Influence of the pressing time during the liquid stamping of the deformable aluminum alloy 6061 on its mechanical // Tezhong zhuzao ji youse hejin= Spec. Cast. And Nonferrous Alloys. 2013. V. 33. № 12. P. 1152.

- 2. *Кирдеев Ю.П., Белоусов И.Я., Ракогон А.И.* Изготовление деталей с высокими тонкими стенками штамповкой кристаллизующегося алюминия // Кузнечно-штамповочное производство. 2002. № 3. С. 9.
- 3. *Zhong G., Wu Y., Zou C., Qiu C. et al.* Microstructure and properties of high strength and toughness AlSiMgMn alloys fabricated by squeeze casting // Tezhong zhuzao ji youse hejin= Spec/ Cast. And Nonferrous Alloys. 2017. V. 37. № 12. P. 1277.
- Liu J., Yin Y., Duan C., Xu M. et al. Squeezing casting scroll hlate of automotive air conditioning compressor // Tezhong zhuzao ji youse hejin= Spec/ Cast. And Nonferrous Alloys. 2017. V. 37. № 9. P. 979.
- Белоусов И.Я., Сапрыкин А.А., Сивак Б.А. Особенности процесса жидкой штамповки заготовок поршней двигателей внутреннего сгорания // Сб. трудов конференции "Неделя металлов в Москве". М.: ОАО АХК "ВНИИМЕТМАШ" им. академика А.И. Целикова. 2008. С. 423.
- 6. Портной М.Р., Кузин В.В. Влияние асимметричного теплового потока на неоднородность напряжений в поверхности элементов структуры оксидной керамики при глухой заделке сферического зерна // Вестник МГТУ "Станкин". 2016. № 2 (37). С. 21.
- 7. Cao L., Sun F., Chen T., Teng Z. et al. Numerical simulation of liquid-solid conversion affecting flow behavior during casting filling process // Jinshu xuebao=Acta met.sin. 2017. 53. № 11. P. 1521.
- 8. Попов В.Н., Юшканов А.А., Рудный Д.А. Математическое моделирование процессов переноса тепла в плоском канале при малых градиентах давления // Вестник МГТУ. "Станкин". 2012. № 1 (24). С. 98.
- 9. *Дмитриенко Г.С., Уварова Л.А.* Моделирование теплопереноса в области с фрактальной границей // Вестник МГТУ. "Станкин". 2012. № 1 (19). С. 50.
- 10. Гришин Л.Г., Солодухо О.Д., Иоффе Г.А., Сапрыкин А.А. Температурные условия процесса и стойкость штампов при жидкой штамповке стальных заготовок // Кузнечно-штамповочное производство. 1996. № 2. С. 4.
- 11. Сосенушкин Е.Н. Штамповка кристаллизующегося металла // Вестник МГТУ. "Станкин". 2010. № 2. С. 12.
- 12. Баландин Г.Ф. Теория формирования отливки: Основы тепловой теории. Затвердевание и охлаждение отливки. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1998. 360 с.
- 13. *Крушенко Г.Г.* Получение деталей транспортного средства жидкой штамповкой из сплава АК7 // Вестник СибГАУ. 2016. Т. 17. № 1. С. 194.
- 14. Бабичев А.П., Бабушкина Н.А., Братковский А.М. и др. Физические величины: Справочник / Под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.
- 15. Араманович И.Г., Левин В.И. Уравнения математической физики. М.: Наука, 1964. 288 с.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 629.369

ОСОБЕННОСТИ ТЯГОВО-ДИНАМИЧЕСКОГО РАСЧЕТА МОБИЛЬНЫХ РОБОТОВ С ДВИЖИТЕЛЯМИ, ДИСКРЕТНО ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩИМИ С ОПОРНОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

© 2021 г. Е. С. Брискин^{1,2,*}, Н. Г. Шаронов^{1,2}

¹ Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия ² Центр технологий компонентов робототехники и мехатроники Университета Иннополис, Иннополис, Татарстан, Россия

*e-mail: dtm@vstu.ru

Поступила в редакцию 20.05.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

Обосновываются особенности тягово-динамического расчета мобильных роботов с движителями, дискретно взаимодействующими с опорной поверхностью, вообще, и с шагающими движителями, в частности. Определены конструктивные параметры робота и управляющие воздействия, оказывающие влияние на энергетическую эффективность движения. Рассмотрено применение предложенного метода расчета для оценки тепловых потерь у разработанного робота "Ортоног". Обобщение полученного результата позволило установить критические скорости движения, обеспечивающие максимальный коэффициент полезного действия роботов с движителями рассмотренных типов.

Ключевые слова: движитель, тяговое усилие, робот, энергоэффективность, коэффициент полезного действия

DOI: 10.31857/S0235711921060043

Одной из основных задач при исследовании и разработке транспортных и технологических машин с колесными и гусеничными движителями является задача о тяговом балансе и тяговой динамике таких транспортных средств [1]. Сущность этой задачи состоит в определении закона поступательного перемещения корпуса транспортного средства с прямолинейным движением его центра масс, а основной целью – подбор двигателя по его мощности, обеспечивающего такое движение. Такая же задача имеет место [2, 3] и для мобильных роботов с теми же типами движителей, характерной особенностью которых является непрерывное взаимодействие движителей, развивающих тяговое усилие, с опорной поверхностью. Однако известен и другой класс мобильных роботов, движители которых дискретно реализуют тяговые свойства. К ним относятся роботы с шагающими движителями [4-6] (рис. 1), роботы, перемещающиеся за счет периодического взаимодействия с наклонной или даже вертикальной поверхностью с помощью присосок [7], электромагнитного взаимодействия с опорной поверхностью, якорно-тросовых и просто тросовых движителей [8] (рис. 2), целенаправленного перемещения внутренних масс в корпусе робота [9], периодического заклинивания рабочего органа на опорной поверхности [10].

Однако во всех этих случаях имеет место не учитываемая и общая для всех особенность, проявляющаяся при "внезапном" начале и окончании "тягового" взаимо-



Рис. 1. Многоногие шагающие роботы: (а) – восьминог; (б) – Plustech; (в) – Ортоног; (Γ) – ASV; (д) – ИМех МГУ; (е) – ИМАШ РАН.

действия движителя с опорной поверхностью, обладающей различными физико-механическими и геометрическими характеристиками.

Другой особенностью, нехарактерной для колесных и гусеничных движителей, являются дополнительные силы инерции, действующие на корпус робота за счет переноса неуравновешенных движителей в новое положение. Эта особенность также может влиять на динамические, энергетические, и другие показатели движения.

Еще одна характеристика шагающих движителей — походка. В одной из первых отечественных работ, обобщающих проблемы создания шагающих роботов [11] обращается внимание на значимость этой характеристики движения, влияющей на распределение реакций опорной поверхности между движителями. Известна достаточно полная классификация походок [12, 13], в которой учитываются геометрические и кинематические характеристики движения. Однако, исследований о влиянии походки на энергетические характеристики программного движения робота недостаточно.

Постановка задачи. Рассматриваются особенности тягово-динамического расчета мобильных роботов с движителями, дискретно взаимодействующими с опорной поверхностью с целью установления закономерностей влияния конструктивных параметров робота, управляющих воздействий и характеристик опорной поверхности на энергетическую эффективность движения.

Изучается поступательное движение шагающего робота с N движителями, приводимыми в движение независимыми приводами. При нахождении в фазе взаимодействия с опорной поверхностью опоры всех движителей имеют одинаковую относительную горизонтальную скорость, однако коэффициент режима *j*-го движителя γ_j [12, 13] при одинаковом общем периоде движения движителя *T* индивидуален.

Поэтому походка задается временем начала переноса каждого *j*-го движителя τ_j и временем его окончания τ_i^* . Время окончания переноса τ_j^* одновременно является



Рис. 2. Разрабатываемые шагающие роботы с тросовыми движителями: (а) — подводный робот; (б) — робот, перемещающийся по вертикальной поверхности; *I* — опора, *2* — трос, *3* — корпус, *4* — траектория шагания.

временем начала взаимодействия с грунтом. Например, для четырехдвижительного робота с восемью механизмами шагания ее удобно представить в виде диаграммы (рис. 3), отличие которой от известных [13, 14] состоит в различном времени нахождения каждого механизма шагания в опорной фазе или фазе переноса, например, робота "Ортоног" (рис. 1), движители которого образуют сдвоенные механизмы шагания.

Между параметрами походки $\tau_i^*, \tau_i, \gamma_i, T$ имеется связь

$$\tau_j^* - \tau_j = \begin{cases} T(1 - \gamma_j), & \text{если} \quad \tau_j^* > \tau_j, \\ -T\gamma_j, & \text{если} \quad \tau_j^* < \tau_j. \end{cases}$$
(1)

Если расположить все τ_j , τ_j^* в порядке возрастания $\overline{\tau}_1 < \overline{\tau}_2 ... < T$, то на каждом интервале реализуется свой режим работы движителей.

Различное время движители находятся и в фазе взаимодействия с опорной поверхностью. В этом состоит одно из отличий формулируемой задачи от известных подходов при исследовании [5, 13, 16], например, шагающих роботов, приводящее к тому, что движители имеют различную длину шага.

Допускается, что нагрузку *Q*, равную силе сопротивления движению [14], на все движители можно распределить по произвольному закону, что обеспечивается системой управления и ограничивается только физико-механическими свойствами взаимодействующих поверхностей.

Распределение средних усилий \overline{F}_{j} , развиваемых двигателем каждого движителя учитывается коэффициентами χ_{j}

$$\overline{F}_j = Q\chi_j, \quad \sum \chi_j = 1, \quad j = 1, 2...N_*,$$
(2)

где N_* — количество движителей вместе с *j*-м движителем в момент времени *t* находящихся в тяговом режиме.

Если нагрузка распределяется равномерно и не учитывается время переходного процесса от начала взаимодействия, когда $F_j = 0$, до его окончания, когда устанавливается требуемое тяговое усилие, то для рассматриваемого четырехдвижительного робота с восемью механизмами шагания на каждом из одиннадцати этапах диаграмма нагрузок (рис. 3) представлена в форме зависимости тяговых усилий для каждого из механизмов шагания (на диаграмме показано только для первого) при рассмотренном частном случае управления приводами курсового движения.



Рис. 3. Диаграмма походки и распределения усилий между движителями: I—XI — фазы одинакового состояния движителей, точечная линия — фаза реализации тягового усилия, пунктирная горизонтальная линия — фаза переноса, сплошная линия — уровень тягового усилия.

В общем случае диаграммы тяговых усилий могут иметь и другой вид, отличающийся количеством и продолжительностью характерных этапов. Это зависит от количества движителей и принципов, закладываемых в систему управления по реализации походки и тяговых усилий.

Известно, что при внезапно приложенной нагрузке [15], а именно так следует рассматривать начало взаимодействия движителей с опорной поверхностью, усилие F_j зависит от упругих и диссипативных свойств, взаимодействующих тел (рис. 4).


Рис. 4. Зависимость усилия взаимодействия движителя с опорной поверхностью от времени при линейновязкой реологической модели опорной среды.

Аналитически представленную на графике (рис. 3) закономерность можно представить в форме

$$F_i = F_{i0}(1 - e^{-\mu t}), \quad F_i \le [F],$$
 (3)

где тяговое усилие движителя по двигателю F_{j0} и коэффициент μ характеризуют модель взаимодействия; [F] – допустимое значение F_j , обусловленное сцеплением движителя с поверхностью. Причем следует иметь в виду, что F_j не может превышать допустимого значения [F].

Что касается переносимых движителей, то в силу неуравновешенности, уравнения их перемещения в новое положение будут оказывать влияние на энергетические характеристики, комфортабельность и устойчивость движения [14]. Однако среднее значение каждой из сил инерции без учета сил трения в механизмах шагающих движителей равно нулю. Это дает возможность применения тех или иных рекуператоров, запасающих энергию в фазе торможения движения движителя и отдающих в фазе разгона [5].

Поэтому при переносе движителей в новое положение тягово-динамический расчет может предполагать учет только энергетических потерь за счет сил трения, в первую очередь обусловленных конструкционным демпфированием. Приближенную оценку таких энергозатрат A^* можно осуществить, если рассматривать движение движителя в фазе переноса как движение на полупериоде гармонических колебаний тела массы *m* под действием внешней силы. Известно [15], что в этом случае $A^* = 0.5\pi r \omega a^2$, где r – эквивалентный коэффициент вязкого сопротивления; ω , a – соответственно частота и амплитуда колебаний. Для шагающего движителя приближенная оценка имеет вид

$$A^* = \frac{1}{2} r \pi^2 \frac{\gamma_j}{1 - \gamma_j} V L_j = \frac{1}{2} r \pi^2 \frac{\gamma_j^2}{1 - \gamma_j} V^2 T = \xi \frac{\pi^2 m \gamma_j^2}{\left(1 - \gamma_j\right)^2} V^2, \tag{4}$$

где V – скорость движения робота; L_j – длина шага движителя; ξ – коэффициент демпфирования; m – приведенная к стопе масса движителя.

Целью решения рассматриваемой задачи является установление закономерностей влияния конструктивных (длина шага, количество движителей и др.), управляющих (скорость, коэффициент режима, распределение нагрузки между движителем, расписание походки), а также параметров опорной поверхности (жесткость, вязкость) на энергоэффективность движения мобильного робота.

Метод решения. Характеристики опорной поверхности являются основой для оценки тягового усилия по сцеплению, развиваемого движителями. Результатом является оценка в (3) параметров μ , [*F*]. Если на этапе контакта с опорной поверхностью сила взаимодействия определяется уравнением (3), то

$$\overline{F}_{j} = \frac{1}{\gamma_{j}T} \int_{0}^{\gamma_{j}T} F_{j0}(1 - e^{-\mu t}) dt = F_{j0} \psi_{1}(V, L_{j}, \mu),$$
(5)

где
$$\psi_1(V, L_j, \mu) = 1 - \frac{V}{L_j \mu} \left(1 - e^{-\frac{\mu L_j}{V}} \right) = 1 - \xi(1 - e^{-\xi}), \xi = \frac{V}{L_j \mu}.$$

Если в (5) μ достаточно велико, что означает быстрое завершение переходных процессов, то $\overline{F}_i = F_{i0}$.

Окружающая среда оказывает и сопротивление движению. При взаимодействии движителей с твердой деформируемой поверхностью силы сопротивления обусловлены ее деформацией. Для шагающих движителей средняя сила сопротивления определяется выражением [14]

$$Q = \sum_{j=1}^{N} \frac{P_j^2}{2c_n L},$$
(6)

где P_j – нормальная сила взаимодействия движителя с опорной поверхностью; c_n – нормальная жесткость системы "опорная поверхность–стопа движителя".

Как следует из (5) для определения средней величины тяговой силы взаимодействия движителя с опорной поверхностью требуется задание конструктивных, допускающих регулирование параметров: L_j , T, γ_j , которые связаны между собой соотношением

$$\gamma_j T = \frac{L_j}{V}.\tag{7}$$

К управляющим параметрам относится и задание коэффициентов $\chi_j(2)$, характеризующих распределение тяговых усилий по двигателю между движителями. Однако для этого необходимо задать расписание походки τ_j^* , τ_j (1) и расположить их в порядке возрастания $\overline{\tau}_1$, $\overline{\tau}_2$, ..., $\overline{\tau}_{2N}$.

Сопоставление (2) с (5) определяет приведенные к тяговому звену усилия F_{j0} , которые должны развивать двигатели соответствующих движителей

$$F_{j0} = \frac{Q\chi_j}{\Psi_1(V, L_j, \mu)} = \frac{Q\chi_j}{\Psi_1(\xi)}.$$
(8)

В наиболее простом случае, если тяговые усилия предполагается распределить равномерно между движителями, а переходные процессы не учитывать, то $\chi_i = 1/N$, $\psi_1 = 1$

$$F_{j0} = Q/N_*.$$
 (9)

Среди показателей, характеризующих эффективность реализуемого режима движения, принимаются во внимание:

1) уровень тепловых потерь *A*, который для различных типов двигателей различным образом зависит от развиваемого момента, пропорционального тяговому усилию *F_j*. Так для электрических двигателей [17]

$$A = \int_{0}^{T} (\beta_{j2} F_{j}^{2} + \beta_{j1} F_{j} + \beta_{j0}) dt,$$
(10)

где β_{ik} – постоянные коэффициенты;

2) средняя сила, развиваемая *j*-м приводом за весь цикл \overline{F}_j^* и среднее отклонение *I* квадрата тяговых усилий от силы сопротивления движения

$$\overline{F}_{j} = \frac{1}{T} \int_{0}^{T} F_{j}(t), \quad I = \frac{1}{N} \sum_{j+1}^{N} \int_{0}^{T} \left(F_{j} - \frac{Q}{N} \right)^{2} dt.$$
(11)

Однако к потерям (10), обусловленных реализацией тягового усилия, следует присоединить потери при переносе движителей в новое положение (4).

Оценка тягово-динамических характеристик шагающего робота "Ортоног". Для оценки показателей (10), (11) при заданной походке (рис. 2), учитывается масса одинаковых переносимых механизмов шагания m = 55 кг, постоянная скорость поступательного движения V, максимальная длина шага $L_{max} = 0.455$ м и сила сопротивления движению Q, зависящая как от конструктивных параметров робота, так и от физикомеханических свойств поверхности. Приводные электрические двигатели всех механизмов шагания одинаковые, а в (10) принимается $\beta_{j1} = \beta_{j0} = 0$, $\beta_{j2} = \beta$. Так как рекуперация энергии не предусмотрена, то при исследовании переноса механизма шагания в новое положение можно воспользоваться результатами исследований перемещения движителя из одного положения в другое за заданное время τ с нулевой начальной и конечной скоростями [14]. Уровень тепловых потерь A^* в приводе переноса движителя пропорционален его массе m, коэффициенту режима γ_i , квадрату скорости V

$$A_i^* = k_i \gamma_i^2 V^2 m, \tag{12}$$

где k_j — коэффициент пропорциональности, зависящий от характера движения при переносе. Под характером движения понимается условные этапы ускоренного, замедленного и равномерного движения. Для шагающего робота "Ортоног"

$$k_{j} = \frac{4(1+\gamma_{j})\gamma_{j}}{(1-\gamma_{j})^{3}}, \quad A_{j}^{*} = \frac{4\gamma_{j}^{*}(1+\gamma_{j})}{(1-\gamma_{j})^{3}}mV^{2}.$$
(13)

Отличие оценки (13) при отсутствии рекуперации энергии от (4) при ее наличии состоит в коэффициентах при mV^2 . Из сравнения (13) и (4) также ясно, что с энергетической точки зрения использовать явление рекуперации следует в тех случаях, когда, коэффициент демпфирования ξ , обусловленный потерями в сочленениях и материале конструкции рекуператора, удовлетворяет неравенству

$$\xi_j < \frac{4\gamma_j(1+\gamma_j)}{(1-\gamma_j)\pi^2}.$$
(14)

В табл. 1 при заданной походке представлены значения коэффициентов режима γ всех механизмов шагания и тепловые потери в фазе контакта с опорной поверхностью A_j , в фазе переноса A_j^* и их суммарное значение.

Для шагающей машины "Ортоног" помимо базового варианта организации движения рассмотрено два измененных режима. В первом случае увеличен коэффициент режима 1 механизма шагания с 0.5 до 0.55, а во втором уменьшен коэффициент режима 4 механизма шагания с 0.65 до 0.6. В табл. 1 эти изменения выделены. Тогда суммарные оценки тепловых потерь базового варианта \overline{A}_0 и измененных режимов \overline{A}_1 и \overline{A}_2

$$\overline{A}_{0} = 4.167\beta Q^{2} + 402.4mV^{2},$$

$$\overline{A}_{1} = 4.22\beta Q^{2} + 391.9mV^{2},$$

$$\overline{A}_{2} = 4.105\beta Q^{2} + 409.04mV^{2}.$$
(15)

24	Базовый			Изменение 1			Изменение 2		
JNº	γ	A_j	A_j^*	γ	A_j	A_j^*	γ	A_j	A_j^*
1	0.50	$0.443\beta Q^2$	$4.5mV^2$	0.50	$0.443\beta Q^2$	$4.5mV^2$	0.55	$0.471\beta Q^2$	$11.32 mV^2$
2	0.65	$0.539\beta Q^2$	$42.25 mV^2$	0.65	$0.551\beta Q^2$	$42.25 mV^2$	0.65	$0.4985\beta Q^2$	$42.25 mV^2$
3	0.50	$0.478\beta Q^2$	$4.5 mV^2$	0.50	$0.512\beta Q^2$	$4.5 mV^2$	0.50	$0.478\beta Q^2$	$4.5 mV^2$
4	0.65	$0.5161\beta Q^2$	$42.25 mV^2$	<u>0.60</u>	$0.488\beta Q^2$	$21.6mV^2$	0.65	$0.504\beta Q^2$	$42.25 mV^2$
5	0.55	$0.4708\beta Q^2$	$11.32 mV^2$	0.55	$0.4708\beta Q^2$	$21.6mV^2$	0.55	$0.458\beta Q^2$	$11.32 mV^2$
6	0.75	$0.6185\beta Q^2$	189.4 <i>mV</i> ²	0.75	$0.631\beta Q^2$	$189.4 mV^2$	0.75	$0.606\beta Q^2$	189.4 <i>mV</i> ²
7	0.60	$0.523\beta Q^2$	$21.6 mV^2$	0.60	$0.535\beta Q^2$	$21.6 mV^2$	0.60	$0.523\beta Q^2$	$21.6mV^2$
8	0.7	$0.579\beta Q^2$	$86.4 mV^2$	0.70	$0.591\beta Q^2$	$86.4 mV^2$	0.70	$0.5665\beta Q^2$	$86.4 mV^2$
Итого		$4.167\beta Q^2$	$402.4 mV^2$		$4.22\beta Q^2$	$391.9 mV^2$		$4.105\beta Q^2$	$409.04 mV^2$

Таблица 1. Распределение нагрузки \overline{F}_i на движители в соответствии с диаграммой рис. 3

Полученные оценки (15) позволяют оценить и походки, которые обеспечивают преимущества базовой от измененной в первом и втором вариантах. Соответственно в первом случае и во втором случае базовая походка имеет преимущество при

$$V_1 < 0.07 \sqrt{\frac{\beta Q^2}{m}}, \quad V_2 > 0.095 \sqrt{\frac{\beta Q^2}{m}}.$$
 (16)

Обобщенный анализ энергоэффективности мобильных роботов с шагающими и "шагающеподобными" движителями. В общем случае уровень тепловых потерь в двигателях шагающих движителей складывается из потерь *A* в фазе взаимодействия с грунтом и в фазе переноса *A**

$$A_n = B_n \beta Q^2, \quad A_n^* = C_n m V^2, \tag{17}$$

где B_n и C_n – функции, зависящие от конструктивных параметров L_j , N_* , ξ , управляющих параметров V, γ_j , χ_j , τ_j , τ_j , свойств опорной поверхности [F], μ . Таким образом, для каждого *n*-го набора параметров потери энергии определяются суммой

$$\overline{A}_{n} = A_{n} + A_{n}^{*} = B_{n}\beta Q^{2} + C_{n}mV^{2}.$$
(18)

Такая оценка потерь позволяет их сравнивать, а при одинаковых силах сопротивления движению определять диапазон скоростей, в которых какая-либо имеет преимущество. Если сравниваются *n* и *k* режимы движения, то *n*-й будет иметь преимущество перед *k*-м если $\overline{A}_n < \overline{A}_k$. Это условие приводит к неравенству

$$V^2 < \frac{\beta(B_k - B_n)}{m(C_n - C_k)}.$$
(19)

Анализ энергоэффективности мобильных роботов удобно представить и в геометрической форме (рис. 5).

Режим движения 2 при любых скоростях движения по энергоэффективности уступает базовому. Режим 3 уступает базовому при $V^2 < V_1^2$. При скоростях $V^2 < V_2^2$ базовый режим по энергоэффективности превосходит четвертый, а пятый режим при всех скоростях лучше базового.



Рис. 5. Геометрическая диаграмма энергоэффективности: *I* – базовый режим движения; *2*, *3*, *4*, *5* – сравниваемые режимы движения.

Анализ (17) совместно с (10), (13), (14) также показывает, что рост коэффициента режима γ у какого-либо движителя приводит к уменьшению коэффициента B_n нового *n* режима движения, но к увеличению C_n по сравнению с базовым.

Поэтому при изменении скорости движения мобильного робота с целью снижения уровня тепловых потерь следует изменять и режим движения, например, переходить с базового режима 1 на режим 3, представленных на диаграмме энергоэффективности (рис. 5).

Для оценки коэффициента полезного действия (КПД) η движителей, движение которых рассматривается при выбранном режиме, следует иметь в виду, что уровень тепловых потерь оценивался на перемещении робота *S*, за один период

$$S = VT.$$
(20)

Под полезной работой A_u понимается работа по перемещению робота по горизонтальной поверхности на расстояние S с преодолением силы сопротивления Q

$$A_{\mu} = QVT, \tag{21}$$

поэтому

$$\eta = \frac{A_u}{A_u + \overline{A}} = \frac{QVT}{QVT + B_n \beta Q^2 + C_n m V^2}.$$
(22)

Полученный результат позволяет определить скорость V движения робота, при которой КПД движителей η максимален

$$\begin{cases} V_* = \sqrt{\frac{\beta B_n}{mC_n}}, \\ \eta = \frac{T}{T + 2\sqrt{m\beta C_n B_n}}. \end{cases}$$
(23)

Выводы. 1. Предложен метод энергетической оценки режимов движения движителей мобильных роботов, дискретно взаимодействующих с опорной поверхностью. 2. Установлено влияние конструктивных и управляющих параметров роботов и их механизмов шагания, а также физико-механических свойств опорной поверхности на уровень тепловых потерь в приводных двигателях движителей. 3. Сформулирована основа метода управления режимами движения шагающих роботов обеспечивающего снижение уровня тепловых потерь в приводных двигателях при изменении скорости движения. **4.** Установлена критическая скорость движения мобильного робота, обеспечивающая максимальный КПД приводов движителей.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Агейкин Я.С., Вольская Н.С. Теория автомобиля. М.: МГИУ, 2008. 18 с.
- 2. *Михайлов Б.Б., Назарова А.В., Ющенко А.С.* Автономные мобильные роботы навигация и управление // Известия ЮФУ. Технические науки. 2016. № 2 (175). С. 48.
- 3. *Мартыненко Ю.Г., Формальский А.М.* О движении мобильного робота с роликонесущими колесами // Известия РАН. Теория и системы управления. 2007. № 6. С. 142.
- 4. *Павловский В.Е.* О разработках шагающих машин. М.: ИПМ им. М.В. Келдыша РАН, 2013. 32 с.
- 5. Лапшин В.В. Механика и управление движением шагающих машин. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2012. 199 с.
- 6. Голубев Ю.Ф., Корянов В.В. Экстремальные локомоционные возможности инсектоморфных роботов. М.: ИПМ им. М.В. Келдыша РАН, 2018. 212 с.
- 7. Градецкий В.Г., Вешников В.Б., Калиниченко С.В., Кравчук Л.Н. Управляемое движение мобильных роботов по произвольно ориентированным в пространстве поверхностям. М.: Наука, 2001. 359 с.
- 8. Брискин Е.С., Шаронов Н.Г., Серов В.А., Пеньшин И.С. Управление движением подводного мобильного робота с якорно-тросовыми движителями // Робототехника и техническая кибернетика. 2018. № 2 (19). С. 39.
- 9. *Черноусько Ф.Л.* Движение тела по плоскости под влиянием подвижных внутренних масс // Доклады Академии наук. 2016. Т. 470. № 4. С. 406.
- 10. Parker R., Bayne K., Clinton P. Robotics in forestry // New Zealand Journal of Forestry. 2016. № 60 (4). C. 8.
- 11. Артоболевский И.И., Умнов Н.В. Некоторые проблемы создания шагающих машин // Вестн. АН СССР. 1969. № 2. С. 44.
- 12. Бессонов А.П., Умнов Н.В. К вопросу о систематике походок шагающих машин // Машиноведение. 1975. № 6. С. 23.
- Охоцимский Д.Е., Голубев Ю.Ф. Механика и управление движением автоматического шагающего аппарата. М.: Наука. Физматлит, 1984. 312 с.
- 14. Брискин Е.С. Об общей динамике и повороте шагающих машин // Проблемы машиностроения и надежности машин. 1997. № 6. С. 33.
- 15. Пановко Я.Г. Основы прикладной теории колебаний и удара. 4-е изд., Л.: Политехника, 1990. 271 с.
- 16. Иванов А.В., Формальский А.М. Математическое моделирование ходьбы человека с костылями // Известия Российской академии наук. Теория и системы управления. 2015. № 2. С. 155.
- 17. Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. В 2-х ч. Л.: Энергия, 1972. Ч. I. 543 с. Ч. 2. 648 с.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 631.3.004.67:621.35.035.4

ВЛИЯНИЕ ПРОЧНОСТИ КОМПОНЕНТОВ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ИХ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА

© 2021 г. Ю. Е. Кисель^{1,2}, И. Н. Кравченко^{3,*}, А. И. Купреенко¹, Ю. А. Кузнецов⁴, М. Н. Ерофеев³, С. А. Величко⁵, О. В. Бармина³

¹ Брянский государственный аграрный университет, Брянск, Россия ² Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия ³ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ⁴ Орловский государственный аграрный университет им. Н.В. Парахина, Орел, Россия ⁵ Национальный исследовательский Мордовский государственный университет им. Н.П. Огарёва, *Саранск, Россия* *e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru

> Поступила в редакцию 17.02.2021 г. После доработки 01.08.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

Предложены теоретические зависимости для определения оптимального объемного содержания наполнителя в износостойких дисперсно-упрочненных композитах, с точки зрения соотношения прочностных свойств их компонентов. Показано, что прочность и износостойкость композита определяется природой его компонентов, структурными параметрами, а также прочностью межфазных связей.

Ключевые слова: композиционные электрохимические покрытия, электролитические сплавы, структура, механические свойства, износостойкость, дисперсная фаза **DOI:** 10.31857/S0235711921060110

Нанесение электролитического железа, сплавов и композитов на его основе является перспективным методом восстановления и упрочнения деталей машин [1]. Оно позволяет автоматизировать техпроцесс, получать покрытия с заданными свойствами без термического воздействия на деталь, получать поверхность в пределах допуска на размер и шероховатость. Введение в "чистое" электролитическое железо твердых дисперсных частиц (оксидов, боридов, карбидов) позволяет получить на поверхности деталей композит, обладающий в десятки раз повышенной прочностью и износостойкостью в сравнении с высоколегированными сталями и покрытиями, полученными другими способами [2–6].

В соответствии с классической теорией прочности, "лепестковой" теорией изнашивания Н.П. Су, термофлуктационной теорией С.Н. Журкова и В.Р. Регеля, адгезионной Е. Арчарда и Е. Хорнбогена, энергетической Г. Флейшера и Г. Грегера трение и изнашивание электрохимических композитов обусловлено сочетанием свойств материалов основы (матрицы) и частиц наполнителя (дисперсной фазы), их поверхностной энергией, структурными особенностями и внешними условиями [7–10].

Высокую износостойкость композитов связывают с тем, что твердые частицы дисперсной фазы, выступая в процессе изнашивания из матрицы покрытия, становятся площадками контакта, которые при трении наиболее интенсивно нагружаются. В случае приложения распределенной по поверхности контакта нагрузки, напряжения в приповерхностном слое матрицы композита существенно ниже, чем в приповерхностном слое твердых включений. Под нагрузкой одинаково деформируется как матрица, так и включения. Вместе с тем, поскольку модуль упругости матрицы значительно ниже, чем модуль упругости твердых включений, напряжения в поверхностном слое матрицы оказываются существенно меньшими [11].

Недостаточная изученность связей физико-механических свойств и структуры покрытий, формируемой электролизом, ограничивает практическое применение гальванических композитов.

Для устранения этих недостатков проведены исследования, **цель** которых заключается в изучении и сопоставлении структурных и прочностных свойств компонентов композита для определения их влияния на износостойкость материала.

Материалы и методы исследования. В качестве объекта исследования выступали образцы с износостойкими электрохимическими композиционными покрытиями на основе железа и его сплавов.

Для изучения влияния прочностных свойств матрицы на износостойкость композиционного материала были выбраны железоникелевые (как менее прочные) и железокобальтовые (как более прочные) покрытия, механические свойства которых изучены ранее [12, 13]. Для исследования влияния состава и прочности наполнителя на свойства композитов выбраны микропорошки электрокорунда белого промышленного изготовления (марок M14, M20).

Износостойкие композиционные покрытия наносили на образцы из стали 35 толщиной 0.5 ± 0.1 мм. Композиты на основе железоникелевого сплава получали из электролита следующего состава, кг/м³: FeCl₂·4H₂O – 550–600; NiSO₄·7H₂O – 80–90; Na₂H₄C₄O₆·2H₂O –1–1.5; при плотности тока 35–40 А/дм², pH = 0.7–1.0, температуре 313–318 К. Железокобальтовые композиты наносили из электролита следующего состава, кг/м³: FeCl₂·4H₂O – 550–600; CoSO₄·7H₂O – 90–100; Al₂(SO₄)₃·18 H₂O – 80; при плотности тока 30–35 А/дм², pH = 0.7–1.0, температуре 313–318 К.

Электролит-суспензию готовили введением в электролиты микропорошков электрокорунда белого марок М14 и М20 (ГОСТ 3647-80). Содержание порошков изменяли в пределах 25–150 кг/м³.

При нанесении композиционных покрытий использовали специальную ванну (рис. 1). Конструкция ванны с выпуклым дном и перегородкой, отделяющей пропеллерную мешалку от зоны расположения электродов, позволяла создавать восходящий поток с равномерным распределением частиц во всем объеме электролита. Раствор подогревали и стабилизировали по температуре с точностью ±5°C при помощи термостата. Кислотность контролировали ионометром ЭВ-74.

Электролиты готовили из реактивов квалификации "ХЧ" и "ЧДА", которые корректировали по концентрации компонентов и pH добавлением соответствующих кислот и солей. Состав электролитов поддерживали в пределах ±1 кг/м³ и контролировали с помощью количественного химического анализа по стандартным методикам. Анодное декапирование проводили в электролите: $H_2SO_4 - 300-350$ кг/м³; FeCl₂·4H₂O - 20-22 кг/м³.

Исследования абразивной износостойкости проводили по схеме резиновый роликколодка в соответствии с ГОСТ 23.208-79. При этом условия работы трущейся пары следующие: P = 44 H, n = 60 мин⁻¹. Взвешивание образцов проводили на аналитических весах ВЛР-200М с точностью до 5.0×10^{-8} кг.

Исследование микроструктуры покрытий проводили с помощью микроскопов МИМ-8, МБС-9. Объемное содержание частиц наполнителя в композиционном материале определяли стереометрическим анализом методом случайных секущих в комбинации с линейным методом [14, 15].



Рис. 1. Ванна с выпуклым дном и перфорированной перегородкой для нанесения покрытий: *1* – анод; *2* – катод; *3* – термометр; *4* – мешалка; *5* – расходомер Вентури; *6* – контактный нагреватель.

Опытные данные обрабатывали методами математической статистики. Для построения функциональных зависимостей использовали регрессионный анализ [16, 17].

Результаты исследований и их обсуждение. На этапе теоретических исследований определяли оптимальный состав композита в зависимости от размеров частиц наполнителя, их прочности и условий взаимосвязи между составляющими композита.

Рассматривая взаимосвязь структуры, прочности и износостойкости композита будем основываться на соотношениях дискретной и континуальной теорий дислокаций, уравнениях связи нормальных и тангенциальных напряжений и условиях прочности частиц дисперсного наполнителя на разрыв и отрыв [7].

Причинами разрушения композиционного материала будем считать: 1) нарушения адгезии между фазами по поверхности их раздела (по мере деформации пустоты растут и в момент, предшествующий разрушению, соединяются друг с другом); 2) растрескивание самих частиц, так как прочность и характер разрушения частиц зависят от их размера (с уменьшением размеров частиц их прочность растет и в идеале может достичь прочности материала на сдвиг).

Принимаем, что прочность частиц σ_p зависит от их размера в соответствии с соотношением Гриффитса–Орована [9]

$$\sigma_p^2 = \frac{8\gamma_p G_p}{(1-\mu_p)d},\tag{1}$$

где γ_p — удельная энергия разрушения частицы; G_p — модуль сдвига частицы; d — диаметр частиц; μ_p — коэффициент Пуассона включений.

Для определения прочности материала матрицы σ_m воспользуемся тем же соотношением, заменив размер частиц расстоянием между ними

$$\sigma_m^2 = \frac{8\gamma_m G_m}{(1-\mu_m)\lambda},\tag{2}$$

где γ_m — удельная энергия разрушения матрицы; G_m — модуль сдвига матрицы; λ — расстояние между частицами; μ_m — коэффициент Пуассона матрицы.

Частицы наполнителя более прочные, чем матрица композита, задерживают его разрушениею, препятствуя распространению трещин. Рассмотрим явление в рамках дискретной и континуальной теорий, учитывая воздействие на препятствие как одностороннего, так и двухстороннего скопления дислокаций.

Среднее сдвиговое напряжение т при одностороннем скоплении дислокаций [9]

$$\tau = \frac{Gb}{\pi(1-\mu)d},\tag{3}$$

где *G*, µ – соответственно модуль сдвига и коэффициент Пуассона материала; *b* – вектор Бюргерса; *d* – размер зерна материала.

Для двустороннего скопления дислокаций [9]

$$\tau = \frac{Gb}{(1-\mu)d}.\tag{4}$$

Наибольший размер неразрушающихся частиц можно установить из равенства теоретической прочности частиц на разрыв и прочности по Гриффитсу—Оровану, зависящей от размеров

$$\sigma_p = \alpha_p \tau_p, \tag{5}$$

где α_p – коэффициент, зависящий от типа укладки частиц наполнителя в композите; τ_p – сдвиговое напряжение в частицах наполнителя.

Подставляя в формулу (3) выражение (5) с учетом того, что при хрупком разрушении частиц теоретическое значение энергии разрушения выражается соотношением

$$\gamma_p = G_p b_p / C_p, \tag{6}$$

где G_p , b_p – соответственно модуль сдвига и вектор Бюргерса; C_p – постоянная, зависящая от свойств материала наполнителя, получим соотношение для наибольшей прочности частиц

$$\sigma_p = \alpha_p b_p G_p / C_p. \tag{7}$$

Согласно дискретной теории для роста трещины в пределах одного зерна (d_{pa}) и для континуальной теории при эллиптической $(d_{p\kappa}^3)$ и цилиндрической $(d_{p\kappa}^u)$ формах трещин

$$d_{p\pi} = (2/\alpha_p^2) b_p C_p / (1 - \mu_p);$$
(8)

$$d_{p_{\rm K}}^{\rm p} = (4/\alpha_p^2) b_p C_p / (1 - \mu_p); \tag{9}$$

$$d_{p\pi}^{\rm u} = (8/\pi\alpha_p^2)b_p C_p/(1-\mu_p).$$
(10)

Минимальное расстояние между частицами, отвечающее наивысшей прочности определяется из условия теоретической прочности на сдвиг композиции в соответствии с уравнением (4)

$$\tau_p^2 = 1/(1 - \mu_p)(G_m b_m G_p)/(\pi \lambda C_p).$$
(11)

Подставляя значения величин для дискретной теории, получим критическое расстояние между частицами (λ_{n})

$$\lambda_{\mu} = 1/(1 - \mu)(G_m b_m C_p)/(\pi G_p).$$
(12)

С помощью преобразования $\gamma = G_m b_m / C_m$ и $C_m \approx C_p - для$ матрицы выражение (12) примет вид

$$\lambda_{\mu} = 1/(1-\mu)(\gamma_m/\gamma_p)b_p C_m/\pi.$$
(13)

Для континуальной теории прочности выражение для распределения критического расстояния между частицами (λ_{κ})

$$\lambda_{\kappa} = 1/(1-\mu)(\gamma_m/\gamma_p)b_pC_p.$$
⁽¹⁴⁾

Коэффициент концентрации напряжений в ДФ (K_p) можно определить по соотношению

$$\mathbf{K}_{p} = \sigma_{p} / \sigma_{\kappa} = \beta \lambda / d. \tag{15}$$

В идеальном случае наивысшая прочность композита может быть равна теоретической прочности частиц. Поэтому будет справедливо соотношение

$$\sigma_p / \sigma_{\kappa} = \beta \lambda_{\kappa} / d_{\kappa} = 1$$
, откуда $\beta = d_{\kappa} / \lambda_{\kappa}$.

Тогда коэффициент концентрации напряжений в дисперсных частицах при выражении λ через объемное содержание наполнителя в композите V будет

$$K_p = (\lambda/d_{\mathfrak{I}})(d_{\kappa}/\lambda_{\kappa}) = (d_{\kappa}/\lambda_{\kappa})(\sqrt{\pi/3V} - \sqrt{2/3}).$$
(16)

С учетом выражения (1) определим *K_p* композита через физические параметры компонентов фаз и объемного содержания наполнителя в композите:

- для дискретной теории

$$K_{p,\pi} = (2\pi/a^2)(\gamma_p/\gamma_m)(\sqrt{\pi/3V} - \sqrt{2/3});$$
(17)

 для континуальной теории (при прохождении через композит эллиптических трещин или петель дислокаций)

$$K_{p\kappa}^{3} = (2\pi/\alpha^{2})(\gamma_{p}/\gamma_{m})(\sqrt{\pi/3V} - \sqrt{2/3}),$$
(18)

и при прохождении цилиндрических трещин

$$K_{p\kappa}^{\rm u} = (8/\alpha^2)(\gamma_p/\gamma_m) (\sqrt{\pi/3V} - \sqrt{2/3}).$$
(19)

Коэффициент концентрации напряжений в матрице композиции (K_m) можно рассчитать, используя известное правило смесей

$$K_m = (1 - VK_p)/(1 - V).$$
⁽²⁰⁾

Выполним расчет содержания наполнителя в композите, отвечающего наивысшей прочности композиционного материала при его разрушении, когда трещина проходит через связующие и дисперсные частицы. Условием такого разрушения будет отношение

$$\sigma_p/\sigma_{\kappa} = K_p = \beta \lambda_{\kappa}/d_{\kappa}$$
 или $\sigma_p^2/\sigma_{\kappa}^2 = K_p^2 = (\beta \lambda_{\kappa}/d_{\kappa})^2.$ (21)

Так как расчет необходимо выполнить для всех случаев разрушения, рассмотрим его принципы на одном из вариантов, например, при применении к изучению прочности композита дискретной теории дислокаций и прохождения трещин внутри одного зерна.

Соотношение σ_p/σ_κ для такого случая будет равно

$$\frac{\frac{2\gamma_p G_p}{(1-\mu)d_{\kappa}}}{\alpha_p^2 \frac{G_m b_m G_p}{\pi(1-\mu)\lambda C_p}} = \frac{2\pi}{\alpha_p^2} \frac{\lambda}{d_p} \frac{\gamma_p}{\gamma_m}.$$
(22)

Из соотношения (21) следует

$$\sigma_p^2 / \sigma_{\kappa}^2 = 4\lambda_{\kappa} / (\pi d_{\kappa})^2 = \frac{2\pi}{\alpha_p^2} \frac{\lambda}{d_p} \frac{\gamma_p}{\gamma_m}.$$
(23)

Выражение (22) позволяет определить отношение λ/d для искомого случая в виде

$$\frac{\lambda}{d_p} = \frac{\pi^3}{8\alpha_p^2} \frac{\gamma_p}{\gamma_m}.$$
(24)

Учитывая зависимость объемного содержания от соотношения λ/d

$$\frac{\lambda}{d_p} = \alpha \sqrt{\frac{\pi}{3V}} - \sqrt{\frac{2}{3}},\tag{25}$$

можно получить выражение, связывающее объемное содержание с прочностными свойствами компонентов композита

$$\frac{\lambda}{d_p} = \frac{\pi^3}{8\alpha_p^2} \frac{\gamma_p}{\gamma_m} = \sqrt{\frac{\pi}{3V}} - \sqrt{\frac{2}{3}}.$$
(26)

Из выражения (25) получим объемное содержание наполнителя, отвечающее наивысшей прочности композита в рамках дискретной теории

$$V = \frac{\pi}{3} \frac{1}{\left(\frac{\pi^3}{8\alpha_p^2} \frac{\gamma_p}{\gamma_m} + \sqrt{\frac{2}{3}}\right)^2}.$$
(27)

Аналогичным образом получим соотношения при прохождении трещин через поликристаллы в рамках континуальной теории

$$V = \frac{\pi}{3} \frac{1}{\left(\frac{\pi^3}{\alpha_p^2} \frac{\gamma_p}{\gamma_m} + \sqrt{\frac{2}{3}}\right)^2},$$
(28)

а также при рассмотрении континуальной теории для случаев двустороннего скопления дислокаций при движении эллиптических и цилиндрических трещин, соответственно

$$V = \frac{\pi}{3} \frac{1}{\left(\frac{1}{\alpha_p^2} \frac{\gamma_p}{\gamma_m} + \sqrt{\frac{2}{3}}\right)^2},$$

$$V = \frac{\pi}{3} \frac{1}{\left(\frac{8}{\alpha_p^2} \frac{\gamma_p}{\gamma_m} + \sqrt{\frac{2}{3}}\right)^2}.$$
(30)



Рис. 2. Влияние прочности матрицы и прочности связи дисперсных частиц и матрицы на оптимальное объемное содержание наполнителя (электрокорунд белый) в электрохимических композитах на основе: *I* – меди; *2* – никеля; *3* – железа; *4* – по выражению (28).

Соотношения (28)–(30) предполагают наличие идеальной связи между частицами наполнителя и матрицей, которая может находиться в пределах $0 \le \sigma_{p-m} \le \sigma_p$. Ее действительное значение можно изменять, варьируя величиной γ_p/γ_m (для электролитического железа $\gamma_m^{(Fe)} = 2000$ эрг/см²; меди $\gamma_m^{(Cu)} = 1200$ эрг/см²; никеля $\gamma_m^{(Ni)} = 1700$ эрг/см²; электрокорунда $\gamma_p = 3600$ эрг/см²) [2, 4].

Результаты проверки полученных соотношений на примере композита железоэлектрокорунд, никель-электрокорунд и медь-электрокорунд показали [18–24], что наиболее близки к действительным результаты расчета, основанные на континуальной теории, когда трещины моделируются как двухсторонние скопления дислокаций эллиптической формы. Соответственно объемное содержание, отвечающее наивысшей прочности покрытий по (28), в зависимости от прочностных свойств матрицы с включением электрокорунда, показано на рис. 2.

Следует заметить, что результаты теоретических и экспериментальных исследований достаточно хорошо согласуются (рис. 2). Таким образом, подтверждается возможность повышения износостойкости композитов с ростом прочности матрицы при введении в железо кобальта, никеля и других элементов.

Электроосаждаемые сплавы и композиты имеют более совершенную структуру (рис. 3), высокие упругопластические свойства, износостойкость, прочность сцепления с основой и меньшие внутренние напряжения в сравнении с "чистым" электролитическим железом [12, 18, 19, 21, 24].

Исследования абразивной износостойкости композитов на основе железа и его сплавов (железо-никель, железо-кобальт) показали, что их абразивный износ в значительной мере зависит от размеров и объемного содержания дисперсных частиц в материале (рис. 4).

Износ композита с ростом содержания наполнителя в покрытии уменьшался и проходил через минимум при содержании микропорошков 18-24% (об.). Необходимо отметить, что наибольшая износостойкость композитов на основе железокобальтовых покрытий оказалась выше при несколько большем объемном содержании наполнителя: $V \approx 22-24\%$ (об.), чем у композитов на железоникелевой основе $V \approx 18-20\%$ (об.).



Рис. 3. Структура композита железо-никель электрокорунд белый (×400): (а) – без наполнителя; (б) – М10; (в) – М20.



Рис. 4. Влияние размера (d) и содержания (V) наполнителя на износ композитов железо-никель (I) и железо-кобальт (2) электрокорунд белый.

Заключение. Теоретическим анализом структурно-прочностных свойств композиционных покрытий показано, что прочность гетерофазного материала определяется природой его компонентов, структурными параметрами, а также прочностью межфазных связей. Предложены расчетные формулы для определения оптимального объемного содержания наполнителя в износостойких композитах.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Гурьянов Г.В., Кисель Ю.Е. Износостойкие электрохимические сплавы и композиты на основе железа. Брянск, 2015. 98 с.
- 2. Вишняков Л.Р., Грудина Т.В., Кадыров В.Х. и др. Композиционные материалы: Справочник // Под общ. ред. Д.М. Карпиноса. Киев: Наукова думка, 1985. 592 с.
- 3. *Антропов Л.И., Лебединский Ю.Н.* Композиционные электрохимические покрытия и материалы. Киев: Техника, 1986. 95 с.
- 4. Бородин И.Н. Порошковая гальванотехника. М.: Машиностроение, 1990. 240 с.

- 5. *Целуйкин В.Н.* Трибологические свойства композиционных электрохимических покрытий на основе никеля // Трение и износ. 2010. Т. 31. № 5. С. 475.
- 6. *Кисель Ю.Е., Горьков А.С.* Оптимизация износостойкости композитов по их установившейся шероховатости // Вестник Брянского государственного технического университета. 2011. № 4 (32). С. 26.
- 7. Айнбиндер С.Б. Параметры шероховатости контртела, определяющие износостойкость полиэтилена // Трение и износ. 1981. Т. 2. № 1. С. 12.
- 8. *Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И.* Структура и износостойкость металла. М.: Машиностроение, 1982. 212 с.
- 9. *Мартин Д.У.* Микромеханизмы дисперсионного твердения сплавов // Пер. с англ. М.Ю. Матвеева. М.: Металлургия, 1983. 168 с.
- 10. Крагельский И.В., Михин Н.М. Узлы трения машин: Справочник. М.: Машиностроение, 1984. 280 с.
- 11. Kisel Y.E., Serpik I.N., Markaryants L.M., Bezik V.A., Guryanov G.V., Bezik D.A. Calculation of the elastic Characteristics of Composite Materials with Dispersed Inclusions // International Journal of Applied Engineering Research. 2015. T. 10. № 24. C. 44018.
- 12. Кисель Ю.Е., Гурьянов Г.В. Структура и некоторые прочностные свойства электролитических сплавов железа // Упрочняющие технологии и покрытия. 2009. № 7. С. 25.
- 13. Кисель Ю.Е. Повышение долговечности деталей сельскохозяйственной техники электротермической обработкой композиционных электрохимических покрытий: Дис. ... д-ра техн. наук. Брянск, 2014. 249 с.
- 14. Салтыков С.А. Стереометрическая металлография. М.: Металлургия, 1976. 270 с.
- 15. Домбровский Ю.М. Стереология. М.: Ростов н/Д: Дон. гос. техн. ун-т, 2002. 101 с.
- 16. *Гмурман В.Е.* Теория вероятностей и математическая статистика. М.: Высшая школа, 2003. 479 с.
- 17. *Юдин М.И.* Планирование эксперимента и обработка его результатов. Краснодар: КГАУ, 2004. 239 с.
- Сафонов В.В., Шишурин С.А., Сёмочкин В.С. Наномодифицированные химические покрытия с улучшенными физико-механическими свойствами // Инновации в АПК: Проблемы и перспективы. 2014. № 3. С. 18.
- 19. Серебровский В.В., Серебровский В.И., Сафронов Р.И., Гнездилова Ю.П., Калуцкий Е.С. Электроосаждение железоборидных покрытий // Электрика. 2015. № 11. С. 33.
- 20. Стекольникова Н.Ю., Стекольников Ю.А., Максимов Д.И., Астанин В.К. Восстановление изношенных изделий сельскохозяйственной техники гальваническим хромированием // Вестник Тамбов. гос. техн. ун-та. 2016. Т. 22. № 4. С. 679.
- 21. Kisel J.E., Guryanov G.V. Wear Resistance of Composite Coatings Based on Iron Alloys // IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 2018. 450 032047.
- 22. Degtyar L.A., Zhukova I.Y., Mishurov V.I. Experience and perspectives of electrodeposition from electrolytes-colloids of nickel plating // Materials Science Forum. 2019. T. 945. C. 682.
- 23. Дегтярь Л.А., Иванина И.С., Жукова И.Ю. Особенности формирования композитных электрохимических покрытий на основе никеля и наноструктурного диборида циркония // Вестник Донского государственного технического университета. 2019. Т. 19. № 1. С. 31.
- Belous N.M., Kisel Yu.E., Guryanov G.V., Markaryants L.M. Enhancement of wear resistance of mulcher teeth with the help of electrochemical coats // E3S Web of Conferences 193, 01019 (2020) ICMTMTE 2020.

2021, № 6, c. 52-60

надежность, прочность, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УЛК 621.891:539.2

ЛЕГИРОВАНИЕ АЛМАЗОПОДОБНЫХ УГЛЕРОДНЫХ ПОКРЫТИЙ ТРУЩИХСЯ ТЕЛ КАК МЕТОД ПОВЫШЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ СВОЙСТВ СМАЗОЧНЫХ СРЕД

И. А. Буяновский^{1,*}, В. А. Левченко², В. Д. Самусенко¹, А. Н. Большаков¹ © 2021 г.

> ¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ² Университет Тайджоv. г. Тайджоv. Китай *e-mail: buyan37@mail.ru

> > Поступила в редакцию 28.05.2021 г. После доработки 02.08.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

Рассмотрены возможности повышения антифрикционных и противоизносных свойств смазочных материалов при трении в режиме граничной смазки легированием углеродных покрытий контактирующих деталей смазываемых узлов трения различными элементами Периодической системы. Результаты исследования трибологических характеристик таких покрытий показали эффективность их легирования вольфрамом, молибденом, титаном и кремнием в ряде модельных смазочных сред.

Ключевые слова: углеродные алмазоподобные покрытия, трибологические испытания, граничная смазка, коэффициент трения, трибохимическая реакция

DOI: 10.31857/S0235711921060055

Как известно, наиболее жестким режимом, в котором функционируют смазываемые узлы трения машин и механизмов практически любого назначения, является режим граничной смазки, при котором поверхности трения не разделены сплошным слоем жидкого или пластичного смазочного материала, а имеет место непосредственный металлический контакт, приводящий к их повышенному износу, к значительным энергетическим потерям и, в конечном счете, к заеданию этого трибосопряжения, которое предотвращается (или хотя бы минимизируется) только в результате образования смазочных слоев на границе трущихся тел, при взаимодействии поверхностных слоев контактирующих тел, с активными компонентами смазочной среды [1]. Следовательно, для повышения эффективности процесса граничной смазки материалы трущихся тел должны с одной стороны, обеспечить взаимодействие с активными компонентами смазочного материала, образуя граничный слой, минимизирующий участки металлического контакта, а с другой стороны — обеспечить низкое трение и малый износ при сухом трении на участках металлического контакта.

Многочисленные исследования, проведенные в последние десятилетия, показали, что роль такого материала, успешно выполняют углеродные алмазоподобные покрытия (DLC-покрытия). Эти покрытия обеспечивают поверхностям деталей, на которые они нанесены, значительную твердость, износостойкость и химическую инертность, в результате чего сопротивление перемещению твердых тел на участках металлического контакта, а также интенсивность изнашивания на этих участках незначительны. Легирование алмазоподобных покрытий рядом элементов Периодической системы позволяет поверхностному слою таких покрытий взаимодействовать с активными компонентами смазочной среды, образуя на поверхностях раздела контактирующих тел модифицированные слои, обладающие низким сопротивлением сдвигу, что обеспечивает смазываемому трибосопряжению прекрасные антифрикционные свойства [2–4]. Таким образом, согласно остроумному замечанию авторов [4], "антифрикционные и противоизносные характеристики DLC-покрытий и реакционная способность металлов объединены в едином материале".

Ниже будут кратко рассмотрены методы нанесения алмазоподобных углеродных покрытий на исследуемые образцы для трибологических испытаний и методы трибологических испытаний. Затем будут приведены результаты исследований влияния легирования ряда перспективных DLC-покрытий некоторыми характерными элементами Периодической системы на антифрикционные свойства модельных смазочных композиций и товарных масел. В заключение будут подытожены результаты трибологических испытаний и даны рекомендации по выбору сочетаний состава и структуры DLC-покрытий и природы смазочных сред.

Цель статьи — оценить уровень влияния наиболее перспективных элементов, легирующих углеродные алмазоподобные покрытия трущихся тел на антифрикционные и противоизносные свойства смазочных сред и выявить основные тенденции выбора оптимальных легирующих элементов для конкретных условий работы узлов трения.

Материалы и методы получения. Углеродные покрытия. Как известно, углерод имеет три основные аллотропические модификации, отличающиеся характером связей между атомами углерода, а отсюда – строением и свойствами: графит (sp² гибридизация), алмаз (sp³ гибридизация) и карбин (sp¹ гибридизация). Алмазоподобные покрытия в основном состоят из атомов углерода, как с алмазными, так и с графитоподобными связями. Карбин – это линейный полимер углерода. Он может быть линейным или образовать циклические структуры. Линейно-цепочечное строение характерно для монокристаллических углеродных покрытий, имеющих свойство ориентанта.

Поэтому широкий спектр структур алмазоподобных покрытий обусловлен зависимостью их физических свойств от соотношения алмазоподобных и графитоподобных углеродных связей. Значительное влияние на трибологические характеристики АПП оказывает наличие водорода и/или азота в структуре покрытия, наличие и природа легирующих элементов [6, 7], а также сочетание легирующих элементов и активности (поверхностной и/или химической) смазочной среды.

В настоящее время для получения углеродных пленок применяются различные методы осаждения: физического осаждения из газовой фазы (PVD), химического осаждения из газовой фазы (CVD), плазменного химического осаждения из газовой фазы (PACVD), ионно-плазменного осаждения, высокочастотного магнетронного распыления и т.д. [6, 7]. Покрытие монокристаллическим углеродом, обладающее свойством ориентанта, синтезируют с использованием ионно-плазменного метода распыления графитовых мишеней с одновременным стимулированием ионами аргона этого покрытия, осаждаемого на поверхности образцов методом импульсной конденсации углеродной плазмы [8].

На рабочие поверхности образцов при лабораторных трибологических испытаниях наносят DLC-покрытия в соответствии с приведенными методиками. Эти образцы в основном представляют собой пластины, цилиндры, шары (обычно, это стандартные подшипниковые шарики или ролики). Трибологические испытания проводят в ряде инактивных, поверхностно-активных и химически активных сред, а также в некоторых товарных маслах.

Методы и средства трибологических испытаний. Оценка трибологических характеристик исследуемых смазочных сред в режиме граничной смазки при трении деталей с нанесенными на них покрытиями алмазоподобного углерода (или при трении стальных деталей по деталям с покрытием алмазоподобным углеродом) в подавляющем большинстве анализируемых исследований проводилась на известных лабораторных

Пара треция	Смазочный материал								
Пара Грения	ПАО	$\Pi AO + EP_{\rm muh}$	$\Pi AO + EP_{O\Pi T}$	$\Pi \mathrm{AO} + \mathrm{AW}_{\mathrm{MUH}}$	$\Pi AO + AW_{O\Pi T}$				
сталь/сталь	0.25	0.16	0.16	0.17	0.16				
сталь/DLC	0.15	0.14	0.14	0.15	0.15				
сталь/W-DLC	0.13	0.13	0.08	0.13	0.15				

Таблица 1. Коэффициенты трения стали по стали и стали по DLC- и W-DLC-покрытию в модельных смазочных средах (по данным [9, 10])

Примечание: ЕР_{МИН} и ЕР_{ОПТ} – противозадирная присадка в малой и оптимальной концентрации соответственно; АW_{МИН} и АW_{ОПТ} – противоизносная присадка в малой и оптимальной концентрации.

установках (машинах трения), воспроизводящих точечный или линейный начальный контакт исследуемых образцов, реже — контакт по площади [2–4].

В настоящей статье используются две принципиальные схемы трибологических испытаний: трение двух одноименных образцов, на каждый из которых нанесено исследуемое покрытие (DLC/DLC), и трение стального образца по образцу, на который нанесено исследуемое покрытие (сталь/DLC). В первом варианте исследователь стремится исключить влияние другого материала на оценку трибологических характеристик покрытия, во втором – ставит задачей воспроизвести изнашивание стандартным образцом-контртелом DLC, нанесенным на исследуемый образец.

Трибологические свойства легированных DLC в смазываемых узлах трения. Исследование DLC, легированных вольфрамом/молибденом. Одним из наиболее широко исследованных легированных DLC, является покрытие, легированное вольфрамом (W-DLC). Наиболее последовательно эти покрытия изучал Б. Подгорник [9, 10]. Исследованные покрытия имели многослойное строение в виде попеременных слоев карбида вольфрама и аморфного гидрогенизированного углерода а-С:Н, которые методом PACVD наносили на рабочие поверхности образцов при температуре 230°С. Толщина исследуемых покрытий составляла 2 мкм. В процессе исследования было изучено трение на машине трения с перекрещенными стальными цилиндрами. В различных смазочных средах исследовалось влияние легирования алмазоподобных покрытий вольфрамом при трении покрытия по покрытию, покрытия по стали, стали по покрытию. Значительный интерес представляют результаты исследования, в которых сравнивались результаты измерения трения стали по стали, стали по гидрогенизированному алмазоподобному покрытию и по этому же покрытию, легированному вольфрамом, при смазке полиальфаолефиновым маслом ПАО, а также в этом масле с противозадирной (EP) и антифрикционной (AW) присадками, испытанными при различных концентрациях. Обобщенные результаты этих экспериментов представлены в табл. 1.

В той же серии исследований было установлено, что при трении стали по DLC в среде инактивного масла ПАО, смазывание осуществляется за счет переноса углеродного покрытия на стальное контртело, вследствие чего коэффициент трения уменьшается с 0.25, полученного для пары трения сталь/сталь, до 0.15 для пары сталь/DLC, как это видно из табл. 1, в которой также приведены результаты исследования влияния содержания в масле ПАО ЕР- и АW-присадок в концентрациях от 0.1 до 10% применительно к трению стального шарика из стали AISI 52100 по пластинам из той же стали соответственно без покрытия, и с покрытиями DLC и покрытиями W-DLC на значения коэффициентов трения после 72000 циклов испытаний.

В процессе исследования авторами [9, 10] установлено, что легирование вольфрамом алмазоподобного покрытия обеспечивает при трении по стали в серосодержащей смазочной среде (в данном случае – в растворе серосодержащей ЕР-присадки в ПАО)

заметное снижение коэффициента трения по сравнению с нелегированным покрытием, причем уровень снижения коэффициента трения определяется концентрацией серосодержащей присадки в базовом масле. Исследование дорожек износа на непокрытых стальных образцах методами оптической и сканирующей электронной микроскопии показали, что после трибологических испытаний пары трения сталь/W-DLC на поверхностях этих дорожек образуются "пластинчатые" пленки дисульфида вольфрама WS₂-продукта трибохимической реакции серы, содержащейся в ЕР-присадке, с вольфрамом, легирующим DLC покрытие. Как отмечают авторы [10], эти пленки "обладают трибологическими свойствами, аналогичными MoS₂". Одновременно было показано, что концентрация присадок определяет толщину, плотность и скорость образования пленки, обеспечивая тем самым оптимальные условия для проявления антифрикционного эффекта. При малой концентрации присадки (ниже 0.5%) в трибологическом контакте не образуются достаточно сплошные и плотные пленки, содержащие WS₂, так что коэффициенты трения будут мало отличаться от тех, которые наблюдались при смазывании базовым маслом. При концентрации порядка 2-5% присадки обеспечивают оптимальный трибологический эффект, включая высокую скорость реализации антифрикционного эффекта, поскольку при этих концентрациях наблюдается образование достаточно толстой пленки, содержащей WS₂ и надежно разделяющей трущиеся поверхности. Согласно табл. 1, при оптимальной концентрации присадки ЕРопт коэффициент трения снижается с 0.14 при трении в базовом масле до 0.08 при трении в масле с ЕР-присадкой, т.е. более, чем на 40%. В то же время, при концентрации присадки десять и более процентов толщина покрытия повышается настолько, что пленка теряет прочность, разрушается (особенно при высоких нагрузках) и коэффициент трения повышается до значений коэффициента трения для пары сталь/сталь, особенно при высоких нагрузках.

Для исследуемой АW-присадки коэффициент трения изменяется в меньшем диапазоне значений, что, по-видимому, объясняется существенно меньшей активностью ингредиентов этой присадки по сравнению с ЕP-присадкой.

Существенно меньше исследований посвящено влиянию содержания вольфрама в легированном DLC покрытии на смазочную способность масел. Авторы работы [11] провели такое исследование применительно к четырем одноименным парам трения W-DLC/W-DLC (a-C:H:W/a-C:H:W), содержащим соответственно 12, 14, 18 и 21 ат. %W и дополнительно к паре трения a-C:H/a-C:H при смазывании базовым маслом API Group III, имеющим динамическую вязкость 16.3 ГПа⁻¹, и тем же маслом с присадкой ДТФЦ (диалкилдитиофосфат цинка) в концентрации, обеспечивающей содержание в масле 0.08 масс. % Р.

Результаты трибологических исследований на установке МТМ, осуществляющей схему трения "вращающийся шар по вращающемуся диску" при скорости относительного перемещения 0.01 м/с, осевой нагрузке на шарик 31 Н и температуре масла 100°С приведены на рис. 1.

Таким образом, в интервале значений содержаний вольфрама 12–21 ат. % при практически одинаковом содержании водорода в сравниваемых образцах покрытий наблюдаются близкие значения коэффициентов трения – порядка 0.08–0.1, причем, если при испытании в базовом масле коэффициент трения при содержании вольфрама 18 ат. % снижается до 0.06, то в масле с присадкой ДТФЦ коэффициент трения повышается до общего уровня 0.1.

Ниже будет рассмотрено влияние на антифрикционные свойства двух модельных смазочных сред (инактивного полиальфаолефинового масла ПАО-4 + 1% диалкилдитиофосфата цинка ДТФЦ и ПАО-4 + 1% дитиокарбамата молибдена ДТКМ) легирования монокристаллического углерода (МКУ) m-C вольфрамом, а также другим тугоплавким переходным металлом – молибденом [12] и для сравнения – кремнием. Обе



Рис. 1. Гистограмма, описывающая влияние содержания вольфрама в DLC на коэффициенты трения при смазке базовым маслом API Group III и этим же маслом с присадкой ДТФЦ (по данным [11]).



Рис. 2. Зависимости коэффициента трения от продолжительности испытаний при смазке маслом ПАО-4 + + 1% ДТФЦ (а) и маслом ПАО-4 + 1% ДТКМ (б), где пары трения: *I* – сталь/сталь; *2* – сталь/МКУ; *3* – сталь/W-МКУ; *4* – сталь/Si-MKУ; 5 – сталь/Мо-МКУ (по данным [12]).

сравниваемые присадки — серосодержащие, ДТФЦ — противоизносная присадка, а ДТКМ — антифрикционная [1]. Испытания проводили на четырехшариковой машине КТ-2 по схеме трения шар/три ролика при осевой нагрузке на узел трения 108 Н и частоте вращения 1 мин⁻¹.

Результаты испытаний представлены на рис. 2 в виде зависимостей коэффициентов трения от продолжительности испытаний.

Приведенные результаты объясняются тем, что в серосодержащей среде содержащиеся в покрытиях вольфрам (как и в работе [10]) и молибден вступают во взаимодействие с серой, выделяемой серосодержащими присадками вследствие трибохимического их разложения, и образуют дисульфиды соответственно вольфрама и молибдена, которые, будучи эффективными твердыми смазками, резко снижают коэффициенты трения. И нелегированное МКУ-покрытие (рис. 2, кривые 2), и МКУ-покрытие, легированное кремнием (рис. 2, кривые 4), снижают трение по сравнению с трением стали по

No/No	Пара трения	Базовое масло ПАО-4 с присадками					
J 12/ J 12	Пара трения	_	MoDTP	MoDTP+ZnDTP			
1	сталь/сталь	0.20	0.05	0.060			
2	а-С:Н ₁ /сталь	0.10	—	0.050			
3	a-C:H ₁ /a-C:H	0.075	0.06	0.048			
4	Ті-С:Н/сталь	0.075	—	0.057			
5	Ti-C:H/Ti-C:H	0.067	0.05	0.057			

Таблица 2. Установившиеся значения коэффициентов трения при трибологических испытаниях покрытий легированных Ті (по данным [13])

стали в исследуемом масле (рис. 2, кривые *1*), но существенно меньше, чем W-MKУ- и Мо-MKУ углеродные покрытия (рис. 2, кривые *3* и *5* соответственно).

Исследование DLC, легированных титаном. Элементом, применяемым для легирования алмазоподобных углеродных покрытий рабочих поверхностей элементов смазанных узлов трения, является также титан [2–5, 13, 14].

Авторы работы [13] исследовали влияние легирования аморфных гидрогенизированных углеродных покрытий титаном на антифрикционные свойства трех смазочных сред: базового масла ПАО-4, а также этого же масла с присадками ДТКМ и ДТКМ+ДТФЦ (в концентрациях соответственно 200 ppm по молибдену и 700 ppm по цинку). Результаты этих испытаний приведены в табл. 2.

Как видно из табл. 2, при трении по стали в среде базового масла ПАО-4 нанесение на изнашиваемый стальной образец гидрогенизированного алмазоподобного покрытия при той же смазке позволило вдвое (с 0.2 до 0.1) снизить коэффициенты трения по сравнению с парой трения сталь/сталь. Далее при трении стальных образцов, каждый из которых покрыт тем же покрытием, коэффициент трения в базовом масле снижает-ся уже до 0.075. Такой же коэффициент трения был получен при трении стали по такому же покрытию, легированному титаном. Наконец, когда на оба трущихся образца нанесено аналогичное покрытие, т.е. для пары трения Ti-C:H/Ti-C:H, коэффициент трения для смазки базовым маслом становится минимальным — 0.067. При смазке маслом ПАО с присадкой дитиокарбамата молибдена для сравниваемых сочетаний трущихся поверхностей мало меняется (f = 0.05 - 0.06). Аналогичные результаты получены при испытании этих пар трения маслом ПАО-4 с комплексом присадок ДТКМ+ДТФЦ: изменение материалов трущихся тел мало сказывается на полученных в результате экспериментов авторов [13].

В работе [14] приведены результаты оценки влияния легирования алмазоподобного углеродного покрытия титаном (и для сравнения — такими элементами, как Mg, Co, Ni, Ce), на трибологические характеристики при смазывании как чистым ПАО, так и ПАО с добавкой 1% моноолеата глицерина (ГМО).

Как видно из табл. 3, при испытании в двух средах (инактивной и поверхностно-активной) легирование DLC-покрытия титаном превышает эффект повышения антифрикционных характеристик исследуемых смазочных сред, обеспечиваемый нелегированным покрытием DLC, а также покрытий, легированных никелем или магнием и лишь немного уступает только DLC, легированному кобальтом или цезием [14].

Исследование DLC, легированных кремнием. В качестве элемента, легирующего алмазоподобные покрытия, достаточно широко применяют кремний. Специальных исследований влияния легирования кремнием DLC рабочих поверхностей деталей смазанных узлов трения не так много [4, 5, 12]. По данным [12] легирование покрытия кремнием m-C практически не сказывается на значении коэффициента трения. Авторы [12] приходят к выводу, что для данного материала антифрикционные эффекты от

Тип покрытия	Установившееся значение f			
Типпокрытия	ПАО	ΠΑΟ + ΓΜΟ		
DLC	0.15	0.12		
Mg-DLC	0.04	0.05		
Co-DLC	0.14	0.04		
Ni-DLC	0.23	0.07		
Ti-DLC	0.09	0.04		
Ce-DLC	0.05	0.03		

Таблица 3. Влияние легирования DLC-покрытия на антифрикционные свойства двух смазочных сред (по данным [14])

Таблица 4. Коэффициенты трения стальных образцов с покрытиями а-С:Н, легированными Ті, W, Si при смазке тремя смазочными средами (по данным [5])

Трушиеся материалы	Смазочный материал						
и покрытия	минеральное масло	минеральное масло + AW/EP	минеральное масло + ЕР				
a-C:H	0.25	0.26	0.30				
Ti-DLC	0.30	0.44	0.32				
W-DLC	0.31	0.36	0.31				
Si-DLC	0.26	0.36	0.32				

Условия испытаний: контактное давление 1 ГПа, скорость относительного перемещения 0.1 м/с, температура 80°С.

покрытия и от легирования покрытия не суммируются. Большой интерес представляет исследование [5], в которой анализируется механизм повышения смазочной способности масел при легировании кремнием DLC и его отличие от механизма повышения смазочной способности масел путем легирования углеродных покрытий металлами W и Mo. В работе [15] показано, что при смазывании водой Si-DLC-покрытие обеспечивает коэффициент трения порядка 0.005, что авторы [15] связывают с образованием граничного слоя, содержащего коллоидный кремний.

Обсуждение рассмотренных материалов будет уместно завершить сравнением антифрикционных свойств алмазоподобных покрытий, легированных анализируемыми элементами — Ti, W и Si, оцененных по единой методике одними и теми же операторами [7]. В качестве смазочной среды использовали минеральное масло без присадок, а также с добавлением EP- и AW-присадок. Исследуемые покрытия наносились на оба трущихся стальных образца. Как видно из табл. 4, гидрогенизированное углеродное DLC-(a-C:H)-покрытие обеспечивает меньшее трение, чем легированные DLC.

В то же время, при испытании для всех четырех исследуемых пар трения при смазывании чистым минеральным маслом получены меньшие коэффициенты трения, чем при смазывании этого же масла с AW- и EP-присадками. Возможно, оба полученных результата являются следствием блокирования как легирующими элементами, так и исследуемыми присадками, процесса графитизации тончайшего поверхностного слоя углеродного покрытия, которое реализуется под действием достаточно высоких нагрузок и температур, развивающихся в зоне трибологического контакта, что расширяет области нормального трения [16]. Заключение. Легирование углеродных алмазоподобных покрытий (от гидрогенизированного аморфного а-С:Н до монокристаллического m-С углерода) рядом металлов (W, Mo, Ti, Co, Ce и др.) оказывает заметное влияние на трибологические характеристики смазочных сред при граничной смазке.

Образование прочного граничного слоя адсорбционного происхождения можно достигнуть путем применения углеродных покрытий-ориентантов (например, монокристаллического углерода), что позволяет повысить смазочную способность инактивного масла до уровня, не менее высокого, чем при добавлении в это масло ПАВ, или путем легирования углеродных алмазоподобных покрытий некоторыми металлами (Со, Се, Ті и т.д.).

При жестких режимах трения и изнашивания граничные слои адсорбционного происхождения не обеспечивают требуемого антифрикционного и противоизносного эффекта. В таких случаях на трущихся поверхностях контактирующих тел путем предварительного легирования алмазоподобного покрытия переходными металлами — вольфрамом или молибденом, при трении в смазочной среде, включающей серосодержащую присадку, реализуется трибохимическая реакция с образованием на поверхностях трения несплошного модифицированного слоя, включающего дисульфиды вольфрама или молибдена, которые являются эффективными твердыми смазками. Их образование обеспечивает резкое снижения трения. Серосодержащую присадку для этой смазочной среды следует выбирать, исходя из той контактной температуры, генерируемой в трибологическом контакте, которая достаточна для трибоактивируемого разложения этой присадки с выделением серы.

Алмазоподобное покрытие, легированное кремнием при смазывании водой обеспечивает получение коэффициента трения 0.005.

Легирование водородсодержащих алмазоподобных покрытий различными элементами Периодической системы далеко не всегда обеспечивает заметный антифрикционный эффект. В ряде случаев, такие покрытия позволяют получить достаточно низкий коэффициент трения, причем при легировании различными элементами коэффициент трения только увеличивается, что, по-видимому, является следствием блокирования.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Боуден Ф.П., Тейбор Д. Трение и смазка твердых тел. М.: Машиностроение, 1968. 542 с.
- Erdemir A., Donnet C. Tribology of diamond-like carbon films: recent progress and future prospects // J. Phys. D. 2006. V. 39. P. R311.
- 3. *Bewilogua K., Hofmann D.* History of diamond-like carbon films from first experiments to worldwide applications // Surface and Coatings Technology. 2014. T. 242. C. 214.
- 4. *Zahid R. et al.* Effect of lubricant formulations on the tribological performance of self-mated doped DLC contacts: a review // Tribology Letters. 2015. T. 58. № 2. C. 1.
- 5. *Kalin M., Vižintin J.* Differences in the tribological mechanisms when using non-doped, metal-doped (Ti, WC), and non-metal-doped (Si) diamond-like carbon against steel under boundary lubrication, with and without oil additives // Thin solid films. 2006. T. 515. № 4. C. 2734.
- 6. Семёнов А.П. Трибологические свойства и вакуумно-плазменные методы получения алмазных и алмазоподобных покрытий // Трение и износ. 2009. Т. 31. № 1. С. 83.
- 7. *Хрущов М.М.* Легированные алмазоподобные покрытия триботехнического назначения. В кн.: Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин. М.: ЛЕ-НАНД, 2013. С. 78.

- 8. Levchenko V., Matveenko V., Buyanovsky I., Ignatieva Z. Influence of carbon coatings on lubricating properties of boundary layers // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology. 2004. T. 218. № 6. C. 485.
- 9. Podgornik B., Vižintin J. Tribological reactions between oil additives and DLC coatings for automotive applications // Surface and Coatings Technology. 2005. T. 200. № 5–6. C. 1982.
- 10. Podgornik B. et al. Combination of DLC coatings and EP additives for improved tribological behaviour of boundary lubricated surfaces // Wear. 2006. T. 261. № 1. C. 32.
- 11. Vengudusamy B. et al. Influence of hydrogen and tungsten concentration on the tribological properties of DLC/DLC contacts with ZDDP // Wear. 2013. T. 298. C. 109.
- 12. Буяновский И.А., Большаков А.Н., Левченко В.А. Влияние на антифрикционные свойства смазочных сред легирования ориентирующих углеродных покрытий карбидообразующими элементами // Трение и износ. 2018. Т. 39. № 5. С. 471.
- De Barros'Bouchet M.I., Martin J.M. New trends in boundary lubrication of DLC coatings. In: Tribology of diamond like carbon films. Fundamentals and applications / Ed. by Donet C. and Erdemir A. NY: Springer. 2008. C. 590.
- 14. *Miyake S. et al.* Boundary lubrication characteristic of metal-containing diamond-like carbon (DLC) films with poly alpha olefin (PAO) Lubricant // Tribology Online. 2008. T. 3. № 5. C. 310.
- 15. *Zhao F. et al.* Superlow friction behavior of Si-doped hydrogenated amorphous carbon film in water environment // Surface and coatings Technology. 2009. T. 203. № 8. C. 981.
- 16. *Aboua K.A.M. et al.* Effect of Mating Material and Graphitization on Wear of a-C:H Coating in Boundary Base Oil Lubrication // Tribology Letters. 2020. T. 68. № 1. C. 1.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.713.2: 62-187.3

ПРИМЕНЕНИЕ РАЗМЕРНОГО АНАЛИЗА ДЛЯ РАСЧЕТА СУММАРНОГО ОТКЛОНЕНИЯ ОТ СООСНОСТИ МАНЖЕТЫ ОТНОСИТЕЛЬНО ВАЛА

© 2021 г. М. Н. Ерохин¹, О. А. Леонов^{1,*}, Н. Ж. Шкаруба¹, С. С. Амелин², Д. М. Бодунов²

¹ Российский государственный аграрный университет — МСХА им. К.А. Тимирязва, Москва, Россия ²Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: metr@rgau-msha.ru

> Поступила в редакцию 08.06.2021 г. После доработки 28.07.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

Для соединений валов с манжетами определена зависимость и апробирован алгоритм расчета суммарного отклонения от соосности и суммарного радиального биения в соединении "вал—манжета". Рекомендовано конструкторам редуктора заводаизготовителя повысить требования к размерам деталей, образующих размерную цепь, определяющую суммарное отклонение от соосности.

Ключевые слова: точность, допуск размера, допуск посадки, зазор, допуск формы, допуск расположения поверхностей, радиальное биение, отклонение от соосности, размерная цепь, вал, резиновая армированная манжета

DOI: 10.31857/S0235711921060067

Нормирование точности отдельных сборочных единиц и соединений является достаточно сложной задачей и требует индивидуального подхода в каждом случае [1–4]. Многие функциональные параметры можно определить только после сборки с помощью методов расчета размерных цепей [5, 6]. В ряде случаев размерный анализ применяется для определения эксплуатационных характеристик изделий [7, 8]. Характеристики норм точности звеньев размерной цепи назначаются по требованиям единой системы допусков и посадок [9], при производстве используют технологии допускового контроля [10] с целью обеспечения качества сборки.

Самыми распространенными уплотнениями в сборочных единицах и агрегатах машин являются резиновые армированные манжеты. Широкое распространение в сельскохозяйственной технике манжеты получили из-за простоты конструкции, эффекта самоподжима за счет пружины, низкой стоимости, возможности быстрой разборки– сборки в полевых условиях при отказах техники. На ресурс соединения "вал–манжета" оказывает влияние множество параметров, но начало утечек будет обусловлено не только износостойкостью резины и ее старением, но и геометрическими параметрами соединения. Отклонения формы и расположения поверхностей в таких соединениях приводят к более раннему раскрытию стыка. На начало утечек в соединении "вал– манжета" оказывают влияние такие геометрические параметры, как радиальные биением вала *r* и отклонение от соосности осей вала и манжеты Δ_c .

Согласно требованиям действующего в настоящее время ГОСТ 8752-79 "Манжеты резиновые армированные для валов. Технические условия", предельное ради-

Параметр	Величины					
Частота вращения вала, мин ⁻¹	до 1000	св. 1000 до 2000	св. 2000 до 3000	св. 3000 до 4000	св. 4000 до 5000	св. 5000
Предельное радиальное бие- ние поверхности вала, контак- тирующей с манжетой, мм	0.18	0.15	0.12	0.10	0.08	0.02

Таблица 1. Предельные радиальные биения поверхностей вала, контактирующей с манжетой, в зависимости от частоты вращения по ГОСТ 8752-79

Таблица 2. Предельные допуски соосности посадочного места под манжету относительно оси вращения вала, в зависимости от диаметра вала по ГОСТ 8752-79

Параметр	Величины					
Диаметр вала, мм	до 55	св. 55 до 120	св. 120 до 320	св. 320 до 500		
Допуск соосности посадочного места под ман- жету относительно оси вращения вала, мм	0.10	0.15	0.20	0.25		

альное биение и допуск соосности не должны превышать заданных величин (табл. 1, табл. 2).

Методика расчета. В унифицированных элементах редукторов, таких как блок подшипников с уплотнением, рис. 1, можно выделить детали конструкции, параметры точности которых влияют составляющими звеньями размерной цепи, где исходно-замыкающим звеном является отклонение от соосности манжеты и вала. Для элемента конструкции, приведенного на рис. 1, это: 1) смещение оси вала относительно оси отверстия в посадке из-за наличия зазора в соединениях наружных колец подшипников качения с корпусом ($S_{1\text{max}} = T_1$ и $S_{2\text{max}} = T_2$) – для данной схемы учитываются дважды, т.к. установлено два подшипника, но передаточное отношение (степень влияния на замыкающее звено) у каждого из подшипников разное; 2) допуск на радиальное биение дорожек качения внутренних колец подшипников качения (T_3 и T_4) со своими передаточными отношениями (вращаются с валом); 3) радиальный зазор между роликами и кольцами в подшипниках качения ($g = T_5 = T_6$) со своими передаточными отношениями; 4) допуск на радиальное биение каждой из дорожек качения наружных колец подшипников (T_7 и T_8) со своими передаточными отношениями (не вращаются); 5) допуск на радиальное биение вала — поверхность под подшипники (T_9); 6) допуск на радиальное биение вала — поверхность под манжету (T_{10}); 7) допуск отклонения от соосности отверстия корпуса (крышки) под наружный диаметр манжеты (T_{11}) ; 8) смещение оси отверстия относительно оси вала в посадке из-за наличия зазора в соединении крышки с корпусом ($S_{12max} = T_{12}$); 9) допуск отклонения от соосности отверстий в корпусе под наружные кольца подшипников качения (T_{13}).

Все вышеописанные звенья являются увеличивающими, т.е. с их увеличением (нарушением норм точности или износом) отклонение от сносности вала и манжеты увеличивается. Но как видно из описания звеньев, ряд из них статически смещают ось вала по отношению к манжете, например — зазоры, а другие — динамически, во время вращения.



Рис. 1. Размерная цепь для расчета суммарной величины отклонения от соосности.

Исходя из теории расчета размерных цепей, суммарное отклонение от соосности следует определять по выражению [11]

$$\Delta_c = T_{\Sigma c} = \frac{1}{K_{\Sigma c}} \sqrt{K_{\Sigma cv}^2 T_{\Sigma cv}^2 + K_{\Sigma cs}^2 T_{\Sigma cs}^2},$$

где K – коэффициент относительного рассеяния; T – допуск звена размерной цепи; индексы: Σ – суммарная величина; c – звено, как отклонение от соосности, в том числе это может быть v – векторное звено и s – звено в виде зазора.

Среди векторных звеньев необходимо отдельно определить звенья в виде радиального биения, т.е. те звенья, при вращении которых будет возникать динамическая составляющая, что является радиальным биением вала относительно манжеты. Остальные векторные звенья влияют на статическое смещение оси, например, отклонения от соосности поверхностей отверстий или валов. Суммарное сложение векторных составляющих при сборке может привести к взаимной компенсации, а может и выстроиться в линию и достичь наибольшего значения. Исходя из опыта эксплуатации подшипников качения, которые имеют переходные посадки и посадки с зазором для внутренних и наружных колец, обычно имеет место попеременное проворачивание, например, наружного кольца относительно корпуса, что может менять взаимное расположение векторных звеньев и оказывать попеременное влияние на суммарную величину отклонений формы и расположения поверхностей. Суммарный допуск звеньев в виде зазора рассчитывается по формуле

$$T_{\Sigma cs} = \frac{1}{K_{\Sigma cs}} \sqrt{\sum_{i=1}^{m} \xi_{csi}^2 K_{csi}^2 T_{csi}^2},$$

где *m* – число *i*-х звеньев в виде зазора; ξ – передаточное отношение.

В большинстве посадок с зазором отношение среднего зазора S к допуску посадки T_s имеет вид $S/T_s \le 1$. Расчет допусков элементов размерной цепи в виде зазоров ведется по следующим зависимостям [11]:

$$T_{cs} = 2S + T_s;$$

$$S = 0.5[(EC - ec) + (\alpha_D T_D - \alpha_d T_d)] - \alpha_s T_s;$$

$$T_s = \frac{0.5}{K_s} \sqrt{K_D^2 T_D^2 + K_d^2 T_d^2},$$

где T_D и T_d – допуски отверстия и вала, образующих соединения с зазором; *EC* и *ec* – средние отклонения диаметров отверстия и вала, образующих соединение; α_D , α_d , α_s – коэффициенты относительной асимметрии рассеяния размеров отверстия, вала и зазоров в посадке; K_D , K_d , K_s – коэффициенты относительного рассеяния размеров отверстия, вала и за-

При расчетах размерных цепей с элементами в виде зазоров используются следующие значения коэффициентов относительного рассеяния: $K_s = 1$, $K_D = K_d = 1.2$ [11].

Векторные звенья обычно имеют коэффициент относительного рассеяния $K_v = 0.75$ [11], а суммарный допуск векторных звеньев размерной цепи можно определить по формуле [11]

$$T_{\Sigma cv} = \frac{0.75}{K_{\Sigma cv}} \sqrt{\sum_{i=1}^{k} \xi_{cvi}^2 T_{cvi}^2},$$
(1)

где k – количество векторных звеньев, определяемых конструктором, как отклонение от соосности.

Суммарное радиальное биение, как геометрическая сумма векторных звеньев в виде динамической составляющей, определяется по выражению, которое вытекает из зависимости (1)

$$r = T_{\Sigma rv} = \frac{0.75}{K_{\Sigma rv}} \sqrt{\sum_{i=1}^{n} \xi_{rvi}^2 T_{rvi}^2},$$

где n – число звеньев, которые конструктор будет считать, как радиальное биение.

Главным вопросом определения суммарного отклонения от соосности является грамотное составление размерной цепи, выявление векторных звеньев и звеньев в виде зазора, что в дальнейшем будет отражать точность и достоверность расчетов определяемой величины.

Результаты исследований и обсуждение. С целью апробации теоретических зависимостей были рассмотрены геометрические параметры редукторов завода Моссельмаш типоразмера Н 090.20, данные расчета сведены в табл. 3–5.

Если в расчетах суммарного отклонения от соосности не учитывать динамическую составляющую в виде радиального биения, а полученные значения просто суммировать как векторные звенья, то суммарное отклонение от соосности для нашего примера будет равно $\Delta_c = 0.154$ мм. При определении отдельно суммарного радиального биения в виде динамической составляющей, которое для нашего примера будет равно r = 0.074 мм, суммарное отклонение от соосности в виде статической составляющей составит $\Delta_c = 0.139$ мм. Следовательно, при расчете суммарного отклонения от соосно-

Обозна-		Допуск лей/по	хи дета- садки Среднее отклоне- ние/средний зазор		Коэффи	Допуск		
звена	Посадка	Обозна- чение	Значе- ние, мкм	Обозна- чение	Значе- ние, мкм	K	α	<i>Т_{сs}</i> , мкм
T_1	Ø90 <i>H</i> 7/ <i>l</i> 0	$T_{\rm D}$	35	EC	+17.5	1.2	-0.1	45
		T_d	18	ec	-9	1.2	+0.1	
		T_s	19.7	S	10.6	1.0	-0.1	
T_2	Ø90 <i>H</i> 7/ <i>l</i> 0	T _D	35	EC	+17.5	1.2	-0.1	45
		T_d	18	ес	-9	1.2	+0.1	
		T_s	19.7	S	10.6	1.0	-0.1	
<i>T</i> ₁₂	Ø90 <i>H</i> 7/h7	T _D	35	EC	+17.5	1.2	-0.1	58
		T_d	35	ес	-17.5	1.2	+0.1	
		T_s	29.7	S	14	1.0	-0.1	

Таблица 3. Расчет смещения осей деталей в посадках из-за наличия зазора в звеньях, входящих в размерную цепь редукторов Н 090.20 завода Моссельмаш

Таблица 4. Характеристики звеньев размерной цепи редукторов завода Моссельмаш

Обозначение	Тип звена	DOTWCK MM	Коэффициенты				
звена	Tim Sbena	Honyek, MM	بح	α	K		
T_1	CS	0.045	1.6	-0.1	1.0		
T_2	CS	0.045	0.6	-0.1	1.0		
T_3	rv	0.035	1.6	0	0.75		
T_4	rv	0.035	0.6	0	0.75		
T_5	CS	0.040	1.6	0	0.75		
T_6	CS	0.040	0.6	0	0.75		
T_7	CV	0.020	1.6	0	0.75		
T_8	CV	0.020	0.6	0	0.75		
T_9	rv	0.020	1.6	0	0.75		
T_{10}	rv	0.030	1.0	0	0.75		
T_{11}	CV	0.044	1.0	0	0.75		
<i>T</i> ₁₂	CS	0.058	1.0	-0.1	1.0		
T ₁₃	CV	0.035	1.6	0	0.75		

Условные обозначения: cs – звено в виде зазора; cv – векторное статическое звено; rv – векторное звено в виде радиального биения.

сти манжеты относительно вала в сборочных единицах машин необходимо выявлять как статические, так и динамические векторные звенья, рассчитывать отдельно суммарное радиальное биение и суммарное отклонение от соосности.

Данный редуктор завода Моссельмаш имеет частоту вращения не более 1000 мин⁻¹, а диаметр вала под манжету равен 45 мм. Из данных табл. 4 видно, что по предельному радиальному биению имеется почти тройной запас точности (допустимое значение 0.18 мм (табл. 1)), а нормы допуска соосности нарушены в 1.4 раза (допустимое значение 0.1 мм (табл. 2)).

Наименование параметра	Обозначение	Значение, мм								
Расчет без динамич	Расчет без динамической составляющей									
Суммарный допуск звеньев в виде зазора	$T_{\Sigma cs}$	0.118								
Суммарный допуск векторных звеньев	$T_{\Sigma cv}$	0.099								
Суммарное отклонение от соосности	Δ_c	0.154								
Расчет с динамиче	ской составляющей									
Суммарный допуск звеньев в виде зазора	$T_{\Sigma cs}$	0.118								
Суммарный допуск векторных звеньев в виде отклонений от соосности	$T_{\Sigma cv}$	0.066								
Суммарный допуск векторных звеньев в виде биения — суммарное радиальное биение	$r = T_{\Sigma rv}$	0.074								
Суммарное отклонение от соосности	Δ_c	0.139								

Таблица 5. Расчета суммарного отклонения от соосности и радиального биения валов и манжет в редукторах

Выводы. Таким образом, путем применения методологии расчета размерных цепей, когда требуется анализировать составляющие звенья в виде отклонений формы и расположения поверхностей, необходимо использовать предлагаемые изменения в теории расчетов и дифференцировать составляющие звенья на три типа — в виде зазора, векторные статические и векторные в виде радиального биения. В результате расчета данных по элементам редуктора завода Моссельмаш выявлено, что предельные допуски соосности посадочного места под манжету относительно оси вращения вала нарушены в 1.4 раза. Конструкторскому бюро завода-изготовителя рекомендуется повысить требования к точности отклонений формы и расположения поверхностей деталей, входящих в размерную цепь для расчета суммарной величины отклонения от соосности под манжету относительно вала.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Leonov O. A., Shkaruba N. Zh.* Calculation of Fit Tolerance by the Parametric Joint Failure Model // Journal of machinery manufacture and reliability. 2020. 12 (49) P. 1027.
- 2. Li Q., Yang L., Zhao W., Shi Z., Liu Z. Design of Positioning Mechanism Fit Clearances Based on On-Orbit Re-Orientation Accuracy // Applied Sciences-Basel. 2019. T. 9. № 21. P. 4712.
- 3. *Leonov O.A., Shkaruba, N.Zh.* A Parametric Failure Model for the Calculation of the Fit Tolerance of Joints with Clearance // Journal of friction and wear. 2019. T. 40. № 4. P. 332.
- 4. Бодунов М.А., Бородин И.В. Течение тонкого слоя пластически анизотропного материала по поверхности упругого полупространства // Известия Московского государственного технического университета МАМИ. 2013. Т. 3. № 1 (15). С. 13.
- 5. Сенин П.В., Раков Н.В., Смольянов А.В., Макейкин А.М. Расчетно-теоретический анализ размерных цепей при восстановлении посадочного гнезда под бурт гильзы по глубине двигателей Д-245, Д-260 // Инженерные технологии и системы. 2020. Т. 30. № 2. С. 188.
- 6. Галкин М.Г., Смагин А.С. Особенности расчета технологических размерных цепей вероятностным методом // Вестник машиностроения. 2016. № 4. С. 13.

- 7. *Галкин М.Г., Смагин А.С.* Вероятностный расчет технологических размерных цепей с учетом колебаний значений технологических припусков // Вестник машиностроения. 2014. № 12. С. 44.
- 8. Богуцкий В.Б., Шрон Л.Б., Мануйленко В.М., Пянковская М.В. Размерный анализ как инструмент обеспечения эксплуатационных характеристик электроинструмента // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2016. № 8-2. С. 64.
- 9. Бондарева Г.И., Вергазова Ю.Г. Изменения в стандарте единой системы допусков и посадок // Тракторы и сельхозмашины. 2016. № 12. С. 39.
- 10. Leonov O.A., Shkaruba N.Z., Vergazova Y.G., Golinitskiy P.V., Antonova U.Y. Quality control in the machining of cylinder liners at repair enterprises // Russian Engineering Research. 2020. T. 40. № 9. C. 726.
- 11. Дунаев П.Ф., Леликов О.П. Расчет допусков размеров. М.: Машиностроение, 2016. 304 с.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 621

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ КЛЕЕКЛЕПАНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ПРИ СОЗДАНИИ И РЕМОНТЕ ДОРОЖНО-СТРОИТЕЛЬНЫХ МАШИН В УСЛОВИЯХ РЕЗКИХ ТЕРМИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ И НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУР

© 2021 г. А. К. Аноприенко^{1,*}, А. Ю. Коноплин²

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ² Московский автомобильно-дорожный государственный технический университет (МАДИ), Москва, Россия *e-mail: anopralex@yandex.ru

> Поступила в редакцию 28.04.2021 г. После доработки 06.06.2021 г. Принята к публикации 24.06.2021 г.

В настоящей статье приведен анализ повышения ремонтопригодности, долговечности и эффективности использования дорожно-строительных машин за счет применения новых технологий при создании и ремонтных работах с использованием новых полимерных композиционных материалов, которые могут выдерживать воздействие низких температур.

Ключевые слова: полимерные материалы, клееклепка, клей-расплав, клей, ремонт, восстановление, низкая температура

DOI: 10.31857/S0235711921050047

По мере увеличения срока службы строительных и дорожных машин снижается их производительность и растут эксплуатационные затраты на ремонт, причем этот рост значительно увеличивается при превышении срока службы более 10 лет.

В условиях отсутствия бюджетных средств и резко обострившейся проблемы сбыта новой строительной техники, одним из основных способов активизации инвестиционных процессов в строительной отрасли являются новые направления, помогающие решить проблему по обновлению парков или же его восстановлению [1–3].

На примере зарубежного опыта можно судить о целесообразности восстановления и ремонта дорожных и строительных машин. По данным национальной ассоциации дилеров происходит постоянный рост предприятий и пунктов по восстановлению деталей, узлов и механизмов машин.

Как один из вариантов снижения денежной нагрузки и повышения экономической эффективности при восстановлении строительных и дорожных машин является изменение заводской технологии сборки и ремонта. Применение полимерных материалов позволяет уменьшить стоимость производства, увеличить эффективность проведения ремонтных работ, повысить долговечность восстановленного кузова.

Решить эти проблемы можно с применением технологии клееклепки с термопластичными клеями-расплавами. При этом остро стоит вопрос применения данных клееклепаных соединений в условиях резких температурных колебаний. В российских условиях перепад температур может происходить от +15 днем до 0°C ночью и так же на следующий день до -15° C. Температура зимой в отдельных регионах может дости-



Рис. 1. Схема образца из стали 08пс.

гать -50° С и $+40^{\circ}$ С летом, поэтому очень важно учесть такие температурные колебания при выборе технологий и материалов для производства и ремонта.

Клееклепка представляет собой объединенные в один общий процесс двух самостоятельных операций склеивания и клепки. Применение операции склеивания позволяет повысить прочность соединения за счет равномерного распределения нагрузки по площади склеивания, а не только в области заклепки, улучшается герметизация склеиваемого шва, исключает появления процесса фреттинга в соединении [4].

Оценка сравнения прочности клееклепаных соединений с различными видами клеев показала, что в условиях комнатной температуры большей прочностью на сдвиг (срез) обладают соединения с применением эпоксидных клеевых материалов. Такие клеевые материалы относятся к термореактивным клеям и, обычно, имеют в своем составе эпоксидную смолу и отвердитель. Свои свойства данные клеевые материалы проявляют под воздействием экзотермической химической реакции вследствие перемешивания компонентов. Однако из-за высокой прочности данных клеев значительно усложняется ремонтопригодность: увеличивается время ремонта, требуются применения дополнительной силовой нагрузки при демонтаже соединения, требуется применение клеевого материала с высокой стоимостью [5, 6].

Постановка задачи. Для оценки устойчивости и определения прочности клееклепаных соединений в условиях низких температур были изготовлены образцы для испытаний, представляющие собой пластины размером 40 × 150 мм, соединенные внахлест с использованием клепки без клея (традиционное соединение) и с использованием различных типов клеевых материалов. Схематично образцы для испытаний представлены на рис. 1. Площадь склеивания составила 1600 мм². Фото готового образца для испытаний представлено на рис. 2. Отверждение клеевых материалов и клепка осуществлялись при комнатной температуре (примерно 22°С).



Рис. 2. Фото готового образца для испытаний из стали 08пс (как пример образец № 2 без клея).

Значения максимального разрушающего усилия, Н											
		Температура испытаний, °С*									
Тип соединения/клеевой материал		+20		-30			-50				
	max	min	сред	max	min	сред	max	min	сред		
Клепаное соединение без клея (1 точка)	3248	3180	3201	3627	3345	3481	3784	3272	3515		
Клееклепанное соедине- ние/эпоксидный поли- мер марки ЭД-20, отверд. ПЭПА	9732	7515	8123	7305	6265	6802	9504	7572	8155		
Анаэробный герметик марки Анакрол 101	11940	11 536	11769	7115	5479	6236	8431	5376	6412		
Термопластичный материал Теплакс-2П	8350	7203	7890	4093	3637	3837	3853	3714	3769		

Таблица 1. Результаты прочностных испытаний клееклепаных соединений из стали марки 08пс с различными типами клеев при отрицательных температурах

Испытания проводились по ГОСТ 6996-66 на следующих режимах: скорость рабочая 2 мм/мин, скорость предварительная 2 мм/мин, скорость рабочая после предела текучести 2 мм/мин, условия останова испытания спад усилия на 40% за 0.1 с. Предва-

рительно образцы были выдержаны при температуре испытаний 30 дней. В табл. 1 приведены значения максимального разрушающего усилия.

Обсуждение результатов. По окончании испытаний, разрушенные образцы визуально осматривались, и определялся характер повреждения. Анализ фотографий, приведенных на рис. За, б, в рабочих поверхностях разрушенных образцов с отсутствующими ровными и гладкими клеевыми поверхностями, позволяет сделать вывод о пластичном характере разрушения клеевого материала [7].

В результате испытаний установлено, что наибольшая прочность клепаного соединения при комнатной температуре достигается при применении анаэробного клеевого материала. С понижением температуры наблюдается падение прочности практически в 1.8 раза.



Рис. 3. Фотографии поверхности разрушения клееклепаных соединений после испытаний: (а) – ЭД-20; (б) – Теплакс-2П; (в) – Анакрол 101.

п/п №	Название материала	Вес, г	Цена, руб
1	Анакрол 101	5	100
2	ЭД-20	500	700
3	Теплакс-2П	1000	250
4	Очиститель Teroson Reiniger FL	1000	650
5	Глухая заклепка Ø4 мм	—	26.75
6	Шовный герметик	300	444

Таблица 2. Стоимость материалов для проведения сравнительного анализа

Соединения с эпоксидным клеевым материалом имеет меньшую, по сравнению с анаэробным клеем, прочность при комнатной температуре [8]. При этом при более низкой температуре выдержки -50° С клей не только не теряет в прочности, но наоборот – прочность соединения на 1% выше, чем при $+20^{\circ}$ С. Соединения с данным клеевым материалом имеют стабильные показатели прочности при отрицательных температурах.

Соединения с термопластичным клеевым материалом в два раза превышают прочность традиционных клепаных соединений, но по мере уменьшения температуры данные клеевые материалы теряют свои эластичные свойства и служат в основном как герметик.

Для обоснования экономической эффективности применения клееклепаной технологии с различными типами клеевых материалов проведем сравнительный анализ стоимости применения технологий на примере установки панели крыши размером 120 × 75 см, для чего требуется примерно 300 г клеевого материала, 20 мл очистителя, 98 заклепок (табл. 2).

Для сравнения рассмотрим также использование традиционной клепаной технологии. Без применения клея шаг между заклепками уменьшается в два раза, что приводит к увеличению количества заклепок, а так же требуется применение шовного герметика в количестве, равном количеству клеевого материала. Результаты расчета представлены гистограммой на рис. 4 и показывают, что разница в себестоимости применения технологий различается в разы.

Как можно заметить из гистограммы, наименьшую себестоимость изготовления имеет технология с применением клееклепаной технологии с клеем-расплавом.

Выводы. В результате экспериментальных исследований установлено, что применение клееклепаных соединений с клеем-расплавом позволяет добиться значительного повышения прочности при положительных температурах. При воздействии отрица-



Рис. 4. Гистограмма сравнения себестоимости применения технологий.

тельных температур стойкость клеевого материала падает, в результате чего прочность клееклепаного соединения с клеем-расплавом составляет не более 110% от традиционного клепаного и служит для герметизации соединения.

При сравнительном технико-экономическом анализе установлено, что стоимость изготовления клееклепаного соединения с использованием клеев-расплавов на 73% ниже, чем при использовании традиционных эпоксидных материалов и на 76% ниже, чем при традиционной клепке.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Li D., Sloss C., Foundry S.A. Cast ferritic stainless steels for automotive exhaust components // Transactions of the American Foundry Society. 2013. № 121. P. 487.
- 2. Brady M.P., Muralidharan G., Leonard D.N., Haynes J.A., Weldon R.G., England R.D. Long-term oxidation of candidate cast iron and stainless steel exhaust system alloys from 650 to 800°C in air with water vapor // Oxydation of metals. 2014. V. 82. P. 359.
- 3. *Rudskoy A.I., Kodzhaspirov G.E., Kliber J., Apostolopoulos Ch.* Advanced metallic materials and processes // Materials Physics and Mechanics. 2016. V. 25 (1). P. 1.
- 4. Коноплин А.Ю., Баурова Н.И., Аноприенко А.К. Клеемеханические соединения при производстве и ремонте машин: Учеб. пособие. М.: МАДИ, 2020. 200 с.
- 5. Баурова Н.И., Зорин В.А. Применение полимерных композиционных материалов при производстве и ремонте машин: Учеб. пособие. М.: МАДИ, 2016. 264 с.
- 6. Лапина Н.В., Баурова Н.И. Оценка технологичности изделий машиностроения при замене традиционных материалов на композиты // Новые материалы и технологии в машиностроении. 2017. № 26. С. 37.
= НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ =

УДК 629.3.027

РАЗРАБОТКА ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПОДРЕССОРИВАНИЯ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ НА ОСНОВЕ РАЗЛИЧНЫХ ЗАКОНОВ УПРАВЛЕНИЯ

© 2021 г. З. А. Годжаев¹, В. А. Кузьмин^{1,*}, Т. З. Годжаев¹

¹ Федеральный научный агроинженерный центр ВИМ, Москва, Россия *e-mail: Kuzmin.viktor92@mail.ru

> Поступила в редакцию 16.06.2021 г. После доработки 11.08.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

В настоящей статье рассмотрена разработка гидравлической системы подрессоривания транспортных средств на основе различных законов управления. Представлены два подхода к разработке алгоритма управления для нелинейных систем. В одном подходе используется метод наименьших квадратов для расчета параметров контроллера линеаризованной модели динамической системы. В другом подходе применяется нейронная сеть типа многослойный перцептрон, используемая для моделирования и оценки фактических параметров нелинейной системы. Основная идея заключается в том, чтобы показать, как применяется оценка фактических параметров из нелинейной обучаемой нейронной модели в контроллере линеаризованной модели с расчетом в режиме реального времени.

Ключевые слова: система подрессоривания, активная система подрессоривания, гидравлическая рессора, контроллер системы подрессоривания, математическая модель, нейронные сети

DOI: 10.31857/S0235711921060080

Создание новых перспективных транспортных средств – одна из приоритетных задач современной науки о машинах [1–4]. Важным узлом колесных и гусеничных машин является система подрессоривания [5–8].

В настоящей статье ставится задача построения устройства, в котором можно реализовывать различные подходы к управлению гидравлической системой подрессоривания.

Рассматриваемая гидравлическая система подрессоривания транспортных средств представляет собой совокупность двух резервуаров (рис. 1). Гидравлическую рессору (рис. 1а), можно представить как схему гидравлической системы (рис. 1б).

На рис. 1: $h_1(t)$, м — уровень воды в цилиндрическом резервуаре; $h_{1\max}(t)$, м — максимальный уровень воды в цилиндрическом резервуаре; $h_2(t)$, м — уровень воды в сферическом резервуаре; $h_{2\max}(t)$, м — максимальный уровень воды в сферическом резервуаре; $M_1(t)$, кг/с — массовый приток в цилиндрический резервуар; $M_2(t)$, кг/с — массовый приток в сферический резервуар; $M_3(t)$, кг/с — массовый отток из сферического резервуара; $M_{Z1}(t)$, кг/с — изменение массы в цилиндрическом резервуаре; $M_{Z2}(t)$, кг/с изменение массы сферического резервуара; $u_1(t)$ — функция входа для массового изменения в цилиндрического резервуаре; S, м² — площадь дна цилиндрического резер-



Рис. 1. Гидравлическая рессора – (а); модель гидравлической системы – (б).

вуара; S_1 , м² – площадь выходного отверстия цилиндрического резервуара; R, м – диаметр сферического резервуара; S_2 , м² – площадь выходного отверстия сферического резервуара.

Для изменения уровней $h_1(t)$ и $h_2(t)$ в соответствии с [11] предполагается

$$\rho S \frac{dh_1(t)}{dt} = M_1(t) - M_2(t) + M_{z1}(t),$$

$$\rho \pi (2Rh_2(t) - h_2^2(t)) \frac{dh_2(t)}{dt} = M_2(t) - M_3(t) + M_{z2}(t),$$

где ρ – плотность жидкости, кг/м³.

Массовый расход $M_1(t)$, $M_2(t)$ и $M_3(t)$ можно описать уравнениями

$$M_1(t) = k_{v1}f(u_1(t))M_{1\max}, \quad M_2(t) = \rho S_1 \sqrt{2gh_1(t)}, \quad M_3(t) = \rho S_2 \sqrt{2gh_2(t)},$$

где k_{V1} – константа входного отверстия цилиндрического резервуара, а $f(u_1(t))$ – характеристическая функция клапана V_1 .

Массовый прирост $M_1(t)$ зависит от значения $u_1(t) \in [0,1]$ М_{1max}.

Пусть функция $f(u_1(t))$ будет линейной. Тогда уравнение для массового прироста можно записать как

$$M_1(t) = k_{v1}u_1(t)M_{1\,\text{max}}$$

Уравнение (1), описывает динамику изменения взаимодействия в двух резервуарах [12]

$$\frac{dh_{l}(t)}{dt} = \frac{k_{vl}u_{l}(t)M_{1\max} - \rho S_{1}\sqrt{2gh_{l}(t)} + M_{zl}(t)}{\rho S},$$

$$\frac{dh_{2}(t)}{dt} = \frac{\rho S_{1}\sqrt{2gh_{l}(t)} - \rho S_{2}\sqrt{2gh_{2}(t)} + M_{z2}(t)}{\rho \pi (2Rh_{2}(t) - h_{2}^{2}(t))},$$
(1)

где g – ускорение свободного падения, м/с².

Рассмотрим классический подход к расчету оптимизационной функции управления. Цель управления — снижение уровня вибронагруженности транспортного средства за счет изменения давления (уровня жидкости во втором резервуаре) в гидрорессорах системы подрессоривания. На входе мы имеем объемно-габаритные, массовые характеристики гидрорессоры, функцию, имитирующую неровности дорожного покрытия (белый шум). Выходом системы является уровень жидкости во втором резервуаре.

Расчет оптимизационной функции управления для *k*-го шага (являющегося шагом дискретизации) можно рассматривать как

$$J(k) = \sum_{j=N_1}^{N_2} e^2(k+j/k) + \sum_{j=1}^{N_u} \lambda \Delta u^2(k+j/k),$$
(2)

где $N_1 \ge 1$, $N_2 \ge N_1$, $1 \le N_u \le N_2$, λ – это положительный весовой коэффициент, $e\left(k + \frac{j}{k}\right) = \hat{y}\left(k + \frac{j}{k}\right) - r\left(k + \frac{j}{k}\right)$ это ошибка предсказания, $\hat{y}\left(k + \frac{j}{k}\right)$ – это прогнозируе-

мое выходное значение системы и $r\left(k+\frac{j}{k}\right)$ – это требуемое значение выхода системы [7].

С помощью модификации стандартного блока нелинейной модели Matlab/Simulink (Nonlinear ARX Model) можно получить модель авторегрессивного интегрального скользящего среднего (или модель Бокса–Дженкинса), которую можно использовать в формировании алгоритма управления, эта функция представлена в формуле (3) [12, 13]

$$A(q^{-1})y(k) = B(q^{-1})u(k-1) + \frac{C(q^{-1})}{\Delta}\xi(k),$$
(3)

где, $A(q^{-1}), B(q^{-1}), C(q^{-1})$ являются многочленами оператора задержки q^{-1}

$$A(q^{-1}) = 1 + a_1 q^{-1} + a_2 q^{-2} + \dots + a_{na} q^{-na},$$

$$B(q^{(-1)}) = b_0 + b_1 q^{(-1)} + b_2 q^{(-2)} + \dots + b_{nb} b q^{(-nb)},$$

$$C(q^{(-1)}) = 1 + c_1 q^{(-1)} + c_2 q^{(-2)} + \dots + a_{nc} c q^{(-nc)}.$$

В уравнении (3) $\xi(k)$ – белый шум с нулевым средним и $\Delta = 1 - q^{-1}$.

Для проверки разработанного алгоритма управления разработана имитационная модель [8, 13]. Параметрами имитационной модели гидросистемы являются: $M_{1max} = 4900$ Hm; $h_{1max} = 6$ m; S = 7.07 m²; $S_1 = 0.0314$ м²; R = 1.5 m; $S_2 = 0.0314$ м²; $\rho = 1000$ кг/м³.

Для расчета параметров линеаризованной модели использовался метод наименьших квадратов, который соответствует фактическому значению выходной функции $h_2(t)$. Таким образом, можно получить полиномы $A(q^{-1})$ и $B(q^{-1})$ дискретной модели авторегрессивнного интегрального скользящего среднего (6). Порядок расположения полиномов дискретной модели принимается na = 2, nb = 2 и nc = 0.

Ограничения для значения контрольного сигнала принимаются в соответствии с областью допустимых значений $u_1(t) \in [0,1], h_2(t) \in [0,3]$. Весовые коэффициенты значения управляющего сигнала $\Delta u(t) - \lambda = 0.1$.

На выходе системы возникают помехи в виде белого шума, имитирующие погрешность измерения. Также на систему действуют величины M_{Z1} и M_{Z2} . Значение $M_{Z1} = 500$ Нм в период времени 2500–3500 с. Значение $M_{Z2} = 200$ Нм в период времени 6500–7500 с.

Результат ref(t) — целевое значение зависимости изменения высоты h_2 от времени и выходной функции системы $h_2(t)$ с использованием алгоритма управления приведен на рис. 2.

Далее представим подход к формированию функции управления на основе нейронной модели. Рассмотрим алгоритм управления нелинейной системой (гидравлическая система подрессоривания, состоящая из двух резервуаров). Система состоит из управляемой нелинейной гидравлической системы, описываемой уравнениями (1), ней-



Рис. 2. Отслеживание ref(t) выходной функции $h_2(t)$.

ронной модели и управляющего контроллера. Поскольку алгоритму управления требуются параметры линейной модели динамической системы, в настоящей статье проводится расчет матрицы весовых коэффициентов динамической модели. Параметры и критерии оптимизации контроллера определяются функцией минимизации изменения высоты в резервуаре от целевого значения высоты (2) [7, 14, 15].

Выходом системы является уровень воды во втором резервуаре $y(t) = h_2(t)$. Рассматривается модель нейронной системы с четырьмя входами и шестью нейронами в скрытом слое. Функции активации в скрытом слое являются тангентсальными (*гипер*-



Рис. 3. Сравнительная оценка целевого значения выхода системы $h_{2ref}(t)$ и фактического значения $h_2(t)$.

болический тангенс, определяемый функцией $f(x) = \text{th } x = \frac{2}{1 + e^{-2x}} - 1)$ функциями, а в выходном слое выбрана линейная функция [15, 16].

Представим результаты оценки (оценка производилась по критерию минимизации расхождений между целевым значением функции и фактическим, полученным в результате моделирования) параметров системы из автономной обучаемой нейронной модели и их применение в алгоритме управления для нелинейной системы взаимодействия двух резервуаров (1).

Результаты использования обучаемой нейронной модели показаны на рис. 3. На графике (рис. 3) сравниваются целевой выход системы $h_{2ref}(t)$ и фактический выход системы $h_2(t)$.

Заключение. На основании изложенного можно утверждать следующее. Если математическая модель динамической системы неизвестна, то целесообразно использовать подход, основанный на нейронной модели. В настоящей статье нейронная модель обучена как одноступенчатый перцептрон, соответствующий нелинейной системе. После обучения такую модель можно использовать для *on-line* оценки параметров системы. Полученные параметры системы были использованы для решения задачи оптимизации алгоритма управления. В противном случае (если математическая модель динамической системы известна), более эффективна будет работа классической модели формирования управляющего сигнала.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Ганиев Р.Ф. О современном состоянии и перспективах развития ИМАШ РАН // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2014. № 3. С. 11.
- 2. Глазунов В.А., Филиппов Г.С., Ганиев Р.Ф. Актуальные проблемы машиноведения и пути их решения. Волновые и аддитивные технологии, станкостроение, роботохирургия // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 16.
- 3. Ганиев Р.Ф., Глазунов В.А. Перспективы теории машин в связи с развитием современного машиностроения // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2015. № 5 (218). С. 3.
- 4. Ганиев Р.Ф., Глазунов В.А. Актуальные проблемы машиноведения и пути их решения // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2015. № 11. С. 1.
- 5. Kotiev G.O., Stadukhin A.A., Kositsyn B.B., Miroshnichenko A.V. Determination of mechanical characteristics of high-speed tracked vehicles traction motor with individual drive wheels // Journal of Physics: Conference Series. 2019. C. 1177.
- Крайнев А.Ф. Механизмы машин. Функция, структура, действие. М.: Изд. дом "Спектр". 2016. 176 с.
- 7. *Oledzki A.A.* New kind of impact damped-from Simulation to Real Design // Mechanism and machine Theory. 1981. P. 247.
- 8. *Randall S.E., Haldsted D.M., Taylor D.L.* Optimum vibration absorbers for linear damped systems. ASME // Journal of Mechanical Design. 1981. V. 103. № 4. P. 908.
- 9. *Shibata K., Shinohara H., Kurokawa H.* Study on the damping of Magnetic Vibration-Proof Device // Japan society of precision engineering. 1984. P. 337.
- 10. *Soom A*. Ming-san-Lee optimal Design of Linear and Nonlinear Vibration Absorbers for Damped System // ASME. 1983. V. 105. № 1. P. 112.
- 11. Кузьмин В.А., Федоткин Р.С., Крючков В.А. Искусственная нейронная сеть для обоснования параметров ходовых систем тракторов // Сельскохозяйственные машины и технологии. 2017. № 4. С. 24.

- 12. *Попов Д.Н.* Динамика и регулирование гидро- и пневмосистем. М.: Машиностроение, 1987. 232 с.
- Прогнозирующий контроллер нейронной сети в Simulink-MATLAB & Simulink [Электронный pecypc]. URL: https://www.mathworks.com/help/deeplearning/ug/design-neural-networkpredictive-controller-in-simulink.html
- 14. *Иванович Г.В., Владимировна А.Е.* Два подхода к обучению радиально-базисных нейронных сетей при решении дифференциальных уравнений в частных производных // Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки. 2007. № 2. С. 56.
- 15. Башта Т.М. Гидропривод и гидропневмоавтоматика. Учебник для вузов. М.: Машиностроение, 1972. 242 с.
- 16. Шеховцов В.В. и др. Стенд с гидравлическим замыканием силового контура для испытания силовых передач колесных и гусеничных машин // Современные наукоемкие технологии. 2013. № 2. С. 55.

АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 621.9.01

УПРАВЛЕНИЕ РЕСУРСОМ РАБОТЫ ПИЛЬНОГО БЛОКА С ПЛОСКИМ ВРАЩАТЕЛЬНО-ПОСТУПАТЕЛЬНЫМ ДВИЖЕНИЕМ ПИЛЬНЫХ ПОЛОТЕН

© 2021 г. М. А. Блохин^{1,*}, Э. Ю. Грачёва¹, И. И. Павлова¹

¹ Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия *e-mail: hornet10@yandex.ru

> Поступила в редакцию 01.04.2021 г. После доработки 07.06.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

Статья посвящена проектированию и инженерному расчету надежности и долговечности (выносливости) нового вида распиловочного оборудования с плоским вращательно-поступательным движением пильных полотен. Представленное принципиальное конструкторско-технологическое решение является особенно актуальным при переработке древесины (заготовок) в местах временного складирования кругляка или непосредственно на лесосеке. В статье представлен современный инженерный подход с использованием программного обеспечения *Solid Works, ANSYS, NX Siemens*, а также конструкторские решения вариантов основных деталей пильного блока с расчетом их долговечности и надежности.

Ключевые слова: многопильный блок, многопильный модуль, динамический баланс, прочность, предел выносливости (ресурс)

DOI: 10.31857/S0235711921060031

В настоящее время существует несколько принципиальных схем оборудования, предназначенного для распиловки бревен или брусьев на доски, паркет, ламель. Это – лесорамы различных модификаций с возвратно-поступательным движением пильной рамки; круглопильное оборудование с дисковыми пилами; ленточнопильное оборудование с пильным полотном в виде замкнутой ленты. Они характеризуются как отдельными преимуществами друг перед другом, так и присущими им недостатками.

В процессе эволюции и совершенствования лесопильного оборудования разработчиками и изобретателями рассматривалась схема, так называемой "коленчатой" пилы [1—9], поскольку концы полотен предполагалось размещать на шейках коленчатых валов. Пространственное расположение шести шеек коленчатого вала (рис. 1) отличалось углом 60° последовательно и относительно друг друга, что предполагало начало пиления каждым полотном сразу же после выхода предыдущего из рабочего процесса.

При этом обеспечивался динамический баланс всего многопильного блока (далее – блок) с отсутствием инерционных сил в его опорных узлах, плавностью самого процесса пиления. При этом сила резания, в любой момент времени, была направлена вниз, обеспечивая прижим заготовки к подающему вальцу.

Представленная схема (рис. 1) привлекала компактностью, малой металлоемкостью, отсутствием фундамента, а также короткими полотнами, обладающими повышенной жесткостью (устойчивостью) в плоскости их наибольшей жесткости [10, 11].

Главным сборочным узлом оборудования является многопильный блок, состоящий из шести многопильных узлов (модулей), обеспечивающих его динамический баланс



Рис. 1. Принципиальная схема многопильного блока с плоским вращательно-поступательным движением пильных полотен.

без дополнительных корректирующих элементов. При этом количество и номенклатура выпускаемого пиломатериала соответствует принятым стандартам. Повышенная жесткость полотен позволяет получать пиломатериал с малой разнотолщинностью, что обеспечивается отрицательной обратной связью сил подачи узла резания и сил противодействия пилению. При этом процесс распиловки характеризуется малым энергопотреблением, поскольку в любой момент времени распиловка ведется одним пильным узлом (пильным модулем), каждый из которых может быть снабжен одним, двумя или тремя полотнами. Батарейный способ (метод) получения пиломатериала практически исключает его крыловатость, т.е. его продольное спиральное искривление. Упомянутый положительный эффект является результатом практического отсутствия внутренних напряжений в полученном пиломатериале.

Специалисты по деревопереработке древесины смогут найти еще достаточно много позитивных отличительных черт и свойств разработанного оборудования при сравнении с оборудованием аналогичного функционального назначения [12–17].

По совокупности технико-экономических показателей созданный станок, в котором устанавливается указанный многопильный блок, стоит первым в линейке лесоперерабатывающего оборудования аналогичного функционального назначения.

Характер и особенности плоского вращательно-поступательного движения полотен в составе многопильного модуля выдвигают определенные требования к его габаритно-массовым характеристикам, что, в свою очередь, вызывает необходимость проведения инженерного расчета, обеспечивающего повышенную производительность оборудования, гарантированную надежность и долговечность (ресурс), а также безопасность его эксплуатации.

Рабочая схема конструкции блока (рис. 2) явилась результатом работ по изучению динамических характеристик полотен, резонансов собственных и параметрических колебаний самих пильных модулей, особенностей проектирования подшипниковых



Рис. 2. Пильный блок станка с плоским вращательно-поступательным движением полотен.

узлов многопильных модулей (далее – модулей), а также результатом решения других сопрягаемых задач [18–25].

Конструкция блока (рис. 2) имитирует принципиальную схему "коленчатой" пилы, где 1 – пильные полотна, 2 – верхний шарнирный узел с элементами подвижной фиксации 3 пильного полотна и корректирующей массой, 3 – упругие элементы узла подвижной фиксации, 4 – нижний шарнирный узел с элементами крепления пильного полотна и корректирующей массой, 5 – боковая стойка, 6 – шкив нижнего вала, 7 – верхний вал, 8 – нижний вал, 9 – подшипниковые опоры валов, 10 – эксцентрик, 11 – болт регулировочный, 12 – элементы фиксации эксцентриков на валах 7, 8.

Модули, состоящие из основных деталей 1, 2, 3, 4 устанавливаются на шлицевые валы 7, 8, которые своими концами входят в подшипниковые опоры 9. Натяжение полотен осуществляется в результате подъема верхнего вала. Верхний вал вместе с верхними шарнирами модулей поднимается болтами 11, расположенными на стойках 5, обеспечивая необходимое усилие натяжения $F_{\rm H}$ полотен. Стойки 5 крепятся к основанию (не показано).

Перепозиционирование модулей на валах блока осуществляется винтовыми механизмами 12 с их фиксацией относительно подшипниковых опор. При этом между эксцентриками модулей устанавливаются распорные кольца (не показано) необходимого размера.

Подача крутящего момента от шкива 6 нижнему валу также обеспечивает вращение верхнего вала с частотой ω , поскольку осуществляется передача крутящего момента от нижнего вала полотнами модулей, отличающихся друг от друга на 60° по их угловому расположению на валах.



Рис. 3. Расчетная схема нагрузки нижнего вала пильного блока, закрепленного по шарнирной схеме. Эпюры силовых факторов: *F*_H – максимальная сила натяжения полотен; *M*_{Kp} – крутящий момент на шкиве нижнего вала; *F*_H – сила натяжения ременной передачи.

Общая величина силы натяжения трех полотен $F_{\rm H}$ одного модуля находится в пределах 750–2000 H, а их суммарная сила резания $F_{\rm p} = 400-700$ H. Разброс величины сил резания объясняется различной твердостью обрабатываемого материала, количеством установленных в модуле полотен, выбранной величиной подачи полотен на один оборот, связанной с величиной шероховатости обработанной поверхности, и иными особенностями.

Определение предела выносливости. Известно, что прочность (выносливость) при напряжениях, переменных во времени, существенно зависит от числа циклов, но мало зависит от частоты изменения напряжений во времени [25].

Расчет напряженно-деформированного состояния нижнего вала (рис. 3), как самого нагруженного, проводился эмпирически и с использованием программных комплексов ANSYS и NX Siemens.

По результатам расчетов определялись значения эквивалентных напряжений в зонах максимальных моментов сил. В качестве целевой функции максимизировалась выносливость вала (число циклов), определяемая по стандартным формулам расчета на выносливость. При этом в точках 1 и 6 углы прогибов вала, под действием сил натяжения полотен $F_{\rm H}$, выходили за пределы допустимых величин и тогда разворот шарниров в плоскости валов приводил к появлению колебаний полотен в плоскости их наименьшей жесткости.

С целью снижения прогибов валов и повышения предела их выносливости была предложена схема закрепления концов валов пильного блока, представленная на рис. 4.

Управление величиной выносливости. В качестве управляющих параметров выносливости нижнего вала блока были приняты варьируемые расстояния между внутренними опорными подшипниками в точках *B* и *C* (рис. 4), где "а" – расстояние между опорами *B* и *C*.

Результаты расчета представлены в табл. 1 и на рис. 5.

Отметим, что прогибы валов в точках 2 и 5, выполненных по схеме на рис. 4, в 2.5—3 раза меньше прогибов валов, выполненных по схеме на рис. 3. Расчетный диаметр вала составляет величину 55 мм, а диаметр концовиков равен 45 мм.

Параметры вала (рис. 4), приняты и использованы в конструкции модернизированного блока, представленного на рис. 6.



Рис. 4. Расчетная схема нагрузки нижнего вала пильного блока с концовиками, закрепленными по схеме заделки. Эпюры силовых факторов: *F*_H – максимальная сила натяжения полотен, *M*_{Kp} – крутящий момент на шкиве нижнего вала; *F*_{II} – сила натяжения ременной передачи.



Рис. 5. Зависимости ресурса нижнего вала от изменения расстояния между точками *B* и *C* опорных узлов нижнего вала пильного блока.

Необходимо отметить, что условный предел выносливости определяют, как значение максимального напряжения, которое может выдержать образец при заданном заранее количестве циклов. Для легированных сталей $N = 10^8$ [25].

На рис. 6 представлен блок, который по своим характеристикам позволяет вести распиловку заготовок с максимальными размерами пиломатериала в соответствии с ГОСТ 24454-80, где ширина доски не превышает 275 мм.

Дополнительным фактором повышения выносливости валов пильного блока является снижение силы натяжения полотен $F_{\rm H}$ в самом модуле (рис. 7), что автоматически

Таблица 1. Зависимость предела выносливости *N* вала от изменения расстояния между внутренними опорными подшипниками (рис. 4)

	-	12 ,					
Вариант	Расстояние между В и С, мм	Расстояние между А и В, мм	<i>R</i> _{<i>A</i>} , H	<i>R<u></u>_B</i> , H	<i>R_C</i> , H	<i>R<u></u>_D, Н</i>	Ресурс (<i>N</i> – число циклов)
1	646	132	6731	12731	12737	6803	9.163×10^{7}
2	596	132	4664	10665	10670	4755	1.722×10^{9}
3	546	132	3292	9293	9297	3407	4.75×10^{10}



Рис. 6. Пильный блок с оптимизированными геометрическими параметрами валов.

ведет к снижению напряжений в обоих валах. При этом сохраняется условие устойчивости плоской формы полотна [25], зависящей от изгибающего момента сил, действующего во фронтальной плоскости пильного полотна (рис. 7)

$$M_{\rm Kp} \le M = F_{\rm H} Z,\tag{1}$$

где Z – величина, которая определяется положением многопильного модуля в пространстве.

Границу потери устойчивости полотна при его внецентренном растяжении можно найти из соотношения

$$M_{\rm kp} = \frac{\pi}{l} \sqrt{EJ_1 GJ_2},\tag{2}$$

где E — модуль упругости, при этом $G = 0.5E(1 + \mu)$, где $\mu = 0.3$; $GJ_2 = = [0.5E(1 + + \mu)]\beta h^3 b$ — жесткость на кручение, где $\beta = b/h = 0.33$ (b и h — ширина и толщина полотна); $EJ_1 = E\left[h^3 b \frac{1}{12}\right]$ — жесткость полотна на изгиб в направлении, перпендикулярном к плоскости внешних моментов; ℓ — длина полотна.



Рис. 7. Многопильный модуль с плоским вращательно-поступательным движением пильных полотен: *1* – верхний корпус, *2* – эксцентрик, *3* – подшипник, *4* – пильное полотно, *5* – линия межзубовых впадин, *6* – линия натяжения полотна, *7* – крепеж, *8* – нижний корпус, *9* – нижний вал, *10* – пальцы, *11* – упругие элементы, *12* – верхний вал, *13* – заготовка, *v* – скорость подачи заготовки в зону резания; (а) – режим холостого хода; (б) – режим резания; (в) – вид сбоку.

Устойчивый процесс резания (рис. 76) достигается созданием отрицательной обратной связи суммарных сил подачи $\sum F_{1,2}$ и сил противодействия $\sum f$, когда силы противодействия располагаются за линией 6, соединяющей точки приложения сил подачи F_1 и F_2 , т.е. оси верхнего 12 и нижнего 9 валов.

Отрицательная обратная связь делает систему самокорректирующейся в случае, когда внецентренное растяжение полотен $Z = 0.5b + h_3$ увеличено на эксцентриситет вращения *е* модуля, что соответствует расстоянию между осью вала *12* и осью подшипника *3*, установленного на эксцентрике *2*, а также расстоянию между осью вала *9* и осью соответствующего подшипника *3*. Таким образом, внецентренное растяжение полотен $Z \ge 0.5b + h_3 + e$ (рис. 76) обеспечивает устойчивый процесс с наименьшей разнотолщинностью получаемого пиломатериала.

Однако сохранение формы полотна в плоскости его наибольшей жесткости (рис. 7в) также определяется зависимостью, возникающей в положении холостого хода многопильного модуля (рис. 7а) при Z = 0.5b + h + 2e. Принимая во внимание специфику процесса пиления и выноса продуктов резания из пропила необходимо учесть особенности внецентренного растяжения пильных полотен. Продукты резания в межзубовых впадинах при "вращении" пильного полотна перемещаются от верхних впадин в нижние. Наибольшее их количество сосредотачивается в межзубовых впадинах нижней части полотен, что повышает сопротивление продвижению полотна в рабочем режиме.

Для сохранения частоты собственных колебаний полотен (резонанса), обусловленных их внецентренным растяжением, целесообразно уменьшить величину их внецентренного растяжения в верхней части и увеличить в нижней [26]. Внецентренные растяжения верхней $Z_{\rm B}$ и нижней $Z_{\rm H}$ частей полотен определяются выражениями: $Z_{\rm B} = 4b + h_3 + e$ и $Z_{\rm H} = 0.75b + h_3 + 2e$, соответственно, с учетом распределенных сил противодействия процессу пиления вдоль полотна.

Учитывая соотношения (1) и (2) возникает возможность определения минимальной силы F_{\min} внецентренного натяжения пильного полотна

$$F_{\min} = \frac{\pi}{\ell(0.5b + h_3 + 2e)} \sqrt{EJ_1 GJ_2}.$$
 (3)

Варьируя параметрами пильного полотна (b, h, ℓ, h_3 , — ширина, толщина, длина полотна, высота зуба полотна соответственно) достигается приемлемое значение величины натяжения полотен. При этом учитывается и радиус вращения любой точки модуля: e — эксцентриситет вращения.

Результатом настоящего исследования является факт возможности варьировать величиной выносливости валов схематично аналогичных конструкций с концовиками, закрепленными по схеме заделки (рис. 6).

Величина выносливости валов, при найденном рациональном расстоянии между внутренними опорными подшипниками валов пильной рамки, для представленной конструкции, увеличилась в 30 раз по сравнению с традиционной схемой закрепления концовиков валов по шарнирной схеме.

Предложенное решение снижения сил натяжения полотен обеспечивает одновременное повышение ресурса (выносливости) модуля (рис. 7) на 25–35% с соответствующим увеличением ресурса подшипников модулей и подшипников опорных узлов блока.

Конструктивные особенности усовершенствованного блока [26] позволяют вести распиловку заготовок в автоматизированном режиме перепозиционирования пильных модулей на его валах с организацией выпуска пиломатериала заданной номенклатуры без предварительной сортировки заготовок по диаметрам (характерным размерам).

Уменьшение силы натяжения полотна: 1) снижает в 2–3 раза энергопотребление модуля при его холостом "вращении"; 2) снижает общую потребляемую мощность блока на 15–25%.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Работа велась за счет личных средств разработчиков.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

БЛАГОДАРНОСТЬ

Авторы выражают благодарность сотрудникам кафедры РК5 МГТУ им. Н.Э. Баумана (Россия, Москва), принимавшим участие в прочностных расчетах узлов создаваемого оборудования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Андрианов В.В., Журиков В.Ф., Кучкина Н.П., Матвеева М.В. СССР Свидетельство на изобретение 288278, В27В 3/10, 1969.
- 2. John W. McGehee. США Патент 3929048, reciprocating gang saw, B27B 3/00. 1975.
- 3. Бартошевич Ю.К. СССР Свидетельство на изобретение 146019, В27В 15/04, 1962.
- 4. Буйнов Р.И. РФ Патент 1771443, В27В 3/00, 1992.
- 5. Шабалин Н.Ф. РФ Патент 2058884, В27В 3/10, 1996.
- 6. Гузиков В.А., Митюшин А.В., Страхов А.В. РФ Патент 2060873, B27B 3/00, 1996.
- 7. Huvi R., Heikki V. Финляндия Патент 3,929,048. В27В 3/00, 1975.
- 8. Акпанбетов С.Б. РФ Патент 2058884, В27В 3/26, 1993.
- 9. Фонкин В.Ф. СССР Свидетельство на изобретение 1068283: B27B 3/12, 1982.
- 10. Белкин А.Е., Гаврюшин С.С. Расчет пластин методом конечных элементов. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2003. 151 с.
- 11. Гаврюшин С.С., Барышникова О.О., Борискин О.Ф. Численный анализ элементов конструкций машин и приборов. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. 479 с.
- 12. *Гаврюшин С.С., Прокопов В.С., Блохин М.А.* Разработка методики численного анализа динамических характеристик многопильного станка с круговым поступательным движением дереворежущих полотен // Вестник МГТУ. Машиностроение. 2010. № 4 (81). С. 108.
- 13. Гаврюшин С.С., Блохин М.А., Фунг В.Б. Анализ лесопильного станка с использованием виртуальной математической модели // Наука и образование. 2014. № 12. С. 128.
- 14. Фуне В.Б., Дане М.Х., Гаврюшин С.С. Разработка математической модели для процесса управления жизненным циклом многопильного станка нового типа // Наука и образование. 2017. № 2. С. 87.
- 15. Фунг В.Б. Автоматизация и управление процессом принятия решений при многокритериальном проектировании пильного блока лесопильного станка: Дис. ... канд. техн. наук. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2017. 157 с.
- 16. Прокопов В.С. Разработка методики численного анализа динамических характеристик многопильного станка с круговым поступательным движением дереворежущих полотен [Текст]: Дисс. ... канд. техн. наук: М., 2013. 206 с.
- 17. *Блохин М.А.* Мехатроника и робототехника в лесопильном оборудовании // Вестник машиностроения. 2019. № 8. С. 33.
- Phuong B.V., Gavriushin S.S., Minh D.H., Binh P.V., Duc N.V. Application of a novel model "Requirement-Object-Parameter" for design automation of complex mechanical system // Advances in Intelligent Systems and Computing. 2020. T. 1127 AISC. C. 375.
- 19. Гаврюшин С.С., Николаева А.С. Метод смены подпространства управляющих параметров и его применение к задачам синтеза нелинейных деформируемых осесимметричных тонкостенных конструкций // Известия Российской академии наук. Механика твердого тела. 2016. № 3. С. 120.
- Eremeykin P.A., Zhargalova A.D., Gavriushin S.S. A software system for thin-walled parts deformation analysis // Advances in Intelligent Systems and Computing. 2018. T. 658. C. 259.
- 21. *Гаврюшин С.С.* Элементы управляемой упругой деформации для функциональных устройств робототехнического оборудования // Мехатроника. 2000. № 5. С. 16.
- 22. Gavriushin S.S. Nonlinear analysis of elastic thin-walled shell structures // Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation. 2002. T. 7. № 4. C. 223.
- 23. Еремейкин П.А., Жаргалова А.Д., Гаврюшин С.С. Расчетно-экспериментальная оценка технологических деформаций при "мягких" режимах токарной обработки тонкостенных деталей // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). 2018. Т. 20. № 1. С. 22.
- 24. Galakhar A.S., Gavryushin S.S. Defining the assigned useful life of operational facilities taking into account the safe operation index // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2018. V. 47. № 4. C. 345.
- 25. Валиашвили Н.В., Гаврюшин С.С. Сопротивление материалов и конструкций: учебник для академического бакалавриата. М.: Издательство Юрайт, 2017. 429 с.
- 26. Блохин М.А., Гаврюшин С.С. РФ Патент 2647274, 2016.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

УДК 620.186

УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССАМИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ (НА ПРИМЕРЕ СПЛАВА ОТ4-1) С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МОДЕЛИРОВАНИЯ РЕОЛОГИИ И РЕЖИМОВ ДЕФОРМИРОВАНИЯ

© 2021 г. П. А. Петров¹, Нгуен Хань Тоан¹, И. А. Бурлаков², Р. Ю. Сухоруков^{3,*}

¹ Московский политехнический университет, Москва, Россия ² Производственный комплекс "Салют" АО "ОДК", Москва, Россия ³ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail:ryusukhorukov@gmail.com

> Поступила в редакцию 19.07.2021 г. После доработки 11.08.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

В статье представлены результаты определения реологической модели титанового сплава OT4-1 путем осадки образцов со скоростями деформации $\dot{\varepsilon} = 10^{-1}$, 10^{-2} и 10^{-3} с⁻¹ на воздухе при постоянной температуре в изотермических условиях в температурном интервале 20–800°C с применением эмпирической модели, предложенной Хензелем-Шпиттелем. Показана корректность найденной зависимости по результатам ее применения для моделирования программой QForm 9.0.8 процессов осадки с кручением и без кручения цилиндрических образцов из сплава OT4-1.

Ключевые слова: титановый псевдо α-сплав ОТ4-1, кривая текучести, испытание на сжатие, эмпирическая модель Хензеля—Шпиттеля, осадка с кручением

DOI: 10.31857/S0235711921060134

Особенности свойств титана и его сплавов определяют его широкое применение в машиностроении. Однако более широкое использование во многих отраслях промышленности сдерживается необходимостью более систематизированной информации, касающейся процессов изготовления заготовок пластической деформацией. Весьма ограничены возможности холодной деформации титановых сплавов [1]. Даже малолегированные сплавы имеют пластичность в 2–3 раза меньшую, чем нержавеющие стали. Вместе с тем даже незначительный нагрев существенно снижает сопротивление деформированию и повышает пластичность. Кроме того, титановые сплавы чувствительны к скорости деформирования. Высокие скорости заметно сокращают их деформируемость и снижают качество получаемых полуфабрикатов. Ошибки, допущенные при их горячей деформации невозможно исправить термической обработкой, т.к. титановые сплавы нельзя закалить и отпустить с кардинальной переработкой структуры и свойств [2]. Поэтому при разработке технологических процессов для назначения корректных режимов пластического формообразования необходимы реологические модели материалов, позволяющие максимально точно моделировать процессы, например, программой OForm. Настоящая статья посвящена созданию реологической модели титанового α-сплава OT4-1, широко применяемого для изготовления узлов и деталей, длительно работающих при температурах до 300°С.



Рис. 1. Исходный образец титанового сплава ОТ4-1 (а) и образцы после осадки (б).



Рис. 2. Структура исходного образца титанового сплава ОТ4-1.

Целью настоящей статьи является определение кривых текучести титанового сплава ОТ4-1 деформацией сжатием при комнатной и повышенных температурах, необходимых для моделирования методом конечных элементов формообразующих операций.

В процессе исследования необходимо было решить следующие задачи: 1) изготовить и осуществить осадку образцов при комнатной и повышенных температурах; 2) построить эмпирическую модель сопротивления титанового сплава OT4-1 деформации; 3) выполнить моделирование процесса осадки заготовок с кручением и без кручения с учетом найденной эмпирической модели; 4) осуществить осадку заготовок с кручением и без кручения из сплава OT4-1; 5) выполнить анализ полученных данных и осуществить корректировку кривой текучести.

Материалы и методы исследования. В качестве исследуемого материала был выбран титановый сплав OT4-1, химический состав которого, % (мас.): Al - 1.0-2.5; Mn - 0.7-2.0; C - 0.10; Fe - 0.30; Si - 0.15; Zr - 0.30; O₂ - 0.15.

Для получения реологической модели с применением электроэрозии были изготовлены цилиндрические образцы диаметром и высотой 10 мм (рис. 1a).

Структура исходного сплава представляет собой равноосные зерна величиной 5–10 мкм (рис. 2). Температура полиморфного превращения $t_{nn} = 930^{\circ}$ С, температура начала и конца рекристаллизации равна 720 и 840°С соответственно [2].

Испытания провели на универсальных испытательных машинах моделей LFM250 при температуре 20°С и LFM50 при температурах 300, 400, 600 и 800°С. Испытания проводились со скоростями деформации $\dot{\varepsilon} = 10^{-1}$, 10^{-2} и 10^{-3} с⁻¹ на воздухе при постоянной температуре в изотермических условиях без применения смазки. Образцы после осадки показаны на рис. 1. Скорость деформации поддерживалась постоянной за счет перемещения траверсы по рассчитанным в соответствии с формулой (1) значениям [3], которые задавались контроллеру испытательной машины.

$$S_i = h_0 - \exp\left(-\dot{\varepsilon}_i t\right) h_0 \tag{1}$$



Рис. 3. Зависимость напряжения титанового сплава ОТ4-1 от деформации и температуры.

где S_i — перемещение траверсы испытательной машины; $\dot{\varepsilon}$ — скорость деформации; t — время; h_0 — исходная высота образца исследуемого материала.

Моделирование. Для моделирования процесса осадки с кручением был применен программный комплекс QForm 9.0.8 [4] со следующими исходными данными: обрабатываемый материал – титановый сплав OT4-1 с использованием найденной реологической модели; материал инструмента – сталь 5ХНМ; температура заготовки – 300°С; температура инструмента – 300°С; фактор трения – 0.8; скорость перемещения инструмента – 2 мм/сек.; угол поворота пуансона – 0 и 360°.

Обсуждение результатов. Полученные испытанием на сжатие зависимости напряжения текучести от величины и скорости деформации при различных температурах показаны на рис. 3: *1*, *2*, *3* – при температуре 20°С и скоростях деформаций 0.1; 0.01; 0.001 (сек⁻¹); *4*, *5*, *6* – при температуре 400°С и скоростях деформаций 0.1; 0.01; 0.001 (сек⁻¹); *7*, *8*, *9* – при температуре 600°С и скоростях деформаций 0.1; 0.01; 0.001 (сек⁻¹); *10*, *11*, *12* – при температуре 800°С и скоростях деформаций 0.1; 0.01; 0.001 (сек⁻¹).

При холодной осадке образцов деформация свыше $\varepsilon = 0.30-0.35$ приводила к трещинообразованию. Поэтому, вследствие необходимости создания реологической модели материала, зависимости "напряжение—деформация" были экстраполированы до $\varepsilon = 0.5$.

Полученные экспериментальные зависимости корректировались методом постановки обратной задачи [5].

При построении математической модели сопротивления сплава OT4-1 деформации была применена эмпирическая модель, предложенная Хензелем–Шпиттелем [6], которая устанавливает связь между напряжением текучести и термомеханическими параметрами

$$\sigma_i = A \exp(m_1 T) T^{m_0} \varepsilon_i^{m_2} \exp\left(\frac{m_4}{\varepsilon_i}\right) (1 + \varepsilon_i)^{m_5 T} \exp(m_7 \varepsilon_i) \dot{\varepsilon}_i^{m_3} \dot{\varepsilon}_i^{m_8 T},$$
(2)

где A, m_1 , m_2 , m_3 , m_4 , m_5 , m_7 , m_8 , m_9 – неизвестные коэффициенты модели сопротивления деформации.

Неизвестные коэффициенты модели находили методом Левенберга-Маркардта [7] с применением программы MatLab.

Тип деформации	A	<i>m</i> ₁	<i>m</i> ₂	<i>m</i> ₃	<i>m</i> ₄	<i>m</i> ₅	<i>m</i> ₇	<i>m</i> ₈	<i>m</i> 9
20 и 400°C	8.0995	-0.0171	0.2039	0.0316	-0.0088	-0.0048	0.6978	-0.0007	1.6027
600 и 800°С	10.0104	-0.0004	-0.2874	-0.5733	-0.0625	-0.0035	1.9078	0.0011	0.5600

Таблица 1. Коэффициенты модели Хензеля-Шпиттеля для титанового сплава ОТ4-1

Оптимизация для нахождения неизвестных коэффициентов модели выполнялась с применением модифицированного метода наименьших квадратов — метода Левенберга—Маркардта [7] — в программе MatLab.

Найденные коэффициенты для температурных интервалов 20–400°С и 600–800°С приведены в табл. 1 и в виде эмпирических моделей (рис. 4).



Рис. 4. Сравнение экспериментальных и расчетных напряжений текучести при осадке образцов с различными скоростями деформации при различных температурах: I – 20°C; II – 400°C; III – 600°C; IV – 800°C градусов (- - - данные эксперимента; — расчетная кривая (2)).

№ образца	Фото образца с высотой	Температура образца, °С	Величина деформации, є	Скорость деформации, Ė	Структура, ×1000
1	(<i>h</i> = 7.0 MM)	20	0.357	0.1	20 <u>mr</u> m
2	(<i>h</i> = 6.8 мм)	20	0.86	0.01	20 <u>mim</u>
3	(<i>h</i> = 7.1 MM)	20	0.342	0.001	20 mm
4	(<i>h</i> = 9.0 мм)	400	0.105	0.1	20mmu
5	(h = 9.0 мм)	400	0.105	0.01	20 MEM
6	(h = 9.1 MM)	400	0.090	0.001	20 mm
7	(<i>h</i> = 6.5 MM)	600	0.431	0.1	20 <u>mem</u>
8	(h = 6.2 MM)	600	0.478	0.01	20 <u>10181</u>
9	(<i>h</i> = 5.6 мм)	600	0.580	0.001	20мкм

Таблица 2. Влияние термомеханических режимов осадки на структуру титанового сплава ОТ4-1

№ образца	Фото образца с высотой	Температура образца, °С	Величина деформации, є	Скорость деформации, є́	Структура, ×1000
10	(<i>h</i> = 6.1 MM)	800	0.494	0.1	20 <u>11181</u>
11	(<i>h</i> = 5.8 MM)	800	0.544	0.01	20 MKM
12	(<i>h</i> = 5.4 MM)	800	0.616	0.001	20.mm

Таблица 2. Окончание

Итоговая зависимость для холодной и теплой осадки для температурного интервала 20–800°С в графическом виде показана на рис. 4. Сравнение экспериментальных и расчетных кривых показывает, что средняя ошибка не превышает 5%.

Корректность найденной реологической модели сплава ОТ4-1 была проверена путем моделирования двухступенчатой осадки цилиндрического образца диаметром и высотой 10 мм. Первая ступень осадки до высоты 8.2 мм была осуществлена согласно методике без вращения пуансона, а вторая — с вращением. Результаты моделирования и эксперимента представлены на рис. 5. В обоих случаях диаметр 14 мм и высота 5.4 мм практически совпадают, что подтверждает адекватность найденной модели исследуемого сплава.

Анализ структур показывает, что наибольшее влияние на их изменение оказывает температура. Деформация на величину $\varepsilon = 0.342 - 0.386$ при комнатной температуре со скоростями $\dot{\varepsilon} = 0.001$, 0.01 и 0.1 формирует практически одинаковую несколько измельченную микроструктуру, характеризующуюся удлиненными зернами. В результате зависимости напряжения от деформации для различных скоростей практически совпадают. Аналогичная картина наблюдается при осадке образцов с нагревом загото-



Рис. 5. Результаты моделирования и испытания осадки с кручением титановой заготовки при температуре 800°С.

вок до 400°С. Изотермическая осадка при температуре 600°С приводит к существенным изменениям структуры. На границе зерен выделяются дисперсные частицы диаметром 1-2 мкм, количество которых увеличивается со снижением скорости. Это облегчает протекание деформации, что отражается на характере кривой "напряжение деформация" (рис. 3). При температуре образцов 800°С начинают протекать процессы, связанные с рекристаллизацией, дисперсные частицы на границах зерен увеличиваются в размерах и напряжение течения резко падает, причем возрастает роль скорости деформации. Сочетание осевой деформации с кручением позволяет существенно снизить нагрузку на инструмент и повышает однородность ультрамелкозернистой структуры [8–10]. Выбор температурно-скоростного режима деформирования обеспечивает благоприятные условия для формоизменения исследуемого материала (табл. 2, образцы 10, 11, 12).

В области температур 600–800°С преимущественное влияние на формирование микроструктуры оказывает скорость деформации (табл. 2, образцы 7–12). Выбор оптимального режима изотермического деформирования заготовки при осадке с кручением упрощает управление технологией получения заготовок с ультрамелкозернистой структурой [11]. Например, при осадке образцов с деформацией около $\varepsilon = 0.5$ при температуре 600°С уменьшение скорости деформации на два порядка (с $\dot{\varepsilon} = 0.1$ до 0.001 с⁻¹) снижает напряжение текучести на 37%, а при температуре 800°С – уже на 215%.

Выводы. 1. Проведены экспериментальные работы по осадке в изотермических условиях образцов из титанового сплава OT4-1 при комнатной (20° C и повышенных (400, 600 и 800°C) температурах с различными ($\dot{\epsilon} = 0.1$; 0.01 и 0.001 с⁻¹) скоростями деформации. 2. Получена реологическая модель титанового сплава OT4-1 (с использованием эмпирической модели Хензеля–Шпиттеля), которая устанавливает зависимость между напряжением текучести и термомеханическими параметрами формоизменения. 3. Использование реологической модели (формуда (2), табл. 1) для моделирования процессов осадки и осадки с кручением с использованием программы QForm 9.0.8 продемонстрировало хорошую сходимость между результатами эксперимента и расчета.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Александров В.К., Аношкин Н.Ф. и др. Полуфабрикаты из титановых сплавов. М.: Металлургия, 1979. 512 с.
- 2. Горынин И.В., Чечулин Б.Б. Титан в машиностроении. М.: Машиностроение, 1990. 400 с.
- 3. Петров П.А., Перфилов В.И. Исследование упрочнения алюминиевого сплава АМг6 на начальном участке кривой текучести при повышенных температурах // Моделирование, программное обеспечение и наукоемкие технологии в металлургии. Труды 2-й Всероссийской научно-практической конференции / Под общей редакцией С.П. Мочалова. Новокузнецк: СибГИУ. 2006. С. 205.
- Руководство пользователя системы QFORM. (в электронном виде) ООО "КванторФорм", 2019.
- 5. *Петров П.А. и др.* Определение модели сопротивления деформации по найденным изотермическим кривым текучести с применением современных компьютерных программ // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 8. С. 32.
- 6. *Хензель А., Шпиттель Т.* Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки давлением: Справочник. М.: Металлургия, 1982. 360 с.
- 7. *Marquardt D.W.* An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters // Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics. 1963. V. 11. № 2. P. 431.

- 8. Гейкин В.А., Бурлаков И.А., Гаврилина Л.В., Македонов А.В., Морозов В.В., Морозов С.В., Сухоруков Р.Ю., Утяшев Ф.З. Автоматизированное оборудование для формообразования осесимметричных деталей из жаропрочных сплавов методом раскатки в изотермических и сверхпластических условиях // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2019. № 2. С. 132.
- 9. *Sukhorukov R.Y.* Simulation of technology for the production of axisymmetric parts for gas turbine engines made of heat resistant alloys by means of reeling under superplastic conditions // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2020. V. 49. № 2. C. 150.
- 10. Сухоруков Р.Ю., Кощавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В., Кощавцев А.Н., Гаврилина Л.В., РФ Патент 2725455, 2020.
- 11. Nagimov M.I., Mukhtarov S.K., Utyashev F.Z., Raab G.I., Sukhorukov R.Y. Constructive-technological features of a rotary drawing of geometrically complex hollow shafts for gas turbine engines // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2017. V. 46. № 6. C. 596.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

УДК 620.171.2:620.186.8

ИССЛЕДОВАНИЕ И ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА ДЛЯ МЕДИЦИНСКИХ ИМПЛАНТАТОВ

© 2021 г. О. Е. Корольков^{1,*}, В. В. Столяров²

¹ Московский политехнический университет, Москва, Россия ² Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail:41zh1k@mail.ru

> Поступила в редакцию 01.04.2021 г. После доработки 03.08.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

Проведены испытания на растяжение и изгиб технически чистого титана BT1-0 и Grade 4 для оценки влияния электропластического эффекта на прочность и деформируемость. Определены оптимальные моды и режимы тока для гибки заготовок медицинских имплантатов. Показано, что электропластический эффект позволяет снизить напряжения, повысить деформируемость титана и может быть использован для промышленной технологии гибки имплантатов при относительно невысоких температурах.

Ключевые слова: растяжение, изгиб, импульсный ток, электропластический эффект, титан, медицинский имплантат

DOI: 10.31857/S0235711921060122

Замена травмированных органов, частей человеческого тела на искусственные имплантаты, является высоко востребованным направлением в медицине, особенно в области эндопротезирования опорно-двигательного аппарата. Используемые при этом металлические материалы должны обладать широким спектром физико-механохимических и технологических свойств, определяющих их взаимодействие с живым организмом и возможность эффективного изготовления. К таким материалам относятся титановые сплавы, которые обладают высокой биосовместимостью, отличной коррозионной стойкостью и наиболее подходящими механическими характеристиками, что выгодно отличает их от других металлических материалов, используемых для протезирования [1].

Конечные свойства имплантата сильно зависят от технологических особенностей производства [1, 2]. Традиционные подходы к промышленному производству имплантатов основаны на методах обработки металлов давлением (прессование, прокатка, волочение, штамповка), которые, как правило, многооперационные и энергоемкие, ограничены деформируемостью заготовки и требуют промежуточных и финишных операций нагрева и формоизменения (лезвийная обработка, гибка) [3, 4]. Перечисленные недостатки существенно повышают себестоимость изделий, вызывают их окисление, требуют введения защитной атмосферы в технологическом процессе или дополнительных операций по удалению альфированного слоя с поверхности полуфабрикатов.

В последнее время внимание многих исследователей привлекает возможность применения электрического тока в процессах формоизменения металлических материалов на финишных стадиях обработки [5, 6]. Известно, что импульсный электрический ток в металлах сопровождается тепловым эффектом и, что не менее важно, электропластическим эффектом (ЭПЭ), о природе которого ведутся научные дискуссии [7]. Особенностью ЭПЭ является снижение напряжений течения материала без существенного нагрева при условии оптимизации вида и режимов тока применительно к конкретной схеме деформирования, материалу и его структуре. Особенно эффективным оказалось применение импульсного тока при производстве композитных биметаллических материалов [8]. Ряд исследователей обнаружили положительное влияние ЭПЭ в титановом сплаве Ti-6Al-4V на снижение пружинения [9].

Особенностью настоящей статьи является исследование влияния плотности и направления тока на тепловой эффект и механические свойства, при одинаковой длительности импульса и частоте при растяжении и изгибе титановых пластин из титана марки BT1-0 и Grade 4. Материал BT1-0 использован в качестве модельного элемента, для замены в дальнейшем на Grade 4, который отличается повышенной прочностью и в зарубежной практике применяется для изготовления имплантатов накостного остеосинтеза.

Цель работы — исследование электропластического эффекта при растяжении и изгибе медицинского титана и возможности применения импульсного тока в производстве медицинских имплантатов.

Материал и методы исследования. Материалом исследования служил отожженный технически чистый титан BT1-0 и его зарубежный аналог Grade 4 со средним размером зерен d = 20 мкм. Для испытаний на растяжение и трехточечный изгиб использовали образцы в форме проволоки размером $1 \times 1 \times 25$ мм³ и плоские образцы размером $2.2 \times 10 \times 25$ мм³, соответственно, для BT1-0 и Grade 4. Для технологических испытаний на *Z*-образный изгиб использовали пластины размером $2.5 \times 8.5 \times 70$ мм³.

Испытания на растяжение и изгиб выполняли на горизонтальной испытательной машине И-5081 при скорости 1.1 мм/мин. Для испытаний на трехточечный изгиб использована оснастка, состоящая из пуансона с радиусом закругления 1 мм и углом 45° и раздвижных опор, расстояние между которыми было установлено L = 46 мм (рис. 1). Минимальный внутренний угол изгиба ограничен конструкцией оснастки и составляет 90°.

Использовали два режима электрического тока, который подводился от генератора импульсного тока к образцу, электрически изолированному от машины. Для растяжения вводились одиночные импульсы тока амплитудной плотностью $j_a = 250 \text{ A/mM}^2$ и длительностью импульса $\tau = 110$ мкс. Для изгиба применяли многоимпульсный электрический ток, который пропускали в двух направлениях: I – вдоль образца; 2 – перпендикулярно к образцу (рис. 1). Амплитудная плотность многоимпульсного тока j_a выбрана опытным путем исходя из минимизации критической плотности возникновения ЭПЭ ~10–1000 А/мм² [10] и температуры нагрева (<300°С) для предотвращения образования окалины.

Использовали следующие режимы многоимпульсного тока: $j_a = 12$, 18 и 24 А/мм²; частота v = 1 кГц; длительность импульса $\tau = 110$ мкс. Скважность (отношение периода к длительности импульса) составляла 9.1. Контроль температуры осуществляли в точке контакта образца и пуансона хромель-алюмелевой термопарой UT321 с точностью $\pm 5^{\circ}$ С. Для построения кривых "напряжение изгиба–деформации" прилагаемую нагрузку и перемещение пересчитывали в напряжения и деформации по формулам [11]

$$\sigma_f = \frac{3FL}{2bh^2},\tag{1}$$

$$\varepsilon_f = \frac{600kh}{L^2},\tag{2}$$



Рис. 1. Схема испытаний на трехточечный изгиб: (а) – условное направление тока в образце и оснастке; (б) – общий вид оснастки и схема подключения: *1* – вдоль образца; *2* – перпендикулярно образцу; *3* – образец; *4* – осциллограф; *5* – термопара; *6* – раздвижные опоры; *7* – изолятор; *8* – пуансон.

где F – нагрузка, H; L – расстояние между опорами; b, h – ширина и толщина образца, мм; k – перемещение пуансона, мм.

Для испытаний на Z-изгиб на горизонтальную разрывную машину И-5081 устанавливалась специальная оснастка (рис. 2), состоящая из Z-образных пуансона и матрицы, к которым подводился многоимпульсный электрический ток амплитудной плотностью $j_a = 82 \text{ A/мм}^2 \text{ с}$ длительностью импульса $\tau = 110 \text{ мкс}$ и частотой 1 кГц. Величина плотности тока выбрана максимально возможной, при которой температура заготовки не превышает 300°С.

Для апробации технологических режимов с использованием импульсного тока был разработан и изготовлен штамп, повторяющий форму готового имплантата, который



Рис. 2. Оснастка для *Z*-образного изгиба: *1* – пуансон; *2* – матрица; *3* – изоляционная вставка; *4* – точка измерения температуры; *5* – заготовка.



Рис. 3. Кривые "напряжение-деформация" при растяжении титана ВТ1-0: I – без тока; 2 – одиночные импульсы $j = 250 \text{ A/mm}^2$, $\tau = 110 \text{ мкс.}$

устанавливался через переходники на горизонтальную испытательную машину И-5081. Переходники были изолированы от машины через диэлектрические вставки. К переходникам подведены шины от генератора импульсного тока. Направление импульсного тока было перпендикулярно пластине и совпадало с направлением перемещения штампа.

Экспериментальные результаты. ЭПЭ при растяжении. На рис. 3 показаны кривые напряжение-деформация технически чистого титана ВТ1-0 без тока (кривая 1) и с током в форме одиночных импульсов (кривая 2). На кривой 2 наблюдаются скачки напряжения с амплитудой 15—40 МПа, соответствующие каждому импульсу тока. Видно, что введение импульсов тока привело к повышению деформационного упрочнения, предела прочности на 20 МПа и относительного удлинения на 15% по сравнению с образцом, испытанным без тока. Характерной особенностью обеих кривых является высокое равномерное удлинение без формирования шейки.

Отметим, что температуры образцов при растяжении с током и без тока практически не отличались от комнатной.

 $\mathcal{P}\Pi\mathcal{P}$ при трехточечном изгибе. Двухкратное повышение плотности многоимпульсного тока, направленного вдоль образца, привело к трехкратному уменьшению напряжений и сдвигу максимума напряжений в сторону больших деформаций. Изменение направления тока с продольного к поперечному при одинаковой плотности тока 18 А/мм² способствовало дополнительному снижению напряжений изгиба. В процессе изгиба температура изменялась на 5–10°С но не превышала 180°С. Еще одной особенностью кривых изгиба является короткая стадия равномерной деформации, на которой с увеличением плотности тока коэффициент деформационного упрочнения резко уменьшается, а условный предел текучести заменятся на физический. В Grade 4 все образцы без тока и с током выдержали изгиб без появления трещин и разрушения. Внутренний угол изгиба и деформация составили 90° и 14% (рис. 4, табл. 1).

Z-образный изгиб и его применение для изготовления медицинских имплантатов. Для отработки операции изгиба титановых имплантатов была проведена апробация гибки Z-образного участка (рис. 5, зоны 2, 3) углообразной пластины для остеосинтеза проксимального отдела бедренной кости. Данный имплантат разработан в ФГУ "НИДОИ им. Г.И. Турнера" и используется для коррекции шеечно-диафизарного угла у детей. В своем основном исполнении имплантат изготавливается из стали 12Х18Н10Т, кото-



Рис. 4. Кривые "напряжение изгиба-деформации".



Рис. 5. Пластина углообразная, для остеосинтеза проксимального отдела бедренной кости.

рую планируется заменить на титан, имеющий лучшую биосовместимость и механические свойства.

На основе результатов испытаний на трехточечный изгиб разработана лабораторная технология и оснастка, которые были использованы для формообразования дан-

N⁰	Направление и амплитудная плотность тока <i>j</i> _a , А/мм ²		Температура, °С	Напряжение изгиба, МПа
1	без тока	—	25	1023
2	ВДОЛЬ	12	40	779
3	ВДОЛЬ	18	100	586
4	ВДОЛЬ	24	180	347
5	поперек	18	100	477

Таблица 1. Режимы тока и напряжение изгиба образцов



Рис. 6. Кривые "напряжение-перемещение" и вид трещины при Z-изгибе титана Grade 4: 1 - 6ез тока; 2 -многоимпульсный ток $j = 82 \text{ A/mm}^2$, 110 мкс, 1000 Гц.

ного имплантата. На рис. 6 показаны кривые нагружения Z-изгибом имплантата из Grade 4 без тока (кривая I) и с многоимпульсным током (кривая 2). На упругом участке без использования многоимпульсного тока напряжение быстро растет до достижения предела текучести, после чего наступает стадия пластического течения с низким деформационным упрочнением, которая заканчивается образованием трещины (рис. 6б). В связи с эффектом пружинения геометрия Z-образного участка полностью не формируется.

Испытание с использованием многоимпульсного тока (кривая 2) отличалось тем, что рост упругих напряжений происходил значительно медленнее до практически полного смыкания пуансона с матрицей и формирования Z-зоны. Трещины в данном случае отсутствовали, геометрия пластины полностью сформировалась практически при минимальном пружинении.

Температура образца при изгибе на боковой кромке заготовки не превышала 270°С, а образование пленки в виде следов побежалости наблюдалось на плоскости заготовки, находившейся непосредственно в зоне деформации на внутренней поверхности штампа.

Обсуждение. Введение одиночных импульсов тока приводит к появлению на кривой растяжения скачков напряжения, обусловленных ЭПЭ. Поскольку температура образца в процессе растяжения существенно не отличалась от комнатной, можно утверждать, что ЭПЭ является атермическим и не связан с тепловым эффектом тока. Необычным фактом является наблюдающееся деформационное упрочнение. Его возможными причинами могут быть малоцикловая усталость с малой амплитудой напряжений и залечивание микродефектов [6]. Несимметричная форма скачка напряжения связана с различной скоростью действующих механизмов – открепления дислокаций от препятствий под действием импульса электронов проводимости (спад напряжений) и их последующим размножением (рост напряжения). Значительное увеличение относительного удлинения, возможно, объясняется релаксацией дефектной структуры, вызванной микротоками на поверхности образца и залечиванием микротрещин [6, 12]. Обнаружение значительного снижения напряжений при трехточечном изгибе с повышением амплитудной плотности тока невозможно объяснить только тепловым эффектом тока. Сравнивая полученные результаты и справочные данные [13] можно утверждать, что температурное снижение предела прочности Grade 4 в интервале температур 20–250°С заметно меньше наблюдаемого в эксперименте. Снижение напряжений изгиба является результатом совместного действия теплового и электропластического эффектов, при этом вклад последнего в 2–3 раза выше. Изменение направления тока в образце от продольного к поперечному также способствует уменьшению напряжения изгиба. Данный факт объясняется усилением локального разогрева в месте электрического контакта пуансона с образцом при поперечном направлении тока. Эту особенность важно учитывать при практическом применении метода, что позволяет подводить ток непосредственно к оснастке, а не к заготовке при продольном подключении.

Смещение максимума напряжений в сторону больших деформаций, наблюдаемое на кривых *3*, *4*, *5* (рис. 4), связано с процессом срыва дислокаций с локальных стопоров при меньшем механическом напряжении. Этот эффект является позитивной особенностью воздействия импульсного тока, стимулирующего процесс равномерной деформации и деформируемости в целом. Ток плотностью 18 А/мм² и выше приводит к появлению физического предела текучести. Это явление можно объяснить тригтерным эффектом многоимпульсного тока, который стимулирует отрыв дислокаций от примесных атомов в Grade 4. Отсутствие второй фазы в нелегированном титане Grade 4 также благоприятно влияет на подвижность дислокаций, которые не встречают дополнительных препятствий [14].

Изменение температуры на $5-10^{\circ}$ С объясняется уменьшением площади поперечного сечения, а также трением, в результате которого сдиралась оксидная пленка в зоне пятна контакта [15].

Наличие следов побежалости при Z-образном изгибе на поверхности, находившейся непосредственно в зоне деформации при температуре на боковой кромке в 270°С, связано с низкой теплопроводностью титана и, как следствие, неравномерностью распределения температур в объеме заготовки [12]. Наблюдаемая разница между величиной напряжения при трехточечном и Z-образном изгибе обусловлена различной методикой подсчета. В первом случае напряжение посчитано через момент сил, во втором как отношение усилия к площади поперечного сечения. Поэтому прямое сравнение напряжений не может быть корректным.

Практическая реализация. В результате анализа результатов испытаний трехточечного и *Z*-образного изгиба была скорректирована величина плотности тока для формообразования пластин-имплантатов. Она была больше, чем в трехточечном изгибе, и меньше, чем в *Z*-образном изгибе, и составила 45 А/мм² при сохранении длительности импульса 110 мкс и частоты тока в 1 кГц.

Заготовка выполнена в форме углообразной пластины толщиной 2 мм и шириной 10 мм. Основные размеры и форма пластины показаны на рис. 5. Заготовка получена методом электроэрозионной резки и фрезерной обработки.

Самым сложным для формообразования является *Z*-образный участок, формируемый гибами *1* и *2*, где и происходят наибольшие пластические деформации (рис. 5). В зоне гибки заготовки пластина имеет плоскую прямоугольную форму площадью поперечного сечения $S = 20 \text{ мм}^2$. Поверхность образцов предварительно не обрабатывалась, микроструктура равноосная, размер зерен равен 25 мкм (рис. 7).

Пластина установилась на оснастку и нагружалась предварительным натягом так, чтобы возникал наилучший механический и электрический контакт. В результате последующего введения многоимпульсного тока пластина нагревалась до 270°С и производилось нагружение. Процесс стабильно воспроизводился на партии пластин из



Рис. 7. Микроструктура Grade 4 до (а) и после Z-образного изгиба (б).



Рис. 8. Вид пластин-имплантатов после изгиба с введением тока и сверления отверстий (а) и нанесения защитно-декоративного покрытия (б).

10 штук. Косвенным свидетельством отсутствия повышенной температуры в процессе изгиба служило отсутствие цветов побежалости, проявляемых при температуре выше 300°С. На рис. 8 показаны заготовки изогнутых пластин после операции сверления отверстия (рис 8а) и готовые имплантаты (рис 8б).

Микроструктура зоны Z-образного изгиба (рис. 76) свидетельствует об уменьшении размера зерна до 10 мкм, возможно связанным с динамической рекристаллизацией в результате "теплой" деформации изгиба.

Выводы. 1. Введение одиночных импульсов тока при растяжении способствует одновременному повышению прочности и пластичности ВТ1-0, что не может быть следствием только теплового действия тока. 2. Значительное снижение напряжений изгиба в Grade 4 с повышением амплитудной плотности импульсного тока свидетельствует о действии электропластического эффекта, относительный вклад которого равен или больше теплового действия тока. 3. Смена направления импульсного тока в образце от продольного к поперечному дополнительно снижает напряжение изгиба. 4. Повышение амплитудной плотности тока при изгибе сопровождается появлением физического предела текучести. 5. Определенные режимы тока и разработанная оснастка могут быть использованы для промышленного производства имплантатов из Grade.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Илларионов А.Г., Гриб С.В., Юровских А.С., Волокитина Е.А., Гилев М.В., Азорина Т.С. Применение металлических материалов для медицинских имплантатов // Вестник Ивановской медицинской академии. 2017. Т. 22. № 4. С. 46.
- 2. Мишинов С.В., Ступак В.В., Копорушко Н.А. Краниопластика: Обзор методик и новые технологии в создании имплантатов. Современное состояние проблемы // Политравма. 2018. № 4. C. 76.
- 3. Астафьева Е.А., Носков Ф.М., Масанский О.А., Казаков В.С. Технология конструкционных материалов. Учебник. М.: ИН-ФРА-М. Красноярск: Сиб. федер. ун-т, 2019. 475 с.
- 4. Глазунов С.Г., Моисеев В.Н. Титановые сплавы. Конструкционные титановые сплавы. М.: Металлургия, 1974. 368 с.
- 5. Khal A., Ruszkiewicz B.J., Mears L. Springback evaluation of 304 stainless steel in an electrically assisted air bending operation // Proceedings of the 11th International Manufacturing Science and Engineering Conference MSEC16 27 June –1 July, Blacksburg, Virginia, USA. 2016. V. 1. https://doi.org/10.1115/msec2016-8736
- 6. Zhao Z., Wang G., Hou H. et al. The effect of pulsed current on the shear deformation behavior of Ti-6Al-4V alloy. 2018. Sci Rep 8. 14748. https://doi.org/10.1038/s41598-018-32857-6
- 7. Минько Д.В. Анализ перспектив применения электропластического эффекта в процессах обработки металлов давлением // Литье и металлургия. 2020. № 4. С. 125. https://doi.org/10.21122/1683-6065-2020-4-125-130
- 8. Москвитин С.П., Баршутин С.Н. Исследование энергетических параметров и взаимодействий в контактном слое биметалла под действием импульсного тока // Вестник ТГТУ. 2016. T. 22. № 4. C. 694. https://doi.org/10.17277/vestnik.2016.04.pp.694-699
- 9. Ao D., Chu X., Yang Y. et al. Effect of electropulsing on springback during V-bending of Ti-6Al-4V titanium alloy sheet // Int. J. Adv. Manuf. Technol. V. 96. P. 3197. https://doi.org/10.1007/s00170-018-1654-1
- 10. Conrad H. Electroplasticity in metals and ceramics // Materials Science and Engineering. 2000. V. 287 (A). Iss. 2. P. 276. https://doi.org/10.1016/S0921-5093(00)00786-3
- 11. ГОСТ 4648-2014 (ISO 178:2010). Пластмассы. Метод испытания на статический изгиб. М.: Изд-во стандартов, 2014. 33 с.
- 12. Лоскутов С.В., Правда М.И. Влияние поверхностного электрического заряда на характеристики циклического деформирования металла // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. Запоріжжя. 2006. В. 1. С. 21.
- 13. Smithells Light Metals Handbook, edited by E.A. Brandes, G.B. Brook, Butterworth-Heinemann. Oxford, 1998. 194 p.
- 14. Savenko V.S. Electroplastic Deformation by Twinningmetals // Acta Mechanica et Automatica. 2018. V. 12 (4). P. 259. https://doi.org/10.2478/ama-2018-0039
- 15. Troickij O.A., Korol'kov O.E., Stashenko V.I., Skvorcov O.B. Electroplastic Processing of titanium implants // in 15th international school-conference "New materials – Materials of innovative energy: development, characterization methods and application". Materials Science, May 6, 2018. P. 603.

104

https://doi.org/10.18502/kms.v4i1.2215

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

УДК 621.762

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ СПЛАВЛЕНИЯ ЧАСТИЦ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОГО КОБАЛЬТОХРОМОВОГО ПОРОШКА НА КАЧЕСТВО АДДИТИВНЫХ ИЗДЕЛИЙ

© 2021 г. Е. В. Агеев^{1,*}, А. Ю. Алтухов¹, Е. В. Агеева¹

¹ Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия *e-mail: ageev ev@mail.ru

> Поступила в редакцию 07.04.2021 г. После доработки 02.08.2021 г. Принята к публикации 24.08.2021 г.

В статье представлены результаты изучения влияния температуры сплавления порошка, полученного электроэрозионным диспергированием отходов кобальтохромового сплава в спирте, на пористость, микротвердость и шероховатость аддитивных изделий. Отмечено положительное влияние увеличения температуры сплавления на изменение перечисленных свойств изделий.

Ключевые слова: аддитивные изделия, кобальтохромовые сплавы, электроэрозионное диспергирование, порошок, температура, свойства **DOI:** 10.31857/S023571192106002X

Аддитивные технологии (AT) производства изделий из материалов на основе металлов и сплавов на сегодняшний день – одно из перспективных и активно развивающихся направлений машиностроения [1–6]. Точное получение формы – важнейшая, но далеко не единственная задача, которая решается при производстве деталей. Известно, что высокотемпературное воздействие на материал изделия, которым сопровождается любой из процессов аддитивной обработки, негативно сказывается на вышеперечисленных свойствах. Важнейшей задачей аддитивных технологий является обеспечение качественной структуры материала и высоких эксплуатационных свойств получаемой детали при многократном увеличении производительности [7–14].

Исходя из технологических особенностей применения для аддитивных машин порошковых частиц сферической формы с необходимой зернистостью, предлагается технология электроэрозионного диспергирования (ЭЭД), особенностью которой являются низкая энергоемкость и экологичность [15–17]. Основное преимущество технологии ЭЭД – возможность применения отходов производства, являющихся более дешевыми в сравнении с чистыми компонентами. Помимо этого, она позволяет получать частицы порошка из многокомпонетных сплавов.

Комбинирование металлопорошков, на основе сплава Co–Cr, обладающих различными качествами, соответствующими тем или иным условиям эксплуатации, открывает большие возможности для повышения технических и экономических характеристик изделий, полученных с помощью аддитивных технологий. Решения таких задач будет способствовать развитию разработок интеллектуальных производственных технологий, новых материалов и способов конструирования.

Широкое применение ЭЭД для переработки металлоотходов в порошки с необходимыми свойствами и использование их в АТ-технологиях сдерживает отсутствие в



Рис. 1. Установка для получения порошков.

научно-технической литературе сведений о влиянии диспергируемого материала, режимов и условий получения на свойства порошка и возможных областей его практического применения. В связи с этим для оценки возможности использования порошков в АТ-технологиях необходимо провести комплексные экспериментальные исследования.

Задачи повышения свойств изделий решаются применением новых материалов. К таким материалам относятся, прежде всего, порошки-сплавы. При работе с ними необходимо детально изучить их характеристики, свойства и строение.

Основным недостатком порошковых изделий является наличие неравенства концентраций компонентов в различных точках порошкового тела, которое может быть только в исходном состоянии и на промежуточных этапах, либо сохраняться до конца изготовления. Применение таких материалов для изготовления широкой номенклатуры деталей для различных отраслей машиностроения ограничено из-за трудности обеспечения высоких и стабильных механических свойств материала. Для устранения указанных недостатков для аддитивных технологий предлагается использовать порошки-сплавы, полученные из отходов металлических сплавов электроэрозионным диспергированием.

Целью настоящей статьи является изучение влияния температуры сплавления порошка, полученного электроэрозионным диспергированием отходов кобальтохромового сплава в спирте, на пористость, микротвердость и шероховатость аддитивных изделий.

Материалы и методики исследований. Процесс электродиспергирования, т.е. измельчения сплава КХМС "Целлит" (Со – 63%, Сг – 27%, Мо – 5%, Ni – 2%, Fe – 2%) осуществляли на оригинальной установке, представленной на рис. 1.

В результате диспергирования отходов кобальтохромового сплава происходило его разрушение в результате локального воздействия кратковременным электрическим разрядом в рабочей жидкости, с образованием частиц порошка (рис. 2). В качестве рабочей жидкости использовался спирт бутиловый.

Сплавление электроэрозионных кобальтохромовых порошков осуществляли плазмой на оригинальной установке для послойного нанесения, позволяющей изменять технологические параметры процесса: скорость перемещения сопла (мм/мин), расстояние между соплом и зоной построения (мм) и температуру сплавления (°C) (рис. 3).

При постановке экспериментов по получению образцов аддитивных изделий из частиц кобальтохромового порошка за основной и изменяемый технологический пара-



Рис. 2. Растровое электронно-микроскопическое изображение электроэрозионных кобальтохромовых порошков.



Рис. 3. Установка для получения аддитивных изделий.

метр процесса лазерного спекания была принята температура сплавления частиц. Экспериментальные образцы аддитивных изделий получены при следующих температурах: № 1 – 1060°C; № 2 – 1100°C; № 3 – 1140°C; № 4 – 1180°C.

Аттестация свойств аддитивных изделий, полученных из электроэрозионных кобальтохромовых порошков осуществлялась с использованием современных взаимодополняющих методов физического материаловедения.

Пористость определяли с помощью оптического инвертированного микроскопа Olympus GX51 с программным обеспечением для количественного анализа изображения. Подготовленные образцы не имели следов шлифования, полирования или выкрашивания структурных составляющих. Шлиф изготовляли по поперечному сечению (излому) целого изделия или его части, площадью менее 2 см².

Программное обеспечение "SIAMS Photolab", которым оснащен микроскоп, разработано с учетом специфики применения методов цифровой микроскопии и анализа изображений для металлографического анализа соединений.

Цифровое изображение материала в оттенках серого выглядит как набор объектов, обладающих близкими цветовыми, яркостными и морфометрическими признаками.

Образец	Площадь анализа, мкм ²	Пористость, %	D _{min} , мкм	D _{max} , мкм	D _{med} , мкм
№ 1	77217.8	1.31	0.7	10.7	0.9
Nº 2	76369.6	1.25	0.1	8.6	0.3
Nº 3	75310.1	0.78	0.1	5.2	0.3
Nº 4	75965.0	0.29	0.1	5.0	0.3

Таблица 1. Результаты исследования пористости образцов

Примечание: D_{\min} — минимальный диаметр пор; D_{\max} — максимальный диаметр пор; D_{\max} — средний диаметр пор

Соответственно, автоматическое выделение измерительной информации связано с неизбежным захватом шумов и помех. Для того чтобы обеспечить достоверность результатов анализа, ПО обладает элементами экспертной системы: в интерактивном режиме оператору предлагается выбрать те из автоматически выделенных объектов, которые, по его мнению, представляют собой дефекты микроструктуры. Поскольку на контролируемой поверхности можно обнаружить как отдельные поры, так и цепочки пор, а также микротрещины, то оператор непрерывным маркером обозначает цепочки пор, а одиночные поры ползучести и микротрещины обозначает маркером как отдельные участки.

Испытания микротвердости образцов по поверхности и поперечному шлифу проводили с помощью автоматической системы анализа микротвердости DM-8 по методу микро-Виккерса при нагрузке на индентор 200 г по десяти отпечаткам со свободным выбором места укола. Время нагружения индентора составило 15 с.

Шероховатость поверхностного слоя изделий определяли на автоматизированном прецизионном контактном профилометре Surtronic 25.

Результаты и их обсуждение. Проведенные экспериментальные исследования позволили установить, что температура сплавления частиц практически не влияет на изменение элементного и фазового состава образцов аддитивных изделий из электроэрозионных кобальтохромовых порошков.

Результаты исследования пористости образцов металлографическим методом приведены в табл. 1.

На рис. 4 представлена микроструктура образцов и гистограмма распределения пор по размеру.

В результате исследования пористости образцов было установлено, что образец № 4, полученный при максимальной температуре сплавления, имеет наименьшую пористость равную 0.29%, а образец № 1, полученный при наименьшей температуре, имеет наибольшую пористость равную 1.31%. Образец № 4, полученный при максимальной температуре сплавления, имеет наименьший размер пор равный 5.0 мкм, а образец № 1, полученный при наименьшей температуре, имеет наибольший размер пор равный 10.7 мкм.

На основании проведенных экспериментальных исследований, показано, что повышение температуры сплавления электроэрозионных кобальтохромовых порошков приводит к снижению размера пор и их количеству.

Микроструктура аддитивных изделий, полученных из электроэрозионных кобальтохромовых порошков, имеет мелкозернистое строение без включений и несплошностей.

Результаты исследования микротвердости полученных образцов приведены в табл. 2.

Разброс значений микротвердости аддитивных изделий, полученных из электроэрозионных кобальтохромовых порошков, составляет от 7.94 ГПа до 13.94 ГПа. Образец № 4, полученный при максимальной температуре сплавления, имеет наибольшее среднее значение микротвердости равное 10976 МПа, а образец № 1, полученный при


Рис. 4. Микроструктура образцов: (а) – № 1; (в) – № 2; (д) – № 3; (ж) – № 4 и гистограмма распределения пор по размеру: (б) – № 1; (г) – № 2; (е) – № 3; (з) – № 4.

наименьшей температуре, имеет наименьшее среднее значение микротвердости равное 8154 МПа, что связано с их пористостью.

Результаты исследования шероховатости с указанием высоты (h) по ширине профиля (b) микронеровностей аддитивных образцов представлены на рис. 5.



Рис. 5. Профилограммы поверхностей аддитивных образцов: (a) – № 1; (б) – № 2; (в) – № 3; (г) – № 4.

Экспериментально по трем измерениям каждого из образцов установлено, что параметр шероховатости *Ra* образца № 4 составляет 0.73 мкм; образца № 3 – 1.25 мкм; образца № 2 – 1.52 мкм; образца № 4 – 2.14 мкм соответственно.

Заключение. На основании комплекса экспериментальных исследований, направленных на изучение влияния температуры сплавления частиц электроэрозионного кобальтохромового порошка на свойства аддитивных изделий установлено следующее: 1.

Номер отпечатка	Температура сплавления, °С			
	1060	1100	1140	1180
1	989	950	963	1417
2	889	976	963	1268
3	834	1140	1003	1174
4	845	976	1091	1091
5	834	1017	1394	925
6	794	824	1175	1018
7	804	878	1017	1076
8	794	655	1045	1210
9	765	658	1307	1046
10	774	765	1193	976
Среднее значение (единицы измерения)	832	884	1115	1120
МПа	8154	8663	10927	10976

Таблица 2. Микротвердость по Виккерсу

Температура сплавления частиц практически не влияет на изменение элементного и фазового состава образцов. Из сопоставления микроструктур спеченных образцов видно, что основные структурные составляющие в целом схожи, что также подтверждает карта распределения элементов в образцах после спекания. Микроструктура аддитивных изделий, полученных из электроэрозионных кобальтохромовых порошков, имеет мелкозернистое строение без включений и несплошностей; 2. Температура сплавления частиц влияет на изменение пористости образцов аддитивных изделий. В результате исследования пористости образцов было установлено, что образцы, полученные при температуре сплавления 1160-1180°С, имеют наименьшую пористость (среднее значение 0.18%). При уменьшении температуры сплавления ниже 1160–1180°С происходит увеличение значения пористости, увеличение температуры приводит к потере размеров и формы образцов. С увеличением температуры сплавления электроэрозионных кобальтохромовых порошков, происходит снижение размера пор и их количество; 3. Температура сплавления частиц влияет на изменение микротвердости. Разброс значений микротвердости аддитивных изделий, полученных из электроэрозионных кобальтохромовых порошков одного состава, в зависимости от изменения температуры, составляет от 8.94 ГПа до 13.94 ГПа. Максимальные значения микротвердости образцов достигаются при температуре сплавления $1180 \pm 10^{\circ}$ C; 4. Температура сплавления частиц влияет на изменение шероховатости поверхностей аддитивных изделий. С увеличением температуры сплавления электроэрозионных кобальтохромовых порошков, происходит снижение высоты неровностей и шероховатости в целом.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда. Номер проекта 17-79-20336-П.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Song B., Dong S., Zhang B. et al. Effects of processing parameters on microstructure and mechanical property of selective laser melted Ti6Al4V // Materials & Design. 2012. V. 35. P. 120.
- Song B., Dong S., Coddet P. et al. Fabrication and microstructure characterization of selective laser melted FeAl intermetallic parts // Surface and Coatings Technology. 2012. V. 206. P. 4704.
- 3. *Wang Z., Guana K., Gaoa M.* The microstructure and mechanical properties of deposited-IN718 by selective laser melting // Journal of Alloys and Compounds. 2012. V. 513. P. 518.
- Karlsson J., Snis A., Engqvist H., Lausmaa J. Characterization and comparison of materials produced by Electron Beam Melting (EBM) of two different Ti–6Al–4V powder fractions // Journal of Materials Processing Technology. 2013. V. 213 (12). P. 2109.
- Safdar A., Wei L.Y., Snis A., Lai Z. Evaluation of microstructural developmentin electron beam melted Ti–6Al–4V // Materials Characterization. 2012. V. 65. P. 8.
- Safdar A., He H.Z., Wei L.Y., Snis A. et al. Effect of process parameters settings and thickness on surface roughness of EBM produced Ti–6Al–4V // Rapid Prototyping Journal. 2012. V. 18 (5). P. 401.
- 7. Loeber L., Biamino S., Ackelid U. et al. Comparison of Selective Laser and Electron Beam Melted Titanium Aluminides // Conference paper of 22nd International symposium "Solid freeform fabrication proceedings", University of Texas, Austin, 2011. P. 547.
- Biamino S., Penna A., Ackelid U. et al. Electron beam melting of Ti-48Al-2Cr-2Nb alloy: microstructure and mechanical properties investigation // Intermetallics. 2011. V. 19. P. 776.
- Gu D.D., Meiners W., Wissenbach K., Poprawe R. Laser additive manufacturing of metallic components: materials, processes and mechanisms // International Materials Reviews. 2012. V. 57 (3). P. 133.
- 10. Konovalov S., Gromov V., Panchenko I. Fatigue-induced evolution of AISi 310S steel microstructure after electron beam treatment // Materials. 2020. V. 13. № 20. P. 1.
- 11. Geng Y., Konovalo, S.V., Chen X. Research status and application of the high-entropy and traditional alloys fabricated via the laser cladding // Progress in Physics of Metals. 2020. V. 21. № 1. P. 26.
- Nevskii S., Sarychev V., Konovalov S. et al. Wave instability on the interface coating/substrate material under heterogeneous plasma flows // Journal of Materials Research and Technology. 2020. № 1. P. 539.
- 13. *Chen X., Liu K., Guo W. et al.* The fabrication of NiTi shape memory alloy by selective laser melting: a review // Rapid Prototyping Journal. 2019. V. 25. № 8. P. 1421.
- 14. *Konovalov S., Osintsev K., Golubeva A. et al.* Surface modification of Ti-based alloy by selective laser melting of Ni-based superalloy powder // Journal of Materials Research and Technology. 2020. V. 9. № 4. P. 8796.
- Ageev E. V., Ageeva E. V. Properties of the Coat-ings Fabricated by Plasma-Jet Hard-Facing by Dispersed Mechanical Engineering Wastes // Russian Metallurgy (Metally). 2018. V. 2018. № 6. P. 573.
- 16. Latypov R.A., Ageev E.V., Altukhov A.Y., Ageeva E.V. Manufacture of cobalt–chromium powders by the electric discharge dispersion of wastes and their investigation // Russian metallurgy (Metally). 2018. T. 2018. № 12. P. 1177.
- 17. Ageev E.V., Latypov R.A. Fabrication and investigation of carbide billets from powders prepared by electroerosive dispersion of tungsten-containing wastes // Russian Journal of Non-Ferrous Metals. 2014. T. 55. № 6. P. 577.