СОДЕРЖАНИЕ

К 85-летию со дня рождения академика Р.Ф. Ганиева	3
МЕХАНИКА МАШИН	
Структурный анализ и построение рабочей зоны изоморфного поступательно-направляющего механизма параллельной структуры	
Т. В. Едакина, А. Б. Ласточкин, Л. В. Гаврилина, В. П. Касилов, В. С. Рамжаев	6
НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ	
Анализ влияния температуры спекания на сопротивление разрушению керамики на базе экспериментов на скалывание кромки образца	
О. А. Батанова, Ю. Г. Матвиенко, А. Ю. Марченков, В. М. Матюнин, Т. О. Оболкина, С. В. Смирнов	14
Влияние параметров вибрации при электроосаждении композиционных покрытий Ni–SiC из вибрационно-стабилизированной суспензии	
А. В. Красиков, М. А. Марков, В. Л. Красиков, И. Н. Кравченко, М. В. Старицын, А. Д. Быкова, А. Н. Беляков	21
Подход к исследованию качества поверхности на основе автоматической генерации непараметрических моделей шероховатости	
В. Ф. Безъязычный, И. Н. Паламарь, Н. С. Азиков, А. И. Гагарина, В. А. Назаренко	28
Расчет работоспособности охладителя пресной воды	
Т. Н. Фесенко, Е. А. Дронова	36
Повышение износостойкости радиального подшипника скольжения смазываемого микрополярными смазочными материалами и расплавами металлического покрытия	
Д. У. Хасьянова, М. А. Мукутадзе	46
Влияние морфологии контактных поверхностей на распределение температурного поля в устройствах для струйной цементации грунтов	
В. И. Новиков	54
Технология разъемных соединений трубопроводов, использующих арматуру из сплавов с эффектом памяти формы	
У. Х. Угурчиев, Н. Н. Новикова	63
из сплавов с эффектом памяти формы У. Х. Угурчиев, Н. Н. Новикова НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ	63

Процессы, технология и техника волновой очистки призабойной зоны пласта	
О. Р. Ганиев, Н. А. Шамов, Н. С. Завалишин	70
Особенности формообразования полых осесимметричных заготовок из медного сплава БРХ08 с применением ротационных методов	
И. А. Бурлаков, Д. А. Константинов, С. В. Морозов, П. А. Петров, Ву Чонг Бач, А. В. Македонов, Р. Ю. Сухоруков	81

Формирование деталей из сплава с эффектом памяти формы	
И.С. Сплавский	90
Перспективный самоперемещающийся параллельный робот "октаэдральный ледоскалыватель" для очистки вантовых мостов от наледи и снега	
С. Н. Саяпин	97
ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ	
Исследования трибологических свойств моторного масла с содержанием фуллеренов	

108

А. Б. Тохметова, А. В. Михеев, М. А. Тананов

К 85-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ АКАДЕМИКА Р.Ф. ГАНИЕВА

DOI: 10.31857/S0235711922040022



В апреле 2022 года видный российский ученый, специалист в области прикладной математики, теоретической и прикладной механики, основоположник нелинейной волновой механики многофазных сред и волновых технологий, доктор технических наук, профессор, академик Российской академии наук Ривнер Фазылович Ганиев отметил свое 85-летие.

Основной чертой научной деятельности Р.Ф. Ганиева является постоянный поиск новых научных решений сложных динамических задач, открытие явлений и эффектов, поиск их практического использования. Эта черта была заложена его учителем, академиком В.О. Кононенко, одним из учеников Н.Н. Боголюбова, крупнейшего ученого XX века, и привита Р.Ф. Ганиевым своим многочисленным ученикам и последователям, образовавшим школу Р.Ф. Ганиева.

В настоящее время научная школа в области нелинейной механики и машиностроения академика Р.Ф. Ганиева представляет собой более 100 докторов и кандидатов наук, внушительную армию молодых ученых, которые посвятили себя научной работе в области нелинейной волновой механики и технологии. Академик Р.Ф. Ганиев ведет педагогическую работу, являясь заведующим кафедрой инженерной механики и прикладной математики МГУ им. Ломоносова.

Научная деятельность Ривнера Фазыловича начиналась с изучения проблем нелинейных пространственных колебаний твердого тела на упругих опорах, в частности,

колебаний в условиях нелинейных резонансов. Им впервые было выявлено разнообразие форм движения твердых тел в условиях нелинейных резонансов, а также предложено их практическое использование, например, в задачах динамики спутников.

Результаты работы нашли отражение в его докторской диссертации и в основополагающей монографии "Колебания твердых тел", написанной совместно с В.О. Кононенко. Развитие этого направления осуществлялось Р.Ф. Ганиевым в отделе динамики управляемых систем Института механики АН УССР. В рамках этого направления были впервые поставлены и решены задачи динамики систем твердых и упругих тел с жидкостью, например, задачи по динамике спутников на орбите, по динамике гироскопических систем на упругих подвесах в условиях нелинейных резонансов, о динамике ракетных и авиационных систем, было объяснено явление продольной неустойчивости ракетных систем, а также явление "земного резонанса" вертолетов, что позволило предложить новые подходы для борьбы с этими явлениями, часто приводившими к катастрофам. Используя методологию нелинейной механики и асимптотические методы теории нелинейных колебаний, которыми владеет виртуозно, P.Ф. Ганиев существенно расширил круг задач, перейдя от колебаний твердых тел к колебаниям деформируемых конструкций с жидкостью и газом, а затем и к нелинейным колебаниям многофазных систем.

Развитие направления о нелинейных колебаниях деформируемых конструкций с жидкостью со свободной поверхностью позволило Р.Ф. Ганиеву с учениками объяснить явление "вращения" свободной поверхности жидкости в сосуде, совершающем колебания (так называемый "эффект Хаттона") и установить новые эффекты, связанные с движением твердых частиц и пузырей в жидкости, заполняющей полость твердого тела, совершающего колебания, как в условиях земной гравитации, так и в условиях невесомости. Эта область исследований оказалась весьма плодотворной, что позволило заложить научные основы космического материаловедения, и дало возможность найти новые подходы для исследования колебаний сыпучих сред, которые позволили получить существенные прикладные результаты для развития техники эффективного пожаротушения.

Начиная с 80-х годов прошлого века, сфера научных интересов Р.Ф. Ганиева перемещается в область научных основ нефтегазодобычи. Школа Р.Ф. Ганиева создала целый класс уникальных оригинальных устройств — генераторов колебаний и волн, предназначенных для практической реализации идеи влияния волн на процессы в нефтяных пластах, чем была заложена основа волновой технологии интенсификации нефтедобычи и повышения нефтеотдачи пластов и основы волновой технологии бурения.

Апробация результатов в области нефтяной промышленности была проведена на месторождениях России, в Нидерландах, в натурных условиях в Объединенных Арабских эмиратах и в Омане, на нефтяной платформе в Северном море, на месторождении Пра́дхо-Бей на северном побережье Аляски, в Китае.

Р.Ф. Ганиев внес большой вклад в раздел прикладной динамики — в динамику трубопроводных систем. Результатом работы явилось создание целого спектра специальных устройств-стабилизаторов волновых процессов, которые находят все более широкое применение в трубопроводном транспорте.

Характерной особенностью деятельности Р.Ф. Ганиева является доведение фундаментальных теоретических результатов до практических приложений, получение весомых результатов, имеющих крупное народно-хозяйственное значение.

Ривнер Фазылович — автор более 500 опубликованных научных работ, в том числе 27 монографий по теории колебаний многофазных систем, научным основам вибрационных и волновых технологических процессов и более 120 патентов. Его основные фундаментальные труды переведены на иностранные языки и изданы за рубежом. Он принимает активное участие в научных, экспертных, координационных советах, комитетах и комиссиях по важнейшим направлениям развития науки и техники, является главным редактором ряда научных журналов.

Выдающиеся научные достижения академика Р.Ф. Ганиева отмечены высокими государственными наградами: Орденом Почета, орденом "За заслуги перед Отечеством" IV степени, Орденом Александра Невского, а также рядом государственных медалей.

Президиум Общества "Знание" наградил Р.Ф. Ганиева золотой медалью имени академика С.И. Вавилова и дипломом Высшей степени за "Выдающуюся просветительскую и научную деятельность".

В 2019 году Р.Ф. Ганиеву присуждена Премия Правительства РФ в области науки и техники за создание и внедрение комплекса передовых технологий, обеспечивающих механическую целостность трубопроводных систем.

Редколлегия и Объединенная Редакция журналов "Проблемы машиностроения и надежности машин", "Проблемы машиностроения и автоматизации" и "Проблемы машиностроения и инженерное образование" желают Ривнеру Фазыловичу Ганиеву крепкого здоровья и новых творческих успехов. Уверены, что мощный творческий потенциал и блестящая научная интуиция Ривнера Фазыловича Ганиева в сочетании с его титанической работоспособностью позволит получить ему и ученым его научной школы принципиально новые научные результаты.

= МЕХАНИКА МАШИН =

УДК 621.01

СТРУКТУРНЫЙ АНАЛИЗ И ПОСТРОЕНИЕ РАБОЧЕЙ ЗОНЫ ИЗОМОРФНОГО ПОСТУПАТЕЛЬНО-НАПРАВЛЯЮЩЕГО МЕХАНИЗМА ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ

© 2022 г. Т. В. Едакина¹, А. Б. Ласточкин¹, Л. В. Гаврилина^{1,*}, В. П. Касилов¹, В. С. Рамжаев ¹

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

*e-mail: griboedova04@mail.ru

Поступила в редакцию 15.02.2022 г. После доработки 04.04.2022 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

В статье рассмотрен изоморфный поступательно-направляющий механизм параллельной структуры. Под изоморфностью понимается кинематическая развязка и постоянство поступательных отношений между перемещениями приводов и выходного звена. Для обеспечения вращения рабочего органа вокруг одной оси механизм снабжен дополнительной кинематической цепью, включающей два шарнира Гука. Рассмотрен структурный анализ, построение рабочей зоны, а также конструкция действующей модели.

Ключевые слова: изоморфный механизм параллельной структуры, поступательно-направляющий механизм, кинематический анализ, рабочая зона

DOI: 10.31857/S023571192204006X

Для решения задач, поставленных в государственной программе Российский Федерации "Научно-технологическое развитие Российской Федерации" [1], необходимо всемерно использовать эффективные решения, которые предлагает современная наука о машинах [2–6]. В этой связи особый научный и практический интерес представляют механизмы параллельной структуры, отличающиеся повышенными показателями по точности и грузоподъемности. Однако у этих устройств имеется недостаток, связанный с переменными передаточными отношениями между движениями приводов и выходного звена [7–10].

Непостоянство передаточного отношения обусловливает возможность наличия особых положений (сингулярностей), в которых механизм приобретает неуправляемую подвижность, не связанную с движениями в приводах. Это обстоятельство важно с точки зрения использования в различных технических приложениях [11–14].

Для устранения такого недостатка К. Конгом и К. Госленом был предложен механизм, обладающий свойством изоморфности, подразумевающим постоянство передаточных отношений и полную кинематическую развязку по трем поступательным степеням свободы [15]. В дальнейшем в Институте машиноведения им. А.А. Благонравова РАН под руководством академика Р.Ф. Ганиева были предложены схемы, развивающие идеи упомянутого технического решения [16, 17]. В этих схемах отсутствовали поступательные кинематические пары, которые могут обусловить наличие перекосов и заклиниваний.



Рис. 1. Манипулятор Izoglide (а); кинематическая цепь манипулятора Izoglide (б).

В настоящей статье представлены новые кинематические схемы, основанные на решениях [16, 17], а также анализируются рабочие зоны.

Рассмотрим структуру изоморфного поступательно-направляющего механизма параллельной структуры, являющегося развитием схемы, предложенной К. Конгом и К. Госленом. В предлагаемом механизме отсутствуют поступательные кинематические пары, склонные к перекосам и заклиниваниям.

Приведем одну кинематическую цепь известного механизма Izoglide (рис. 1а).

Имеем три кинематические цепи (рис. 1а), каждая из которых включает поступательный привод (оси поступательных приводов расположены ортогонально друг другу) и три последовательно расположенные вращательные кинематические пары с осями, параллельными осям соответствующих приводов. Данный механизм имеет три степени свободы и обеспечивает поступательные движения выходного звена по трем осям. Убедимся в этом.

Воспользуемся формулой Сомова-Малышева

$$W = 6(n-1) - 5p_5 - 4p_4 = 6(8-1) - 5 \cdot 6 - 4 \cdot 3 = 0.$$

Считаем, что поступательный привод и вращательную пару, связанную с ним, можно рассмотреть как цилиндрическую пару четвертого класса. В соответствии с этим общее число степеней свободы равно нулю. Однако при рассмотрении связей, налагаемых каждой кинематической цепью, следует учесть, что имеют место два момента, препятствующие двум вращениям (рис. 16).

Матрица плюккеровых координат связей, налагаемых кинематическими цепями, будет представлена шестью плюккеровыми координатами, причем три из них — проекции вектора (1—3 столбцы) на координатные оси x, y, z, а три другие — проекции момента (4—6 столбцы) относительно начала координат на те же координатные оси

$$\begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & r_{11x}^0 & r_{11y}^0 & r_{11z}^0 \\ 0 & 0 & 0 & r_{12x}^0 & r_{12y}^0 & r_{12z}^0 \\ 0 & 0 & 0 & r_{21x}^0 & r_{21y}^0 & r_{21z}^0 \\ 0 & 0 & 0 & r_{22x}^0 & r_{22y}^0 & r_{22z}^0 \\ 0 & 0 & 0 & r_{31x}^0 & r_{31y}^0 & r_{31z}^0 \\ 0 & 0 & 0 & r_{32x}^0 & r_{32y}^0 & r_{32z}^0 \end{pmatrix}$$





Рис. 2. Совокупность поступательной и вращательной кинематических пар (а); вращательный привод с винтовой кинематической парой (б); приводной узел с двумя структурными группами (в).

Таким образом, имеем матрицу размером 6×6 , в которой независимыми являются только три строки (ранг равен трем), поэтому налагаются три связи — три момента, которые препятствуют любым возможным вращениям. Итак, механизм имеет три степени свободы — три поступательных движения выходного звена.

Очевидно, что цилиндрическую кинематическую пару, сопрягающую начальное звено каждой кинематической цепи с основанием, можно представить, как совокупность поступательной и вращательной кинематических пар с параллельными осями (рис. 2а).

При этом, естественно, число звеньев, число и вид кинематических пар не изменится. Кроме того, не изменится число степеней свободы и матрица связей, налагаемых кинематическими цепями.

Поступательный привод можно заменить вращательным приводом, снабженным винтовой кинематической парой (рис. 26).

В этом случае двигатель вращает винт, перемещающий гайку (рис. 26). Эта гайка приводит в движение начальное звено по горизонтальной оси. Далее имеет место начальная вращательная кинематическая пара с осью, параллельной оси поступательной кинематической пары. Найдем число степеней свободы по формуле Сомова-Малышева

$$W = 6(n-1) - 5p_5 = 6 \cdot (17-1) - 5 \cdot 18 = 6,$$

где W – число степеней свободы; p_5 – число пар пятого класса; n – число звеньев.

Получаем шесть степеней свободы, однако на самом деле число степеней свободы останется равным трем. При наличии вращательной, винтовой и поступательной кинематических пар, расположенных соосно так, что вращательная кинематическая пара является приводной, имеем ситуацию, описываемую структурной формулой

$$W = 2(n-1) - p_5$$

В рассматриваемом механизме в каждой кинематической цепи имеют место три одноподвижные кинематические пары, при этом получаем частичную кинематическую цепь с одной степенью свободы

$$W = 2 \cdot (3 - 1) - 3 = 1.$$

Здесь $n = 3, p_5 = 3$.

Таким образом, несмотря на наличие дополнительных кинематических пар и звеньев в каждой кинематической цепи, имеем аналогичную ситуацию, когда число степеней свободы механизма в целом равно трем.

Дальнейшим развитием данной схемы является представление поступательно кинематической пары в каждой цепи в виде двух плоских структурных групп, обуславливающих поступательное перемещение без наличия ползуна и направляющих (рис. 2в).

Поступательную кинематическую пару, которая исключает вращение вокруг оси вращательного привода, можно заменить одной плоской структурной группой Ассура, которая позволяет перемещаться соответствующему звену только в плоскости. Для большей жесткости добавляется еще одна такая же структурная группа, и в совокупности ползун имеет возможность перемещаться только по одной прямой.

В данном случае имеем два аналогичных плоских механизма, расположенных в перпендикулярных плоскостях. Их движение по одной прямой не противоречит друг другу и соответствует наличию одной поступательной кинематической пары.

Далее следует присоединить к каждому приводному узлу кинематические цепи, включающие по три вращательные кинематические пары с параллельными осями (рис. 3а).

При этом общее число звеньев и кинематических пар, естественно, изменится. Применяя общую структурную формулу Сомова–Малышева, получим отрицательное значение числа степеней свободы

$$W = 6(n-1) - 5p_5 = 6 \cdot (11-1) - 5 \cdot 15 = -15$$

где W – число степеней свободы; p_5 – число пар пятого класса; n – число звеньев.

В связи с тем, что приводной узел должен рассматриваться отдельно, число степеней свободы останется неизменным и будет равно трем

$$W = 6(n-1) - 5p_5 = 6 \cdot (14-1) - 5 \cdot 15 = 3.$$

Механизм (рис. 3) можно выполнить без дополнительной кинематической цепи (рис. 3а) и с дополнительной кинематической цепью (рис. 3б).

Дополнительная кинематическая цепь (рис. 4) служит для того, чтобы обеспечить рабочему органу еще одну степень свободы, соответствующую вращению вокруг своей оси.

Кинематическая цепь (рис. 4) включает вращательный двигатель, установленный вертикально, двухподвижный шарнир Гука и поступательную кинематическую пару, позволяющую приводному стержню перемещаться вдоль собственной оси. При этом втулка зубчатого колеса жестко сопряжена с крышкой или боковой стенкой, а зубча-



Рис. 3. Механизм с тремя вращательными приводами, снабженными структурными группами Ассура: (a) – без дополнительной кинематической цепи; (б) – с дополнительной кинематической цепью.





тое колесо передает вращение на рабочий орган за счет шарнирной связи с поворотным кольцом и одним из шарниров Гука.

В механизме с дополнительной кинематической цепью приводные узлы с тремя вращательными двигателями (рис. 36) расположены ортогонально друг другу, как и в исходной схеме (рис. 3а), однако верхняя горизонтальная винтовая направляющая крепится к крышке, установленной на стойках, которые расположены по четырем углам основания.

Для установки и закрепления дополнительной кинематической цепи в крышке имеется отверстие, смещенное относительно центра. Варьируя взаимным положением кинематических цепей можно получать различные схемы механизмов.

На основе разработанной схемы была реализована его действующая модель (рис. 5). Основанием механизма является равносторонний треугольник со стороной 73 см. Однако для того, чтобы увеличить рабочую зону механизма, целесообразно вынести привод, управляющий перемещением выходного звена вдоль вертикальной оси, за пределы основания. Выходное звено соединено с ползунами кинематическими цепями с длиной звена 60 см.



Рис. 5. Действующая модель механизма.



Рис. 6. Рабочая зона представлена в виде трехмерной фигуры (а); рабочая зона действующей модели представлена на проекции общей рабочей зоны механизма (б).

Далее рассмотрим расчет рабочей зоны для поступательно-направляющего механизма с тремя степенями свободы с учетом ограничений, определяемых структурой кинематических цепей:

• приводная кинематическая цепь задает ограничения на минимальное и максимальное перемещение ползуна

$$GR_{\min} = 2L_1 \cos(\varphi_{\max}); \quad GR_{\max} = 2L_1 \cos(\varphi_{\min}),$$

где L_1 – длина начального и промежуточного звеньев, ϕ_{max} и ϕ_{min} – максимальный и минимальный углы поворота начального звена;

• основная кинематическая цепь ограничивает перемещения выходного звена при учете длин начальных и промежуточных звеньев указанной цепи.

Построение рабочей зоны проведем в два этапа: вначале построим рабочую зону, которую формируют ограничения основных кинематических цепей (рис. 6а). На втором этапе выполним добавление ограничений, налагаемых приводными кинематическими цепями (рис. 6б).

На основе анализа вида рабочей зоны можно утверждать, что ограничения, налагаемые основными кинематическими цепями, обусловливают больший размер рабочей зоны, чем ограничения, налагаемые приводными кинематическими цепями.

Вывод. В настоящей статье представлен новый изоморфный поступательно-направляющий механизм параллельной структуры, в котором исключены поступательные кинематические пары.

Механизм снабжен дополнительной кинематической цепью, позволяющей выходному звену вращаться вокруг одной оси. Проведен структурный анализ и построена рабочая зона механизма.

Дальнейшие исследования будут посвящены кинематическому и динамическому анализу механизма.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Государственная программа Российской Федерации "Научно-технологическое развитие Российской Федерации". Утверждена постановлением Правительства Российской Федерации от 29 марта 2019 г. № 377.
- 2. Ганиев Р.Ф. Проблемы механики машин и технологий. Перспективы развития Института машиноведения им. А.А. Благонравова РАН // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2010. № 1. С. 3.
- 3. Ганиев Р.Ф. Проблемы механики машин и технологий. Перспективы развития Института машиноведения им. А.А. Благонравова РАН // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2010. № 3. С. 3.
- 4. *Каляев И.А., Капустян С.Г.* Групповое управление роботами: проблемы, решения // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2011. № 12. С. 7.
- 5. Лопота А.В., Спасский Б.А. Robotics. A View of the Future // Мехатроника, автоматизация, управление. 2017. Т. 18. № 9. С. 612.
- 6. *Воробьев Е.И.* Осуществление заданного относительного движения двух твердых тел двуруким роботом // Механика твердого тела. 2018. № 2. С. 122.
- Bohigas O., Zlatanov D., Ros L., Manubens M., Porta J.M. Numerical computation of manipulator singularities // Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2012, article number 6225083. P. 1351.
- Geng J., Arakelian V. Balancing of Planar 5R Symmetrical Parallel Manipulators Taking into Account the Varying Payload // ROMANSY 23 – Robot Design, Dynamics and Control. 2021. P. 372.
- 9. *Harada T., Kunishige Y.* Singularity Free Mode Changes of a Redundantly Driven Two Limbs Six-Dof Parallel Robot // ROMANSY 23 – Robot Design, Dynamics and Control. 2021. P. 405.
- 10. *Ceccarelli M*. Fundamentals of Mechanics of Robotic Manipulations. Kluwer Academic Publishers, 2004. 412 p.

https://doi.org/10.1007/978-1-4020-2110-7

 Fomin A., Antonov A., Glazunov V. Forward Kinematic Analysis of a Rotary Hexapod // CISM International Centre for Mechanical Sciences 2021. G. Venture et al. (Eds.): ROMANSY 2020, CISM 601, 2021. P. 486.

- 12. Велиев Е.И., Ганиев Р.Ф., Глазунов В.А., Скворцов С.А., Чернецов Р.А. Разработка и исследование механизмов с постоянной точкой ввода инструмента в рабочую область, предназначенных для хирургических операций и исследования свойств плазмы // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2020. № 6. С. 3.
- Laryushkin P., Glazunov V., Erastova K. On the Maximization of Joint Velocities and Generalized Reactions in the Workspace and Singularity Analysis of Parallel Mechanisms // Robotica. Cambridge University Press. 2019. V. 37. P. 675.
- 14. Antonov A., Glazunov V. Position, velocity, and workspace analysis of a novel 6-DOF parallel manipulator with "piercing" rods // Mechanism and Machine Theory. 2021. V. 161. P. 104300.
- 15. Kong X., Gosselin C. Type Synthesis of Parallel Mechanisms. Springer. 2007. 275 p.
- 16. Ганиев Р.Ф., Касилов В.П., Глазунов В.А., Левин С.В., Шалюхин К.А. РФ Патент 133045, 2013.
- 17. Ганиев Р.Ф., Касилов В.П., Глазунов В.А. РФ Патент 134474, 2013.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 539.3,539.4

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ СПЕКАНИЯ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ РАЗРУШЕНИЮ КЕРАМИКИ НА БАЗЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ НА СКАЛЫВАНИЕ КРОМКИ ОБРАЗЦА

© 2022 г. О. А. Батанова^{1,*}, Ю. Г. Матвиенко¹, А. Ю. Марченков², В. М. Матюнин², Т. О. Оболкина³, С. В. Смирнов³

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ²НИУ "Московский энергетический институт", Москва, Россия

³Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, Москва, Россия *e-mail olalgor@list.ru

Поступила в редакцию 23.12.2021 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

Приведены результаты комплексного расчетно-экспериментального исследования механических свойств керамики на основе диоксида циркония методом скалывания кромки образца. Эксперименты на скалывание кромки образца выполнены с помощью конического алмазного индентора с радиусом скругления сферического наконечника 200 мкм. Проведено исследование влияния температуры спекания на сопротивление разрушению керамики. При этом используется кривая сопротивления скалыванию кромки, которая дает интегральную характеристику сопротивления разрушению керамических материалов. Предложенный метод может быть применен для оценки и сравнения механических свойств материалов на этапе поисковых материаловедческих исследований.

Ключевые слова: скалывание кромки образца, конический алмазный индентор, керамика, численное моделирование **DOI:** 10.31857/S0235711922040034

В настоящее время при определении сопротивления разрушению конструкционной, функциональной, биомедицинской керамики, стекол и других хрупких материалов применяется метод скалывания кромки образца с помощью инденторов. Такие исследования проводятся в США [1–3], Канаде [4, 5], Израиле [6], Франции [7], Украине [8–10], Бразилии, Китае, Германии и ряде других стран, в том числе в рамках международного сотрудничества [11–18]. Метод скалывания кромки образца коническими инденторами со сферическим наконечником не требует предварительного создания трещины. Это следует отнести к его преимуществам. При воздействии индентора на образец на его поверхности возникает первичная близкая к окружности трещина и две отходящие от нее вторичные трещины. Затем эти трещины развиваются вглубь образца, приводя к образованию скола. Тот факт, что в этом методе сочетаются различные механизмы разрушения хрупкого материала, также следует отнести к его преимуществам. Названные преимущества дают основание считать его перспективным для оценки механических свойств керамических материалов, в первую очередь на этапе поисковых материаловедческих исследований.

В работах [14—17] приведены результаты комплексных расчетно-экспериментальных исследований сопротивления разрушению хрупких материалов методом скалывания кромки образца коническими алмазными инденторами с радиусами скругления сферического наконечника 100 мкм, 200 мкм и 400 мкм. Работы проводились в рамках международного сотрудничества. Расчетные исследования выполнены в ИМАШ РАН. Расчетный анализ испытаний на скалывание кромок образцов керамики проводили на базе конечно-элементного моделирования с использованием программного комплекса ANSYS. Исследовалось контактное взаимодействие инденторов с испытываемыми образцами. Для этого решали статическую пространственную контактную задачу о внедрении в образец конических алмазных инденторов с различными радиусами скругления наконечника. Конечно-элементное моделирование, выполненное с использованием программного комплекса ANSYS, позволило выявить ряд закономерностей сопротивления разрушению керамики и оптимизировать эксперименты.

В настоящей статье приводятся результаты исследования сопротивления разрушению керамических материалов методом скалывания кромки образца коническим алмазным индентором с радиусом скругления наконечника 200 мкм. Эксперименты по скалыванию кромки образцов из керамики впервые осуществлены в России на основе собственных методик кафедры Технологии металлов НИУ "Московский энергетический институт". В экспериментах исследовались керамические материалы на основе диоксида циркония, разработанные в ИМЕТ РАН. Цель исследования – изучение влияния температуры спекания на сопротивление разрушению керамики.

Материалы и методика эксперимента. В экспериментах исследовалась керамика на основе диоксида циркония, стабилизированная 3 мол.% оксидом иттрия (Y_2O_3) (3Y-TZP). Для повышения прочности и трещиностойкости вводили оксид алюминия Al_2O_3 в количестве 2 мас.%. Известно, что введение малых количеств Al_2O_3 способствует улучшению спекания [19]. Исходные порошки 3Y-TZP получали методом химического соосаждения водных растворов оксихлорида циркония, хлорида алюминия и иттрия в 25 мас.% раствор аммиака. Полученный после синтеза осадок сушили, затем измельчали в планетарной мельнице в среде этанола шарами из диоксида циркония. После помола проводили термообработку при 650°С и повторно диспергировали в планетарной мельнице. Полученные порошки характеризовались удельной поверхностью 50 м²/г. Формование образцов в виде балок прямоугольной формы проводили методом одноосного прессования при давлении 100 МПа в стальных пресс-формах. Спрессованные образцы спекали в высокотемпературных печах с хромитлантановыми нагревателями в воздушной атмосфере при температурах 1450, 1500, 1550°С с выдержкой два часа со скоростью нагрева 10°С/мин.

Данные материалы благодаря высокой прочности и трещиностойкости находят применение в машиностроении: бронезащита, режущий инструмент. В медицине применяются для замены суставов, например, тазобедренных, благодаря износостойкости, прочности, химической и биологической инертности. В стоматологии из таких материалов делают зубные коронки. Эти материалы используются в качестве теплозащиты (огнеупоры) благодаря низкой теплопроводности и высокой температуре плавления. Они также находят применение в ядерной промышленности для защиты от излучения.

Эксперименты по скалыванию кромки образца выполнялись с использованием конического алмазного индентора с радиусом скругления сферического наконечника R = 200 мкм. Образцы представляли собой прямоугольные балки размером $3.5 \times 3.5 \times 40$ мм³. Перед испытаниями две перпендикулярные друг другу грани образцов подвергали предварительной механической обработке. Каждая из балок отдельно запрессовывалась в компаунд EpoMet методом горячей запрессовки на аппарате Buehler SimpliMet 1000 в обойму диаметром 40 мм. Запрессовка производилась при температуре $T = 150^{\circ}$ С в течение пяти минут. Одна грань на запрессованных образцах подвергалась шлифованию с водным охлаждением на станке Buehler EcoMet 250 с использованием шлифовальных бумаг на основе карбида кремния с зернистостью от P180 до P4000. После подготовки первой грани на отрезном станке Buehler AbrasiMatic 300 разрезали обойму вблизи балки на две части, освобождая вторую ее грань, которую затем подготавливали аналогичным образом шлифованием на станке Buehler EcoMet 250.

Испытания проводили на универсальной испытательной машине Instron 5982, дополнительно оборудованной специализированной оснасткой для испытаний индентированием и микрометрическим столом для позиционирования образца относительно индентора. Образец жестко закрепляли на предметном столе с помощью струбцины. Вдавливание индентора проводили со скоростью 0.5 мм/мин на разном удалении от кромки образца. Номинальное расстояние от кромки образца до центра индентора задавалось по лимбу микрометрического стола, а фактическое расстояние контролировалось с помощью оптической системы с точностью ±2.5 мкм. В процессе каждого испытания непрерывно регистрировали диаграмму вдавливания в координатах "усилие-перемещение индентора" до достижения срыва усилия, соответствующего скалыванию кромки образца. Значение максимальной нагрузки при вдавливании принимали в качестве разрушающего усилия P_f при заданном расстоянии d от центра внедрения индентора в поверхность образца до его кромки. Значение параметра d варьировали в пределах базового расстояния испытаний 50 мкм $\leq d \leq$ 300 мкм. Такое базовое расстояние испытаний (нижняя и верхняя граница параметра d) было установлено на основе конечно-элементного моделирования контактного взаимодействия индентора с образцом.

Определяющее верхнюю границу значение параметра d, при воздействии индентора с радиусом скругления наконечника R = 200 мкм, было установлено на основе конечно-элементного анализа трансформации полей перемещений, деформаций и напряжений. Эти поля при возрастании параметров d и P_f, т.е. при удалении центра индентора от кромки образца, трансформируются от асимметрии к симметрии. В общем случае, чем ближе к кромке находится индентор, тем заметнее асимметрия. На основе расчетов для различных керамических материалов было установлено [14], что при достижении параметром d значения равного примерно 300 мкм поля перемещений, деформаций и напряжений становятся практически симметричными в направлении оси перпендикулярной кромке. Значение параметра *d* равное 300 мкм было принято за верхнюю границу базового расстояния испытаний. Зона, ограниченная верхней границей 300 мкм, была идентифицирована, как зона краевого эффекта. Зона краевого эффекта это узкая зона вблизи кромки образца. Внутри зоны краевого эффекта поля перемещений, деформаций и напряжений локализованы вблизи кромки образца и асимметричны в направлении оси, направленной перпендикулярно кромке образца. За пределами зоны краевого эффекта, перечисленные поля становятся практически симметричными в направлении данной оси и не локализованы вблизи кромки. Воздействие индентора в удалении от зоны краевого эффекта соответствует экспериментам классического индентирования.

Из экспериментов известно, что при значительном приближении центра индентора к кромке образца увеличивается разброс данных. В связи с этим целесообразно установить значение параметра d для нижней границы базового расстояния. При выборе минимальных значений параметра d авторы сосредоточили внимание на форме поверхности контакта индентора с образцом [16]. В общем случае эта поверхность представляет собой шаровой сегмент. Однако, при значительном приближении индентора к кромке образца форма поверхности контакта может изменяться от шарового сегмента до половины шарового сегмента при совмещении центра индентора с кромкой образца (d = 0). При выборе минимального значения базового расстояния рекомендовано такое его значение, при котором поверхность контакта представляет собой шаро-



Рис. 1. Испытанный образец, запрессованный в компаунд – (а); сколы, вид сверху – (б).



Рис. 2. Снимок скола, вид сверху.

вой сегмент и примыкает к кромке образца. Значения параметра d, при которых поверхность контакта является частью шарового сегмента, предложено считать находящимися ниже минимального значения базового расстояния. На основании экспериментальных и расчетных исследований предложено в целях унификации экспериментов установить для индентора с радиусом скругления R = 200 мкм минимальное значение границы базового расстояния. На рис. 1 представлен испытанный образец, а на рис. 2 снимок скола.

Результаты испытаний образцов керамики на основе диоксида циркония, полученных при различных температурах спекания. Комплексные расчетно-экспериментальные исследования [16, 17] по скалыванию кромки образца, проведенные для керамики на основе нитрида кремния ((Y_2O_3, Al_2O_3) -SN), диоксида циркония (Y-TZP) и наноламинатной керамики (Ti_3AlC_2), имели целью проанализировать влияние радиуса скругления сферического наконечника инденторов на сопротивление разрушению образцов, а также установление общих закономерностей процесса испытаний инденторами с разными радиусами скругления для различных материалов. Эти исследования, проведенные с учетом условий геометрического подобия, позволили установить оптимальные диапазоны расстояний от центра индентора до кромки образца для конических алмазных инденторов с радиусами скругления сферического наконечника R = 100 мкм, R = 200 мкм и R = 400 мкм. А также позволили получить для каждого ис-



Рис. 3. Сопротивление скалыванию кромки образцов из керамики ЗҮ-ТZР.

пытанного материала единую кривую сопротивления скалыванию кромки для конических алмазных инденторов с разными радиусами скругления в виде зависимости

нормализованного разрушающего усилия P_f/K^2 от нормализованного параметра d/R. При этом d – расстояние от центра внедрения индентора в поверхность образца до его кромки, R – радиус скругления индентора, K – коэффициент подобия, который определяется как отношение текущего радиуса скругления наконечника индентора к радиусу R = 200 мкм. Для R = 100 мкм K = 0.5, для R = 200 мкм K = 1, для R = 400 мкм K = 2. Зависимость $P_f/K^2 (d/R)$ названа сопротивлением скалыванию кромки [16].

Единая кривая сопротивления скалыванию кромки была предложена в качестве механической характеристики материалов. При испытаниях на скалывание кромки образца разрушение начинается с образования первичной поверхностной трещины близкой по форме к окружности, обусловленной достижением предельного напряженного состояния. Затем возникают две вторичные поверхностные трещины (трещины бифуркации). Образовавшиеся поверхностные трещины, распространяясь вглубь образца, приводят к образованию скола. Отражая все перечисленные процессы, кривая сопротивления скалыванию кромки дает интегральную характеристику сопротивления разрушению керамических материалов. Благодаря этому возможно применение этой кривой для оценки и сравнения механических свойств материалов на этапе их создания. Единая кривая дает возможность сравнения результатов экспериментов по определению сопротивления скалыванию кромки керамических материалов, полученных с применением инденторов с различными радиусами скругления наконечника, но при обязательном учете условий геометрического подобия.

Основываясь на проведенном ранее расчетно-экспериментальном исследовании, для проведения экспериментов по скалыванию кромки образцов, с указанными выше размерами грани приложения нагрузки, был выбран конический алмазный индентор с радиусом скругления сферического наконечника равным 200 мкм.

Зависимость $P_f/K^2(d/R)$, названная сопротивлением скалыванию кромки, применена в настоящей статье для сравнения свойств материалов на основе диоксида циркония 3Y-TZP, полученных при различных температурах спекания ($T = 1450^{\circ}$ C, $T = 1500^{\circ}$ C, $T = 1550^{\circ}$ C). Наибольшее сопротивление скалыванию кромки оказали образцы, полученные при температуре спекания $T = 1500^{\circ}$ C (рис. 3).

Выводы. 1. При определении сопротивления разрушению керамических материалов методом скалывания кромки образца эффективно сочетание экспериментов с численным моделированием контакта индентора с испытываемым образцом. **2.** Проведенное на основе зависимости $P_f/K^2(d/R)$ – сопротивление скалыванию кромки, сравнение свойств материалов ЗҮ-TZP, полученных при различных температурах спекания ($T = 1450^{\circ}$ C, $T = 1500^{\circ}$ C, $T = 1550^{\circ}$ C), позволило установить, что наибольшее сопротивление скалыванию кромки оказали образцы, полученные при температуре спекания $T = 1500^{\circ}$ C. **3.** Предложенный метод может применяться для оценки и сравнения механических свойств материалов на этапе поисковых материаловедческих исследований.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Quinn G.D., Giuseppetti A.A., Hoffman K.H. Chipping fracture resistance of dental CAD/CAM restorative materials: Part 1. Procedures and results // Dent. Mater. 2014. V. 30. e99.
- 2. *Quinn G.D., Giuseppetti A.A., Hoffman K.H.* Chipping fracture resistance of dental CAD/CAM restorative materials: Part 2. Phenomenological model and the effect of indenter type // Dent. Mater. 2014. V. 30. e112.
- 3. Argyrou R., Thompson G.A., Cho S.-H., Berzins D.W. Edge chipping resistance and flexural strength of polymer infiltrated ceramic network and resin nanoceramic restorative materials // J. Prosthet. Dent. 2016. V. 116. № 3. P. 397.
- Mohajerani A., Spelt J.K. Edge chipping of borosilicate glass by blunt indentation // J. Mech. of Mat. 2010. V. 42. P. 1064.
- 5. *Mohajerani A., Spelt J.K.* Edge chipping of borosilicate glass by blunt indentation low velocity impact of spherical indenters // J. Mech. of Mat. 2011. V. 43. P. 671.
- 6. *Chai H*. On the mechanics of edge chipping from spherial indentation // Int. J. Frac. 2011. V. 169. P. 85.
- Hervas I., Montagne A., Gorp A. Van, Bentoumi M., Thualt A., Iost A. Fracture toughness of glasses and hydroxyapatite: A comparative study of 7 methods by using Vickers indenter // Ceram. Int. 2016. V. 42. P. 12740.
- Gogotsi G.A. Fracture resistance of ceramics: base diagram and R-line // J. Strength Mater. 2006. V. 38. P. 261.
- 9. Gogotsi G.A., Galenko V.I., Mudrik S.P., Ozersky B.I., Khvorostyany V.V., Khristevic T.A. Fracture resistance estimation of elastic ceramics in edge flaking: EF baseline // J. Eur. Ceram. Soc. 2010. V. 30. № 6. P. 1223.
- 10. *Gogotsi G.A.* Criteria of ceramics fracture (edge chipping and fracture toughness tests) // Ceram. Int. 2013. V. 39. № 3. P. 3293.
- Tong H., Tanaka C.B., Kaizer M.R., Zhang Y. Characterization of three commercial Y-TZP ceramics produced for their High-Translucency, High-Strength and High-Surface Area // Ceram. Int. 2016. V. 42. P. 1077.
- 12. *Tanaka C.B., Ballester R.Y., De Souza G.M., Zhang Y., Meira J.B.C.* Influence of residual thermal stresses on the edge chipping resistance of PFM and veneered zirconia structures: Experimental and FEA study // Dent. Mater. 2019. V. 35. № 2. P. 344.
- 13. Chai H., Lawn B.R. Universal Relation for Edge Chipping From Sharp Contacts in Brittle Materials: A Simple Means of Toughness Evaluation // Acta Mater. 2007. V. 55. P. 2555.
- 14. Batanova O.A., Gogotsi G.A., Matvienko Yu.G. Numerical modeling edge chipping tests of ceramics // Eng. Frac. Mech. 2014. V. 132. P. 38.

- 15. Батанова О.А., Матвиенко Ю.Г. Закономерности образования трещин при скалывании кромки образца и индентировании хрупких материалов // Физическая мезомеханика. 2015. Т. 18. № 2. С. 22.
- 16. Batanova O.A., Gogotsi G.A., Matvienko Yu.G. Unified curve of the edge chipping resistance in connection with the rounding radius indenter // Eng. Frac. Mech. 2017. V. 178. P. 265.
- Gogotsi G.A., Batanova O.A., Matvienko Yu.G. General regularities of edge chipping tests for ceramics in the case of conical indenters with different rounding tip // Mechanics of Materials. 2019. V. 132. P. 86.
- Hampe R., Theelke B., Lümkemann N., Stawarczyk B. Impact of artificial aging by thermocycling on edge chipping resistance and Martens hardness of different dental CAD-CAM restorative materials // J. Prosthet. Dent. In press, Available online 27 February 2020.
- Li Y., Wang M., Wu H., He F, Chen Y., Wu S. Cure behavior of colorful ZrO₂ suspensions during Digital light processing (DLP) based stereolithography process // Journal of the European Ceramic Society. 2019. V. 39. № 15. P. 4921.

– НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ – МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 669.058.7

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ВИБРАЦИИ ПРИ ЭЛЕКТРООСАЖДЕНИИ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ Ni—SiC ИЗ ВИБРАЦИОННО-СТАБИЛИЗИРОВАННОЙ СУСПЕНЗИИ

© 2022 г. А. В. Красиков^{1,2}, М. А. Марков^{1,2}, В. Л. Красиков², И. Н. Кравченко^{3,*}, М. В. Старицын¹, А. Д. Быкова^{1,2}, А. Н. Беляков^{1,2}

¹НИЦ "Курчатовский институт" — ЦНИИ КМ "Прометей", Санкт-Петербург, Россия ²Санкт-Петербургский государственный технологический институт (технический университет), Санкт-Петербург, Россия

> ³Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru

> > Поступила в редакцию 01.03.2022 г. После доработки 03.04.2022 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

Исследовано влияние параметров вибрации на электросаждение композиционного покрытия Ni–SiC из вибрационно-стабилизированной суспензии. Показано, что повышение частоты вибрации приводит к снижению объемной доли включений карбида кремния и небольшому повышению выхода по току. Увеличение амплитуды колебаний увеличивает объемную долю SiC в композиционном покрытии, однако при этом покрытие становится неоднородным и на различных участках образцов осаждается различное количество частиц карбида кремния. На основании проведенных исследований рекомендован режим вибрации для осаждения покрытия Ni–SiC с равномерным распределением частиц карбида кремния.

Ключевые слова: вибрационный метод, электроосаждение, композиционные покрытия, суспензия, гальваника, электролит, гранулометрический состав порошков, металлографические исследования, картирование

DOI: 10.31857/S0235711922040113

В настоящее время получение композиционных электрохимических покрытий (КЭП) прямым соосаждением превратилась в самостоятельную область гальванотехники. Для решения задач создания композиционных покрытий, обладающих и коррозионной стойкостью и износостойкостью, необходимо рассматривать не только системы металл—включения, исследуя влияние их природы на эксплуатационные свойства, но и технологию синтеза композиционных слоев.

Среди многих условий, влияющих на свойства покрытий и структуру металлической матрицы, фигурирует такой параметр, как размер частиц твердой фазы, внедренной в металлокерамическое покрытие. При переходе от наноразмерных частиц карбида кремния (50 нм) к субмикронным (500 нм) измельчается размер зерна никелевой матрицы и возрастает микротвердость [1]. Однако, каковы будут свойства покрытия при микронном размере частиц, остается неясным, потому что получать такие покрытия затруднительно. Проблема состоит в том, что при размере частиц порошка, введенного в электролит в 3–7 мкм поддерживать агрегативную устойчивость за счет добавления ПАВ становится практически невозможным.

Поэтому для электроосаждения КЭП из электролитов-суспензий с крупным размером частиц важнейшей проблемой является поддержание агрегативной устойчивости. Для ее решения существует несколько принципиальных подходов, таких как ультразвуковое перемешивание [2, 3], использование ротационных мешалок [4], вращение покрываемой детали [5, 6], вибрация [7], проточное [8] и струйное осаждение [9, 10]. Однако все эти методы применялись по отношению к мелкодисперсным порошкам, взвешенным в электролите. Задача по стабилизации электролитов-суспензий с размером частиц в несколько микрометров и больше практически не рассматривалась. Решение этой задачи по отношению к электролиту с крупными частицами порошка позволило бы обойти непростую задачу по обеспечению доставки частиц к растущему покрытию. Миграция таких частиц под действием электрического поля в электролизере настолько слаба, что доставка твердой фазы к катоду может осуществляться только за счет конвекции. С одной стороны, это можно считать недостатком, но с другой, при использовании правильно выбранных методов доставки частиц, избавляет технологов от необходимости учитывать ионную силу электролита и значение ζ-потенциала. Как следствие, при обеспечении конвекции появляется возможность работать с любыми электролитами, с теми концентрациями и рН, которые удобны технологам. При этом возникает задача обеспечения такого гидродинамического режима, который обеспечивает равномерную доставку частиц армирующей фазы и одновременно позволяет закрепиться им на поверхности покрытия.

Наиболее перспективным методом стабилизации суспензии является вибрационный метод, который позволяет формировать взвеси крупных частиц в электролите с высокой ионной силой и одновременно обеспечивает их доставку к поверхности детали. Однако вопрос о влиянии параметров вибрации на процесс соосаждения микрометровых частиц с металлом остается открытым.

Целью статьи является исследование влияния параметров вибрации на основные свойства композиционных покрытий на примере системы Ni–SiC. Данный вид КЭП нашел практическое применение в автомобильных двигателях [11] и обладает высокой износостойкостью.

Методика исследований. Для исследований использовали стандартный сульфатный электролит (ванна Уоттса) состава NiSO₄·7H₂O – 250 г/л, NaCl – 10 г/л, H₃BO₃ – 30 г/л. Для приготовления электролита использовали реактивы с чистотой не ниже "чда" и дистиллированную воду. В электролит было введено 50 г/л карбида кремния модификации 6H размера M5. После введения порошка электролит-суспензию облучали ультразвуком в течение 20 мин, помещая ячейку с электролита смещался в кислую сторону, что было вызвано разрушением агломератов карбида кремния и обновлением поверхности. Поэтому pH корректировали и снова подвергали электролит воздействию ультразвука, после чего снова проверяли pH. При необходимости цикл повторяли. Эксперимент проводили при pH = 2.3.

Образцы для осаждения покрытий изготавливали из медной полосы марки M0 толщиной 0.2 мм. Рабочая часть образцов имела размер 15×30 мм. Перед осаждением образцы шлифовали и подвергали стандартной подготовке поверхности по ГОСТ 9.305, т.е. электрохимическому обезжириванию в катодном режиме и химической активации в растворе серной кислоты при комнатной температуре.

Для формирования взвеси частиц в электролите возле дна ванны была расположена вибрирующая площадка с массивом конических отверстий, выполненная из полимера АБС, приводимая в движение вибростендом TiraVib под управлением низкочастотного источника сигналов Г3-112/1. Частота колебаний площадки составляла 50 Гц, амплитуду колебаний регулировали в диапазоне 1–3 мм. Электроосаждение проводили при фиксированной плотности тока 2 А/дм². Схема установки и расположения образцов в ванне приведены на рис. 1.



Рис. 1. Схемы: (а) — установка для получения образцов композиционных покрытий; (б) — расположение образца в ванне, вид сверху.

Исследование гранулометрического состава порошка карбида кремния проводили на установке MalvernMastersizer 2000, фазовый анализ покрытий на дифрактометpeRigakuUltimaIV. Анализ проводился по базе данных PDF 2 (ICDD). Металлографические исследования проводили на растровом электронном микроскопе TescanVega3. Количество включений в покрытии оценивали с помощью специализированного программного обеспечения IncaFeatures. Для этого измеряли содержание SiC по восьми зонам в различных областях образца. Сходимость результатов измерений, за исключением особо оговоренного случая, составляла ±1.6 об.%. Микротвердость покрытия определяли на микротвердомере ПМТ-3М, при нагрузках 30, 40 и 50 г, выбранных по ГОСТ 9450.

Результаты и обсуждение. При электроосаждении композиционного покрытия Ni–SiC в условиях вибрационно-стабилизированной суспензии формируются матовые серые покрытия. Поэлементное картирование (рис. 2, 3) показывает, что участки с повышенным содержанием углерода соответствуют таковым для повышенного содержания кремния. Примесей кислорода при анализе химического состава покрытий не наблюдается, т.е. все включения являются карбидом кремния. С повышением частоты колебаний вибрирующей площадки наблюдается существенное снижение плотности распределения частиц SiC в композиционном покрытии.

Более детальные исследования влияния частоты колебаний на количество включенного в покрытие карбида кремния (рис. 4a), с ростом частоты происходит планомерное снижение объемной доли армирующих частиц. Так, в покрытии, осажденном при частоте колебаний 10 Гц, объемная доля SiC составила 26%, а при 100 Гц снизилась до 13%. Это соответствует наблюдениям в работе [12], в соответствии с которыми количество включений снижается с увеличением энергии вибрации.

Выход по току полученных композиционных покрытий ниже, чем для классических никелевых и в исследованном диапазоне частот колебаний не превышает 82%, что обусловлено весьма низкой величиной рН. При этом наблюдается слабая зависимость выхода по току композита от частоты колебаний (рис. 46), согласно которой при повышении частоты выход по току несколько растет.

Очевидно, что выход по току в случае осаждения КЭП складывается из двух составляющих: фарадеевского процесса осаждения никелевой матрицы и включения частиц







Рис. 3. Карта элементов для образца покрытия Ni–SiC, полученного при частоте колебаний 25 Гц.



Рис. 4. Влияние частоты колебаний на объемное содержание карбида кремния (а) и выход по току композиционного покрытия (б).

SiC. С одной стороны, самой очевидной причиной такого поведения системы может быть формирование диффузионного барьера из частиц карбида кремния в прикатодном слое электролита. Формирование подобных пленок вызывает существенное торможение катодных процессов [13, 14], что способствует обогащению растущего по-



Рис. 5. Влияние частоты колебаний на микротвердость покрытий Ni-SiC.



Рис. 6. Влияние содержания карбида кремния на микротвердость покрытия.

крытия дисперсной фазой. Повышение частоты колебаний, по-видимому, приводит к снижению плотности адсорбционной пленки из карбида кремния и ослабляет диффузионный барьер, увеличивая выход по току.

Микротвердость покрытия также зависит от частоты колебаний и снижается при ее увеличении (рис. 5). Вероятно, это обусловлено ниспадающей зависимостью объемной доли SiC от частоты. Подтверждением этого является зависимость микротвердости покрытия от содержания карбида кремния, которая в изученном диапазоне составов покрытия практически линейна (рис. 6).

Изменение амплитуды колебаний неоднозначно влияет на скорость формирования покрытий. Выход по току покрытия при слишком высокой амплитуде 3 мм весьма низок для ванны Уоттса и составляет 69% (рис. 7а). Вероятно, при таких условиях скорость движения потоков электролита становится настолько велика, что покрытие подвергается воздействию абразивных частиц [15]. Кроме того, высокая скорость движения электролита затрудняет фиксацию частиц SiC на поверхности растущего никеля, что снижает прирост массы образца во время электролиза. Исследование содержания карбида кремния в покрытии с обеих сторон образцов показало, что с увеличением амплитуды колебаний появляется разница между количеством SiC, внедренного в



Рис. 7. Влияние амплитуды колебаний на выход по току покрытия (а) и объемное содержание в нем карбида кремния (б) при частоте 50 Гц.

никелевую матрицу на разных поверхностях образцов. Этот разброс существенно увеличивается с возрастанием амплитуды (рис. 7б). Очевидно, что данное явление зависит от геометрии ванны и покрываемой детали, расположения образца относительно дна ванны и других факторов, оказывающих влияние на гидродинамические потоки. Поэтому, несмотря на то, что повышение амплитуды колебаний позволяет локально увеличить содержание включений SiC, обеспечивать равномерность распределения армирующей фазы в таких условиях затруднительно. Соответственно, превышение амплитуды колебаний величины в 1 мм нежелательно.

На основании полученных результатов можно констатировать, что параметры вибрации оказывают существенное влияние как на состав композиционного покрытия, так и на его свойства. Для получения покрытий с равномерным распределением SiC и высокой объемной долей оптимальным режимом является частота 10–25 Гц и амплитуда не более 1 мм, что обеспечивает микротвердость композиционного покрытия 780 HV.

Выводы. 1. Исследовано влияние частоты вибрации при осаждении композиционного покрытия Ni–SiC. Установлено, что повышение частоты приводит к обеднению покрытия упрочняющей карбидокремниевой фазой. 2. Оценено влияние амплитуды колебаний на состав, структуру и выход по току композиционного покрытия. Показано, что увеличение амплитуды приводит к возникновению неконтролируемых направленных потоков электролита-суспензии, что значительно увеличивает разброс содержания SiC на различных участках покрытия. 3. Установлено, что повышение частоты колебаний вызывает снижение микротвердости покрытий, что связано со снижением содержания SiC. 4. Обоснован оптимальный режим осаждения покрытия Ni–SiC, обеспечивающий высокую однородность распределения упрочняющих частиц. Микротвердость покрытия составляет 780 HV.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Исследование выполнено при финансировании Российским научным фондом по приоритетному направлению деятельности РНФ "Проведение фундаментальных научных исследований и поисковых научных исследований малыми отдельными научными группами" (Соглашение № 22-29-00800).

БЛАГОДАРНОСТЬ

Экспериментальные исследования выполнены на оборудовании Центра коллективного пользования научным оборудованием "Состав, структура и свойства конструкционных и функциональных материалов" НИЦ "Курчатовский институт" – ЦНИИ КМ "Прометей" при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования – соглашение № 13.ЦКП.21.0014 (075-11-2021-068). Уникальный идентификационный номер – RF–2296.61321X0014.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Pinate S., Ispas A., Leisner P., Zanella C. Electrocodeposition of Ni composites and surface treatment of SiC nano-particles // Surface & Coatings Technology. 2021. V. 406. https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2020.126663
- 2. *Tudela I., Zhang Y., Pal M., Kerr I., Cobley A.* Ultrasound-assisted electrodeposition of composite coatings with particles // Surface and Coatings Technology. 2014. V. 259. Part C. P. 363.
- 3. *Nath P., Sahu D.K., Mallik A.* Physicochemical and corrosion properties of sono-electrodeposited Cu-Ni thin films // Surface and Coatings Technology. 2016. V. 307. Part A. P. 772.
- 4. *Muralidhara H.B., Nayake Y.A., Balasubramanyam J., Kumar K.Y., Hanumanthappa H., Veena M.S.* Electrodeposition of Zn-Graphite nanoparticles composite and their characterization // J. Chem. Pharm. Res. 2012. V. 4. P. 440.
- Maurin G., Lavanant A. Electrodeposition of nickel/silicon carbide composite coatings on a rotating disc electrode // Journal of applied electrochemistry. 1995. V. 25. P. 1113.
- 6. *Badarulzaman N.A., Purwadaria S., Mohamad A.A., Ahmad Z.A.* The production of nickel–alumina composite coatingvia electroplating // Ionics 2009. V. 15. P. 603.
- 7. Johal C.P.S., Kalantary M.R., Gabe D.R. Vibratory agitation for electrodeposition: Ill electrodeposition of composites // Trans IMF. 1989. V. 67. P. 31.
- Lapinski J., Pletcher D., Walsh F.C. The electrodeposition of nickel–graphite composite layers // Surface and Coatings Technology.2011. V. 205. Iss. 21–22. P. 5205.
- 9. Osborne S.J., Sweet W.S., Vecchio K.S., Talbot J.B. Electroplating of Copper–Alumina Nanocomposite Films with anImpinging Jet Electrode // Journal of the Electrochemical Society. 2007. V. 154. № 8. P. D394.
- 10. *Thiemig D., Bund A. Talbot J.B.* Electrocodeposition of Nickel Nanocomposites Using an Impinging Jet Electrode // Journal of The Electrochemical Society. 2007. V. 154. № 10. P. D510.
- 11. Walsh F.C., Ponce de Leon C. A review of the electrodeposition of metal matrix composite coatings by inclusion of particles in a metal layer: an established and diversifying technology // Transactions of the IMF. 2014. V. 92. № 2. P. 83.
- 12. White C., Foster J. A Study of Particle-Cathode Adhesion during the Formation of Electrodeposited Composite Coatings // Transactions of the IMF. 1978. V. 56. Iss. 1. P. 92.
- 13. Krasikov A.V., Krasikov V.L. Effect of the Composition of Pyrophosphate Electrolyte on the Kinetics of Cobalt Electrodeposition // Russian journal of applied chemistry. 2009. V. 82. № 5. P. 792.
- 14. *Красиков В.Л., Александрова Г.С.* Особенности катодного выделения водорода из слабокислых растворов, содержащих соль алюминия // Известия СПбГТИ(ТУ). 2012. № 17 (43). С. 31.
- Dabholkar A., Sundaram M.M. Mathematical Model for Abrasive Content Estimation in a Pulse-Electroplated Abrasive Microtool // Journal of Manufacturing Processes. 2012. V. 14. Iss. 3. P. 366.

– НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ – МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 001.89: 004.93: 621

ПОДХОД К ИССЛЕДОВАНИЮ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ НА ОСНОВЕ АВТОМАТИЧЕСКОЙ ГЕНЕРАЦИИ НЕПАРАМЕТРИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ШЕРОХОВАТОСТИ

© 2022 г. В. Ф. Безъязычный¹, И. Н. Паламарь^{1,*}, Н. С. Азиков², А. И. Гагарина¹, В. А. Назаренко¹

¹Рыбинский государственный авиационный технический университет им. П.А. Соловьева, Рыбинск, Россия ²Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

*e-mail: irina.palamar@mail.ru

Поступила в редакцию 24.01.2022 г. После доработки 13.04.2022 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

Рассматривается подход к решению проблемы моделирования шероховатости поверхности при различных методах обработки ответственных деталей. Предложена непараметрическая модель шероховатости на основе генеративной состязательной нейронной сети, разработаны алгоритмы ее обучения. Проведено исследование профиля шероховатости, сгенерированного по модельным сигналам и реальным профилограммам, оценены параметры шероховатости и получена допустимая погрешность модели при обеспечении повышения эффективности исследования качества поверхности.

Ключевые слова: методологический подход, модель шероховатости, генеративная состязательная сеть, прогнозирование шероховатости поверхности, автоматизация оценки структуры поверхности, профильный метод

DOI: 10.31857/S0235711922040046

Обеспечение качества поверхности ответственных деталей в условиях разработки новых материалов и исследования перспективных способов изготовления и ремонта является одной из важных задач наукоемкого машиностроения. Непрерывное повышение требований к эксплуатационным свойствам деталей приводит к необходимости совершенствования методов оценки показателей качества поверхностного слоя. Шероховатость поверхности является одним из наиболее важных показателей качества, оцениваемых при проведении исследований по совершенствованию различных методов обработки деталей.

Для прогнозирования шероховатости в основном используются аналитические и регрессионные модели для отдельных показателей, не отражающих все особенности профиля поверхности, определяемые ее структурой. На современном технологическом уровне эффективное исследование качества поверхности требует новых подходов к формированию моделей шероховатости, учитывающих достижения методов машинного обучения и анализа данных на основе информационных технологий.

Анализ состояния проблемы. В ряде исследований для доказательства повышения качества поверхности приводится качественное описание рельефа поверхности с визуальным представлением профилограмм до и после предлагаемой обработки поверхности детали.

Исследование метода струйно-абразивной обработки для ремонта компонентов турбин [1] показало зависимость шероховатости по параметру *Ra* от размера фракции абразива. Для оценки качества обработки использовался визуальный осмотр однородности поверхности и сравнение с эталонами. Вид обработки меняет структуру поверхности, формирует наклеп, поэтому для углубленного исследования модель шероховатости должна отражать все особенности процесса. Для достижения высокого качества поверхности используют комбинированные методы, позволяющие сформировать сложную микроструктуру и рельеф поверхности в соответствии с требуемыми эксплуатационными свойствами [2]. В этом случае требуется исследовать эффективность взаимодействия различных факторов на качество поверхностного слоя деталей и построить более сложную модель шероховатости. Например, изменение микрорельефа поверхности алюминия в работе [3] визуализируется качественно с помощью профилограмм, а оценивается только параметр *Ra*.

Исследование ультразвукового выглаживания титановых сплавов [4] показало уменьшение шероховатости при формировании градиентной наноструктуры в поверхностном слое. При этом регулирование размера зерна на поверхности должно быть отражено в структуре профиля шероховатости, что требует более сложной модели шероховатости, чем оценка параметров *Ra* и *Rz*. Для иллюстрации уменьшения шероховатости приводится внешний вид профилограмм, т.к. в настоящее время отсутствует методика оценки всех особенностей профиля поверхности.

Следующим аспектом изучаемой проблемы оценки качества поверхностного слоя является то, что рельеф поверхности является результатом воздействия частотных и случайных явлений исследуемого метода обработки. Следовательно, шероховатость может рассматриваться как некоторый процесс с соответствующими свойствами. В работе [5] рассматривается математическая модель процесса плоского шлифования и отмечается, что стохастические свойства зерен шлифовального диска и вибрации в процессе шлифования затрудняют прогнозирование их влияния на формируемую поверхность при заданных режимах обработки. Для моделирования шероховатости поверхности используется метод интерполяции, который не позволяет создать реалистичную модель профиля для любых форм поверхности. В работе по исследованию глубинного шлифования [6] получена зависимость *Ra* от скорости круга и отмечается изменение характера рельефа, который можно оценить по соответствующей модели структуры поверхности. При исследовании аддитивных технологий лазерного выращивания, в частности DMT, шероховатость поверхности оценивалась на соответствие регламентированной $R_z = 60$ мкм [7]. Поверхность детали имеет выраженный слоисто-волновой, полосчатый характер с отдельными оплавленными гранулами. Наличие на некоторых границах выращенного фрагмента застывших капель и подтеков расплава свидетельствует о неустойчивом режиме формирования. Поскольку получаемая металлографическая структура определяет прочностные свойства детали, то модель шероховатости должна представлять все особенности профиля и обеспечивать возможность их интерпретации в соответствии со спецификой исследуемого метода изготовления или вида порошка [8].

Таким образом, большинство исследований влияния методов обработки на качество поверхности используют параметры, определяемые по ГОСТ 2789-73, при этом наиболее часто используются *Rz*, *Ra* и *R*max. Известно, что поверхности с различными функциональными свойствами могут иметь профили с одинаковыми стандартными параметрами микрогеометрии, следовательно, стандартных параметров недостаточно для оптимальной оценки качества поверхности [9]. В работе [10] для автоматизации контроля микрогеометрии поверхности деталей предлагаются графические критерии: графики функций плотности распределения и функций распределения ординат и тангенсов углов наклона профиля. Непараметрическая модель строится для эталонной и для контролируемой поверхности и не обладает обобщающими свойствами для вида обработки и материала детали.

Новый взгляд на шероховатость, как реализацию сигнала, представлен в ГОСТ 4287-2014, являющимся переводом зарубежного стандарта. В ГОСТ 4287-2014 профиль предлагается анализировать с помощью цифровых фильтров и использовать новые методы частотного анализа для оценки шероховатости, однако данный стандарт оставляет параметрический подход, причем методики по расчету параметров еще находятся в стадии разработки. В работе [11] представлены алгоритмы и результаты анализа шероховатости поверхности с использованием Фурье- и вейвлет-анализа.

Другим актуальным направлением в исследовании шероховатости поверхности является применение методов анализа данных и машинного обучения. Статья [12] содержит описание применения различных классификаторов машинного обучения для анализа состояния инструмента в процессе обработки резанием. Состояние инструмента анализируется по акустической эмиссии и вибрации инструмента. В статье указано, что вибрация инструмента коррелирует с шероховатостью поверхности, получаемой после обработки, поэтому к ней можно применить аналогичные методы цифровой обработки сигналов. В работе [13] рассматривается классификация шероховатости поверхности с использованием и сравнением четырех видов классификаторов: метод опорных векторов, метод *k*-ближайших соседей, дерево решений и случайный лес. В качестве входных параметров используются Фурье- и вейвлет-коэффициенты, коэффициенты корреляции значений вейвлет-коэффициентов и оригинального сигнала.

Основной проблемой применения мощных моделей машинного обучения в анализе качества поверхности и влияния методов обработки является малое количество обучающих данных. Сбор и подготовка данных в количестве, достаточном для обучения по прецедентам, требуют значительных затрат времени и ресурсов.

Постановка задачи и предлагаемый методологический подход. Модель шероховатости поверхности должна отражать особенности конкретных видов обработки с учетом особенностей методов и условий обработки, формирующих структуру поверхности детали. Профиль шероховатости поверхности является сложной функцией с частотными и вероятностными свойствами, поэтому построение аналитических и регрессионных моделей выполняется с рядом допущений и ограничений на используемые параметры. Известно, что модель нейронной сети является универсальным аппроксиматором любой сложной функции с заданной точностью.

Целью данного исследования является разработка непараметрических моделей шероховатости на основе генеративных моделей. Для исследования особенностей профиля шероховатости выбрана генеративная состязательная сеть (GAN), обучаемая без учителя [14]. GAN представляет собой комбинацию из двух нейронных сетей: генератора G и дискриминатора D. Генератор строит приближение распределения данных, а дискриминатор оценивает вероятность того, что образец пришел из обучающих данных, а не сгенерированных моделью G. Обучение для модели G заключается в максимизации вероятности ошибки дискриминатора *D*. Принцип максимизации правдоподобия говорит, что если есть некоторое неизвестное распределение p(x), в котором есть набор сэмплов x_i принадлежащих этому распределению, и некоторое известное параметрическое семейство распределений $pm = (x|\theta)$, то для того, чтобы распределение ($x|\theta$) максимально приблизило p(x), надо найти такой вектор параметров θ , который максимизирует совместную вероятность данных. Для количественной оценки сходства между истинным и сгенерированным распределением в модели используется дивергенция Дженсена-Шеннона, состоящая из двух дивергенций Кульбака-Лейблера.

Создание моделей шероховатости. Особенностью генеративных моделей является то, что они строят совместное распределение вероятностей $p(x; \theta)$. С математической точки зрения цель генеративной модели состоит в максимизации функции правдоподобия для набора данных $X = \{x_i\}$

$$\theta^* = \arg \max_{\theta} \prod_i p(x_i; \theta) = \arg \max_{\theta} \sum_i \log p(x_i; \theta),$$

где x_i – элемент набора данных; θ – параметры генеративной модели; $p(x_i; \theta)$ – распределение вероятности для *i*-го элемента данных при параметрах θ .

Если плотность распределения известна явно, тогда можно делать вероятностные предположения о структуре распределений, которые обычно сводятся к тому, что распределение $p(x_i; \theta)$ выражается в виде произведения тех или иных распределений. Например, байесовские сети строят распределение из условных распределений. Так как шероховатость имеет случайное неявное распределение, то для моделирования профиля шероховатости необходимо использовать модель с неявно выраженной плотностью.

В качестве основы модели выбрана Вассерштейн GAN (WGAN), в которой модель дискриминатора заменяется критиком, оценивающим реалистичность или фальшивость данного образца [15]. Это изменение мотивировано математическим аргументом, согласно которому при обучении генератора необходимо стремиться к минимизации расстояния между распределением данных, наблюдаемых в наборе обучающих данных, и распределением, наблюдаемым в сгенерированных примерах. По сравнению с дивергенцией Дженсена–Шеннона расстояние Вассерштейна обладает свойствами непрерывности и дифференциации и продолжает обеспечивать линейность градиента, даже после того, как дискриминатор хорошо обучен. Таким образом решается проблема исчезающего градиента [16].

Модель дискриминатора *D* включает пять сверточных слоев. Каждый слой состоит из транспонированного оператора одномерной свертки *convTransponse1d*, пакетной нормализации для ускорения обучения и функции активации *ReLU*. Входными данными блока являются датасеты со значениями истинных образцов и синтезированных. Выходными данными блока является коэффициент правдивости данных, который поступает на блок генератора.

Модель генератора G также включает пять сверточных слоев. Каждый слой состоит из оператора одномерной свертки conv ld, пакетной нормализации для ускорения обучения и функции активации LeakyReLU, которая решает проблему вымывания градиента у дискриминатора. Входными данными блока являются вектор шума и коэффициент правдивости с дискриминатора. Выходными данными генератора являются сгенерированные данные, которые подаются на вход дискриминатора. Дискриминатор выполняет деконволюцию данных и сравнивает их с реальными.

Перед обучением модели настраиваются параметры, которые будут использованы в процессе обучения: скорость обучения для адаптации весов сети и количество эпох обучения. В качестве функции оптимизации используется *RMSProp*. При итерационном обучении дискриминатора на каждом шаге обнуляется градиент, рассчитывается среднее значение разности между исходным и сгенерированным набором данных. Веса дополнительно отсекаются. При обучении генератора на каждом шаге цикла модель генерирует свои образы на основе случайных значений или шума. Каждый пятый шаг обучения модель обновляет свои параметры, что позволяет избежать эффекта повторяемости для сгенерированных образов, а также рассчитывается функция потерь на основе данных оценки дискриминатора.

Тестирование на модельных данных. Сигнал шероховатости имеет сложную форму, поэтому модель генерации была протестирована на сигнале известной формы — синусе с параметрами: амплитуда — 1 и период — 64 отсчета с шагом 0.004363435 (рис. 1а).



Рис. 1. Примеры сигналов: (а) – исходный сигнал, подаваемый на вход модели; (б), (в), (г) – сгенерированные моделью образцы сигналов при разных параметрах обучения.

Настройка параметров позволила достичь корректной генерации нескольких образцов. Количество объектов генерации зависит от количества потоков процессора, в настоящей статье генерировалось 16 образцов за один проход модели. Для настройки использовались следующие параметры: значение, по которому обрезаются веса в модели генератора на каждой эпохе обучения; скорость обучения; количество шагов, после которого происходит обновление градиента генератора; количество эпох обучения; размер батча.

По результатам серии тестов с генерацией данных выбраны оптимальные параметры модели и процесса обучения, позволяющие достичь максимальной корректности образцов за минимальное время обучения. С увеличением количества эпох наблюдался эффект переобучения сети генератора, что приводило к смене полярности полупериода или к полному изменению формы сигнала (рис. 16, в). Увеличение или уменьшение параметра clip-value приводит к невозможности обучения модели генератора. Уменьшение скорости обучения позволяет получить корректный образец (рис. 1г) на меньшей эпохе обучения, но приводит к быстрому переобучению. Изменение остальных параметров не оказало сильного влияния на генерируемые образцы.

В результате тестирования на модельных данных были определены оптимальные параметры модели. Размер максимального сверточного слоя сети – 512, минимального – 64, что обусловлено размерностью исходных профилей – 500 отсчетов. Параметры обучения: количество эпох -200; скорость обучения -0.0001; длина генерируемого шума – 512; размер пакета обучения – 16.

Данные параметры обеспечили оптимальные результаты генерации без лишних включений и искажений формы профиля.

Экспериментальное исследование. Результаты моделирования были проверены на реальных данных, представленных на рис. 2а, За. В качестве входных данных используются сигналы в виде. сву файла, содержащего профилограмму шероховатости поверхности. Затем данные преобразуются в формат набора значений датасета для дискриминатора.

Проанализировав полученную визуализацию сгенерированных сигналов (рис. 26 и 36) можно заметить несглаженность формы генерируемого профиля, которую можно в дальнейшем скорректировать методами цифровой обработки сигналов. Результаты оценки параметра *Ra* исходного и сгенерированного профилей шероховатости сведены в табл. 1. Разработанная модель позволила сгенерировать образцы на основе сигнала с допустимой погрешностью. Дальнейшее повышение точности модели зависит от качества подготовки датасета и увеличения его объема.

Для анализа шумовой составляющей генерируемых профилей было проведено частотное разложение исходных и генерируемых профилей длиной L на амплитудный и вейвлет-спектры. Анализ амплитудного спектра показал, что в сгенерированном сигнале основные гармоники профиля сохранены, что говорит о том, что структура и



Рис. 2. Профиль шероховатости образца № 1 (а) и сгенерированный моделью шероховатости (б).



Рис. 3. Профиль шероховатости образца № 2 (а) и сгенерированный моделью шероховатости (б).

особенности профиля не изменялись, генерация только усилила дополнительные гармоники, а также добавились высокочастотные гармоники, которые являются шумом. Результат вейвлет-анализа спектра исходного и сгенерированного профилей шероховатости представлен на рис. 4.

Вейвлет-преобразование одинаково хорошо показывает как низкочастотные, так и высокочастотные характеристики, а также дает информацию об эволюции относительного вклада компонент разного масштаба во времени. Перепады цвета при резких переходах от высоких значений к низким на профиле остались и на сгенерированном профиле (рис. 4), что подтверждает сохранение структуры профиля поверхности при генерации.

Образец профиля шероховатости	<i>Ra</i> исходного профиля, мкм	<i>Ra</i> сгенерированного профиля, мкм	Относительная погрешность, %
№ 1	12.3541	11.1850	10
Nº 2	9.4617	10.1359	8

Таблица 1. Параметры профилей и величина ошибки модели



Рис. 4. Вейвлет-разложение исходного (а) и сгенерированного (б) профиля шероховатости поверхности для образца № 2.

Основные результаты и выводы. Обученная генеративная модель на основе *WGAN* является обобщенной моделью профиля шероховатости, позволяя выполнять оценку любых особенностей профиля для данного вида обработки поверхности методами частотного анализа сигнала.

Модель может адаптироваться под любой вид обработки за счет управления обучением и подготовкой соответствующего датасета. Повышение точности модели достигается методами машинного обучения.

Модель профиля шероховатости можно использовать для аугментации данных о структуре поверхности детали, в случае малого объема обучающей выборки.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Полянский С.Н., Бутаков С.В., Ольков И.С., Александров В.А. Ремонт компонентов турбин методами струйно-абразивной обработки // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2021. № 1. С. 89.
- 2. *Иноземцев В.Е.* Оценка воздействия управляемых входных критериев на качественные характеристики формируемой поверхности деталей // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2019. № 9 (99). С. 12.
- 3. Иноземцев В.Е. Особенности формообразования профиля поверхности при комбинированных способах обработки металлов и их сплавов // В сборнике: Инновационные технологии машиностроения в транспортном комплексе. Материалы XI Международной научно-технической конференции ассоциации технологов-машиностроителей. 2020. С. 119.
- 4. *Столяров В.В.* Ультразвуковое выглаживание титановых сплавов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 6. С. 66.

- 5. Voronov S.A., Veidun M. Mathematical modeling of the cylindrical grinding process // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2017. T. 46. № 4. C. 394.
- 6. *Полетаев В.А., Цветков Е.В.* Качество поверхностного слоя лопаток компрессоров из титана при многокоординатном глубинном шлифовании // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2017. № 12 (78). С. 15.
- 7. Isakov V.V., Burlakov I.A., Zabel'yan D.M., Serebryakov D.I., Volkov M.E. Theoretical-experimental estimation method of interconnection of additive technology of directed laser growth // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2018. T. 47. № 2. C. 173.
- Агеев Е.В., Алтухов А.Ю., Агеева Е.В. Влияние температуры сплавления частиц электроэрозионного кобальтохромового порошка на качество аддитивных изделий // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2021. № 6. С. 105.
- 9. Валетов В.А., Юльметова О.С., Филимонова Е.А. Оценка и контроль шероховатости поверхностей деталей на основе их микротопографий // Металлообработка. 2012. № 4 (70). С. 43.
- 10. *Филимонова Е.А.* Дис. ... канд. техн. наук. СПб.: Нац. исслед. ун-т информац. технологий, механики и оптики, 2014. 237 с.
- Stępień K. Research on a surface texture analysis by digital signal processing methods // Technical Gazette. 2014. № 21 (3). P. 485.
- 12. *Krishnakumar P.* Feature level fusion of vibration and acoustic emission signals in tool condition monitoring using machine learning classifiers // International Journal of Prognostics and Health Management. 2018. P. 15.
- 13. *Abu-Mahfouz I*. Surface roughness prediction as a classification problem using support vector machine // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2017. P. 803.
- Goodfellow I. NIPS 2016 Tutorial: Generative Adversarial Networks // arXiv:1701.00160v4 [cs.LG]. 2017. 57 p.
- 15. Arjovsky M., Chintala S., Bottou L. Wasserstein GAN / arXiv:1701.07875v3 [stat.ML]. 2017. 32 p.
- Arjovsky M., Bottou L. Towards Principled Methods For Training Generative Adversarial Networks / arXiv:1701.04862v1 [stat.ML]. 2017. 17 p.

– НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ – МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621

РАСЧЕТ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ОХЛАДИТЕЛЯ ПРЕСНОЙ ВОДЫ

© 2022 г. Т. Н. Фесенко^{1,*}, Е. А. Дронова¹

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: ftat50@yandex.ru

> Поступила в редакцию 20.05.2021 г. После доработки 14.04.2022 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

На основе обобщения имеющихся данных и существующих норм расчета теплообменного оборудования предлагается последовательная методика расчета вибрационных характеристик трубного пучка, определяющих его работоспособность: максимальных амплитуд колебаний труб, напряжений в месте заделки трубы в трубной доске, напряжений в сварных швах; одним из условий работоспособности трубного пучка является отсутствие гидроупругой неустойчивости, которая может наступить, если скорость потока достигнет критических значений. Показана кривая гидроупругой неустойчивости, по которой, с учетом определенных параметров конструкции пучка, можно определить критическую скорость потока. Расчеты проведены для конкретной конструкции охладителя воды и сделаны выводы о его работоспособности при заданном расходе жидкости.

Ключевые слова: вибрация, трубный пучок, поток жидкости, амплитуда вибраций, собственные частоты, логарифмический декремент, напряжения

DOI: 10.31857/S0235711922040071

Типовым элементом любого теплообменного аппарата является трубный пучок, обтекаемый потоком жидкости (газа). Опыт эксплуатации показывает, что в трубных пучках возможно возникновение вибраций вследствие высокоскоростного потока теплоносителя. Интенсивные вибрационные нагрузки могут стать причиной повреждения или разрушения трубок пучка, и в конечном итоге привести к повреждению оборудования. Поэтому вибрационная надежность трубного пучка теплообменного аппарата является существенным фактором, определяющим его долговечность и работоспособность [1, 2].

Причинами возникновения вибраций теплообменных труб являются гидродинамические силы, возникающие в потоках при обтекании труб, а также гидроупругая неустойчивость, параметрический резонанс, акустический резонанс [1, 9–11]. Определение максимально допустимой амплитуды вибраций труб проводится на основе анализа динамических напряжений, возникающих в материале труб, свойств металла и сварных соединений, и условий виброизноса. Вибрации при гидроупругом возбуждении возникают при достижении некоторой критической скорости потока, и по мере дальнейшего повышения скорости амплитуда вибраций может увеличиться до недопустимых значений. В отличие от случая резонансных колебаний труб, вызванных, например, срывом вихрей, повышение скорости потока при гидроупругой неустойчивости приведет не к снижению амплитуды вибраций до приемлемого уровня, а к разрушению труб. Поэтому критическая скорость, соответствующая возник-


Рис. 1. Схема охладителя пресной воды: (а) – схема потока в опреснителе; (б) – трубный пучок; (в) – ячейка трубного пучка.

новению гидроупругой неустойчивости, является важной характеристикой для проектировщиков теплообменников, и ее можно рассматривать как предельно допустимую скорость потока.

В статье на основе существующих норм расчета вибраций и прочностных характеристик теплообменных труб [3–6] показана последовательность расчета работоспособности охладителя пресной воды, для этого использованы следующие расчеты: 1) расчет скорости потока; 2) расчет вибромеханических характеристик: момент инерции поперечного сечения труб, присоединенные массы среды I и II контуров, собственные частоты трубы, логарифмический декремент колебаний; 3) расчет амплитуд вибрации труб при турбулентном возбуждении; 4) расчет амплитуд вибрации труб при срыве вихрей; 5) расчет допустимых напряжений; 6) расчет напряжений в сварных швах; 7) расчет гидроупругой неустойчивости. Расчеты проведены для охладителя пресной воды, схема потока в межтрубном пространстве для которого приведена на рис. 1.

Внешний диаметр трубы <i>D</i> , м	0.01
Внутренний диаметр трубы d, м	0.007
Плотность материала трубы ρ_T , кг/м ³	4490
Плотность среды первого контура ρ_I , кг/м ³	1020
Плотность среды второго контура ρ_{II} , кг/м ³	993
Давление в первом контуре $p_{\rm I}$, Па	6.4×10^{6}
Давление во втором контуре $p_{\rm II}$, Па	1.0×10^{6}
Коэффициент Пуассона материала труб v _П	0.32
Динамическая вязкость второго контура v _{II} , м ² /с	0.7×10^{-6}
Кинематическая вязкость второго контура µ _{II} , Па с	0.695×10^{-3}
Модуль упругости материала труб Е, Па	1.1×10^{11}
Максимальная длина свободного пролета труб <i>l</i> , м	0.437
Расход среды первого контура $G_{\rm I}$, кг/ч	100000
Расход среды второго контура G_{II} , кг/ч	100000
Количество трубок <i>п</i>	876

Таблица 1. Исходные данные для расчета

Расчет проводится по исходным данным (табл. 1).

Расчет скорости потока. Наиболее нагруженными будут трубы на входе потока в охладитель, поэтому определяем скорость набегающего потока для сечения входа и скорость потока в межтрубном пространстве при расходе среды 100 т/ч.

Скорость набегающего потока w рассчитывается по формуле

$$w = \frac{G_{\rm II}}{3600 f \rho_{\rm II}}$$

где f – площадь входа потока жидкости при диаметре $D_{\rm BX} = 0.184$ м,

$$f = \pi \frac{D_{\text{BX}}^2}{4} = \pi \frac{0.184^2}{4} = 0.027 \text{ m}^2.$$

Если $w_{\text{IIH}} = \frac{100\,000}{3600 \times 0.027 \times 993} = 1.052$ м/с, при поперечном шаге пучка $S_1 = 0.014$ м, скорость в межтрубном пространстве

$$w_{\text{IIIIC}} = w_{\text{IIH}} \frac{S_1}{S_1 - d} = 1.052 \frac{0.014}{0.014 - 0.01} = 3.682 \text{ m/c}.$$

Расчет вибромеханических характеристик. Рассчитаем вибромеханические характеристики труб для параметров, приведенных в табл. 1.

Момент инерции поперечного сечения

$$I = \frac{\pi}{64} \left(D^4 - d^4 \right) = \frac{\pi}{64} \left(0.01^4 - 0.007^4 \right) = 3.73 \times 10^{-10} \text{ m}^{-4}.$$

Полная масса единицы длины трубы складывается из массы единицы длины незаполненной трубы и присоединенных масс сред первого и второго контуров [3]

$$M = m_T + m_{\rm I} + m_{\rm II}.\tag{1}$$

Масса единицы длины незаполненной трубы

$$m_T = \rho_T \frac{\pi}{4} \left(D^2 - d^2 \right) = 4490 \frac{\pi}{4} \left(0.01^2 - 0.007^2 \right) = 0.18 \frac{\text{Kr}}{\text{M}},$$

где *A*_I – объем среды первого контура на единицу длины трубы.

$$A_{\rm I} = \frac{\pi}{4}d^2 = \frac{\pi}{4} \times 0.007^2 = 3.848 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{m}.$$

Присоединенная масса среды первого контура на единицу длины трубы

$$m_{\rm I} = \rho_{\rm I} A_{\rm I} = 1020 \times 3.848 \times 10^{-5} = 0.039 \text{ kr/m}$$

Присоединенная масса среды второго контура на единицу длины трубы

$$m_{\rm II} = \chi \rho_{\rm II} A_{\rm II},$$

где A_{II} – объем среды II, вытесняемый единицей длины трубы; χ – коэффициент присоединенной массы.

$$A_{\rm II} = \frac{\pi}{4} D^2 = \frac{\pi}{4} \times 0.01^2 = 7.854 \times 10^{-5} \, \frac{\text{M}^3}{\text{M}^3}$$

Для пучков с $S_{\rm I}/D = 1.4 > 1.2$ коэффициент присоединенной массы

$$\chi = \frac{1 + (D/D_{\rm SP})^2}{1 - (D/D_{\rm SP})^2}.$$

Для шахматного пучка [3]

-

$$D_{\rm SFY} = 1.05S_1 = 1.05 \times 0.014 = 0.015 \text{ m},$$

$$\chi = \frac{1 + (0.01/0.015)^2}{1 - (0.01/0.015)^2} = 2.723,$$

$$m_{\rm H} = 2.723 \times 993 \times 7.854 \times 10^{-5} = 0.212 \text{ kg/m}$$

По формуле (1) полная масса единицы длины трубы M = 0.431 кг/м.

Расчет собственный частоты трубы [3, 7]. Влияние осевой нагрузки, избыточного давления и скорости сред определяется соотношением между параметром T и критической величиной T*

$$T^* = \lambda^{*2} \frac{EI}{l^2}.$$
(2)

В случае жесткой заделки трубы с двух сторон $\lambda^* = 2\pi$ и тогда $T^* = 8637$ н с учетом данных по конструкции (табл. 1).

В случае поперечного обтекания

$$T = -T_0 + m_{\rm I} w_{\rm I}^2 + (1 - 2v_{II}) (p_{\rm I} A_{\rm I} - p_{\rm II} A_{\rm II}).$$

Ввиду малой разности температур теплоносителей продольное усилие, обусловленное температурными деформациями труб, T₀ принимается равным нулю и продольное в трубе T = 0.012 H.

При жесткой заделке трубы с двух сторон и десяти пролетах $\lambda_1 = 3.205$ [3].

Первая собственная частота с погрешностью 10%

$$f_{1} = \frac{\lambda_{1}^{2}}{2\pi l^{2}} \sqrt{\frac{EI}{M}} \sqrt{1 - \frac{T}{T^{*}}},$$

$$f_{1} = \frac{3.205}{2\pi \times 0.2055^{2}} \sqrt{\frac{1.1 \times 10^{11} \times 3.73 \times 10^{-10}}{2\pi \times 0.2055}} \sqrt{1 - \frac{0.012}{8637}} = 381 \,\,\mathrm{Fu}.$$
(3)



Рис. 2. Оценочная зависимость декремента колебаний δ_K для труб из различных материалов от числа пролетов *N* при $\frac{h}{D} \le 0.5$: *1* – из углеродистой стали; *2* – из мельхиора; *3* – из титанового сплава; *4* – из нержавеющей стали.

Расчет логарифмического декремента колебаний [5]. Логарифмический декремент колебаний состоит из двух частей обусловленного конструкционным и гидродинамическим демпфированием (4)

$$\delta = \delta_{\rm K} \sqrt{\frac{m_T}{M}} + \delta_{\Gamma}.$$
(4)

Логарифмический декремент колебаний $\delta_{\rm K}$ вследствие конструкционного демпфирования определяется по графику на рис. 2.

В соответствии с рис. 2 [5] логарифмический декремент колебаний вследствие конструкционного демпфирования при десяти пролетах $\delta_{\rm K} = 0.156$.

Логарифмический декремент колебаний, обусловленный гидродинамическим демпфированием [5]

$$\delta_{\Gamma} = \frac{1}{2} \frac{\zeta}{M f_1}.$$
(5)

При колебаниях одиночной трубы в неограниченном объеме жидкости коэффициент гидродинамического демпфирования

$$\xi_{0} = \frac{2\pi\mu_{\Pi}D}{\sqrt{v_{\Pi}/\pi f_{1}}} - \frac{1 + \exp\left(-\frac{8\sqrt{4}v_{\Pi}\pi f_{1}}{\xi_{\Pi}w_{\Pi}}\right)}{1 - \exp\left(-\frac{8\sqrt{4}v_{\Pi}\pi f_{1}}{\xi_{\Pi}w_{\Pi}}\right)},$$
(6)

где ξ_{II} – коэффициент гидравлического сопротивления, рассчитываемый согласно [5]. *Геометрические характеристики пучка*. Поперечный шаг $S_1 = 14$ мм, продольный шаг $S_2 = 12.124$ мм, d = 10 мм, параметры для расчета гидравлического сопротивления

$$\sigma_1 = \frac{S_1}{d} = \frac{14}{10} = 1.4, \quad \sigma_2 = \frac{S_2}{d} = \frac{12.124}{10} = 1.12,$$
$$\psi = \frac{\sigma_1 - 1}{\sigma_2 - 1} = \frac{1.4 - 1}{1.12 - 1} = 3.33.$$

Для расхода 100 т/ч число Рейнольдса по скорости в сжатом сечении

Re =
$$\frac{w_{\Pi C}^2 d}{v_{\Pi}} = \frac{3.682 \times 0.01}{0.7 \times 10^{-6}} = 52\,630.$$

Коэффициент гидравлического сопротивления ряда пучка [5]

$$\xi_{\rm II} = C_s \, {\rm Re}^{-0.27}$$
.

Для пучков с 1.7 $\leq \psi \leq 6.5$ и $\sigma_1 < 1.44$

$$C_{s} = [0.44 + (1.44 - \sigma_{1})](\psi + 1)^{2},$$

$$C_{s} = [0.44 + (1.44 - 1.4)](3.33 + 1)^{2} = 8.99,$$

$$\xi_{II} = 8.99 \times 52630^{-0.27} = 0.479.$$
(7)

С учетом данных табл. 1 и в соответствии с формулами (6), (7) коэффициент гидродинамического демпфирования одиночной трубы

$$\zeta_0 = 2.318.$$

Для пучков труб с $S_{\rm l}/D=1.4>1.2$ коэффициент гидродинамического демпфирования будет

$$\zeta = \zeta_0 \frac{1}{\left[1 - \left(\frac{D}{D_{\rm SP}}\right)^2\right]^2} = 2.318 \frac{1}{\left[1 - \left(\frac{0.01}{0.015}\right)^2\right]^2} = 8.031,$$

и в соответствии с (4) и (5) логарифмический декремент колебаний, обусловленный гидродинамическим демпфированием, и логарифмический декремент общий будут соответственно

$$\delta_{\Gamma} = \frac{1}{2} \frac{\zeta}{M f_1} = \frac{1}{2} \frac{8.031}{0.431 \times 381} = 0.024,$$

$$\delta = \delta_{K} \sqrt{\frac{m_T}{M}} + \delta_{\Gamma} = 0.156 \sqrt{\frac{0.18}{0.431}} + 0.024 = 0.125.$$
 (8)

Расчет амплитуд вибрации труб при турбулентном возбуждении. Расчет вибраций труб, возбуждаемых турбулентными пульсациями, проведен согласно нормам [3, 4]. Для шахматного пучка при *S*₁/*D* = 1.4 > 1.15. Число Струхаля

Sh =
$$x \{ 0.2 + \exp[-0.44(S_1/D)^{1.8}] \}$$
, где $x = 0.9$
Sh = $x \{ 0.2 + \exp[-0.44(0.014/0.01)^{1.8}] \} = 0.582$.



Рис. 3. Нормированный энергетический спектр пульсаций скорости.

В соответствии с [4] максимальная амплитуда определяется по формуле (9)

$$y_{\text{typ6}}^{\text{max}} = 0.06 \frac{\rho_{\text{II}} D^2}{M} \sqrt{\left(\frac{\overline{u}}{f_1}\right)^3 \left(\frac{C_D^2}{\delta l \,\text{Sh}}\right)} G\left(\xi\right),\tag{9}$$

где $G(\xi)$ – нормированный энергетический спектр пульсаций скорости определяется по рис. 3 для параметра $\xi = \frac{f_1 D}{\text{Sh}\,\overline{u}} = \frac{381 \times 0.01}{0.582 \times 3.682} = 1.778$ и равен $G(\xi) = 0.12$.

Для 10⁴ < Re < 5×10⁴ [4]: $C_D = 296 \text{ Re}^{-0.65} = 296 \times 52630^{-0.65} = 0.25$, тогда используя (9), получаем

$$y_{\text{турб}}^{\text{max}} = 0.06 \frac{993 \times 0.01^2}{0.431} \sqrt{\left(\frac{3.682}{381}\right)^3 \left(\frac{0.25^2}{0.12 \times 0.2055 \times 0.582}\right) 0.12} = 0.94 \times 10^{-5} \text{ m}.$$

Расчет амплитуд вибрации труб при срыве вихрей. Максимальная амплитуда вынужденных колебаний труб рассчитывается по формуле [3, 4]

$$y_{\text{вихр}} = \frac{C_y D \rho_{\text{II}} \frac{\overline{u}^2}{2}}{4\pi^2 f_1^2 M \sqrt{\left[1 - \left(\frac{f_p}{f_1}\right)^2\right]^2 + \left(\frac{\delta}{\pi}\right)^2 \left(\frac{f_p}{f_1}\right)^2}}.$$
(10)

Частота гидродинамической силы (частота срыва вихрей)

$$f_P = \operatorname{Sh} \frac{\overline{u}}{D} = 0.582 \frac{3.682}{0.01} = 214 \ \Gamma \mathrm{II},$$

Коэффициент подъемной силы для первого ряда пучка $C_y = 0.7 [1, 2]$.

Максимальная амплитуда вынужденных колебаний рассчитывается по формуле (10) с учетом данных табл. 1 и определенных ранее параметров будет $y_{\text{вихр}} = 2.791 \times 10^{-5}$ м. Максимальная амплитуда вибраций определяется по формуле (11)

$$y_{\text{max}} = \sqrt{\left(y_{\text{max}}^{\text{BUXP}}\right)^2 + y_{\text{ryp6}}^{\text{max}\,2}} = \sqrt{\left(2.791 \times 10^{-5}\right)^2 + \left(0.94 \times 10^{-5}\right)^2} = 2.95 \times 10^{-5} \text{ m.}$$
(11)

Расчет допустимых напряжений. Согласно Н-ППУ-01 [6], циклическая прочность для титановых сплавов рассчитывается с запасом по напряжениям и по циклам.

Частота возмущающей силы для расхода 100 т/ч $f_P = 214$ Гц. При полном назначенном ресурсе в 120000 часов количество циклов рабочей нагрузки

 $N = 120\,000 \times 3600 \times 214 = 9.26 \times 10^{10}.$

Допускаемая амплитуда напряжений [6] с коэффициентом запаса по напряжениям

$$[\sigma_{aF}] = \frac{E^T e_c^T}{n_{\sigma} (0.1[N])^m} + \frac{R_c^T}{n_{\sigma} \left[(4[N])^{0.053} + \frac{1+r}{1-r} \right]}.$$
 (12)

Допускаемая амплитуда напряжений [6] с коэффициентом запаса по циклам

$$[\sigma_{aF}] = \frac{E^{T} e_{c}^{T}}{\left(0.1 n_{N} [N]\right)^{m}} + \frac{R_{c}^{T}}{\left(4 n_{N} [N]\right)^{0.053} + \frac{1+r}{1-r}}.$$
(13)

Для ПТ-7М

$$m = 0.8$$
, где $e_{ct}^T = 0.002Z_t^T$, $Z_t^T = 27.5\%$,
 $e_{ct}^T = 0.002 \times 27.5 = 0.055$, $E^T = 110$ Гпа, $n_{\sigma} = 2$, $n_N = 4$
 $R_c^T = \min\left\{R_m^T, R_{mt}^T\right\}$, $R_m^T = 444$ Мпа, $R_{mt}^T = 385$ Мпа.

Сила, возникающая вследствие отрыва вихрей, изменяется по синусоидальному закону [1]. Коэффициент асимметрии цикла принимается r = -1, тогда, используя (12) и (13), получаем

$$\begin{split} \left[\sigma_{aF}\right] &= \frac{110 \times 10^9 \times 0.055}{2 \left(0.1 \left[9.2610^{10}\right]\right)^{0.8}} + \frac{385 \times 10^6}{2 \left[\left(4 \left[9.2610^{10}\right]\right)^{0.053} + \frac{1 + (-1)}{1 - (-1)}\right]} = 47.16 \times 10^6 \text{ Ina,} \\ \left[\sigma_{aF}\right] &= \frac{110 \times 10^9 \times 0.055}{2 \left(0.1 \left[9.2610^{10}\right]\right)^{0.8}} + \frac{385 \times 10^6}{\left[\left(4 \times 4 \left[9.2610^{10}\right]\right)^{0.053} + \frac{1 + (-1)}{1 - (-1)}\right]} = 87.64 \times 10^6 \text{ Ina.} \end{split}$$

Допускаемые напряжения $[\sigma_{aF}] = 47.17$ Мпа.

Расчет напряжений в сварных швах. Для трубки, жестко закрепленной со стороны трубной доски и свободно опирающейся в поперечной перегородке, напряжения в месте заделки

$$\sigma = \frac{24y_{\text{max}}EI}{l^2W},$$
(14)

$$W = 7.46 \times 10^{-8} \text{ m}^3.$$



Рис. 4. Кривая гидроупругой неустойчивости.

Напряжения в сварном шве носят касательный характер. При эффективном коэффициенте концентрации напряжений углового шва [7] напряжения, возникающие в месте приварки теплообменной трубки и трубной доски: $\tau = 4.5\sigma$.

В соответствии с (14) напряжения в месте заделки $\sigma = 8.98$ Мпа и в сварном шве $\tau = 4.5 \times 8.98 = 40.42$ Мпа. Условия прочности для исследуемой конструкции при расходе жидкости 100 т/ч выполняются (напряжения в сварном шве 40.42 Мпа, а допускаемые 47.16 Мпа).

Расчет критической скорости гидроупругого возбуждения. Вибрации при гидроупругом возбуждении возникают по достижении некоторой критической скорости потока, и по мере дальнейшего повышения скорости амплитуда вибраций может значительно увеличиться. В отличие от случая резонансных колебаний труб, вызванных, например, срывом вихрей, повышение скорости потока при гидроупругой неустойчивости приведет не к снижению амплитуды вибраций до приемлемого уровня, а к разрушению труб. Поэтому критическая скорость, соответствующая возникновению гидроупругой неустойчивости, является чрезвычайно важной характеристикой для проектировщиков теплообменников, и ее можно рассматривать как предельно допустимую скорость потока.

На рис. 4 приведены зоны устойчивости и неустойчивости. Данные взяты из различных экспериментов и расчетов для пучков с густотой S_1/D от 1.3 до 2.0. Выше границы кривой — зона гидроупругой неустойчивости, ниже зона устойчивости. На рис. 4 приведена кривая, построенная по результатам работ [8–12]. Для нашего пучка рассчитаем параметры для нанесения на графики (рис. 4) при расходе 100 т/час

параметр
$$\frac{M\delta}{\rho_T D^2} = (0.431 \times 0.125)/(993 \times 0.01^2) = 0.543,$$

параметр $\frac{w_{\text{II}}}{f_1 D} = 3.68/(381 \times 0.01) = 0.966.$

На рис. 4 для рассматриваемого пучка при расходе 100 т/час нанесена точказвездочка А. Полученный результат свидетельствует, что мы в зоне устойчивости, но с минимальным запасом. При расчете по [3] критическая скорость равна 3.36 м/с, а исследуемая скорость в зазоре составляет 3.68 м/с, т.е. мы выходим в зону неустойчивости. Результаты на рис. 4 более современны и хорошо согласуются с численным экспериментом методом вязких вихревых доменов [10], поэтому можно считать, что мы почти на границе зоны гидроупругой неустойчивости.

Расчет допустимой скорости потока является обязательной частью расчета работоспособности теплообменного оборудования.

Выводы. 1. В статье определены основные вибрационные характеристики теплообменных труб охладителя пресной воды. 2. На основе обобщения данных существующих норм расчета теплообменного оборудования дана последовательная методика расчета максимальных амплитуд колебаний труб, напряжений в месте заделки трубы в трубной доске, напряжений в сварных швах. 3. Определены допустимые напряжения для конкретных титановых сплавов и сварных швов. 4. Расчеты проведены для конкретного теплообменного оборудования с исходными данными, согласно табл. 1, тем самым показано, что настоящая статья может служить методичкой для расчета работоспособности данного класса конструкций. 5. Для расхода воды 100 т/ч конструкция данного охладителя пресной воды признана работоспособной, но даже повышение расхода воды на 20% приведет к появлению гидроупругой неустойчивости и эксплуатация конструкции станет невозможной.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Динамика конструкций гидроаэроупругих систем / Под ред. С.М. Каплунова, Л.В. Смирнова. М.: Наука, 2002. 397 с.
- 2. Шишкин Б.В. Прочность и вибрация кожухотрубчатых теплообменных аппаратов. Учеб. пособие. Комсомольск-на-Амуре: ФГБОУ ВПО "КнАГТУ", 2013. 142 с.
- 3. Парогенераторы АЭС. Расчет вибраций теплообменных труб РТМ 108.302.03-86.
- 4. Методические указания. Методы оценки вибрационных характеристик трубных систем регенеративных подогревателей низкого давления и подогревателей сетевой воды РД.24.271.01-88.
- 5. Методика и зависимости для теоретического расчета теплообмена и гидравлического сопротивления теплообменного оборудования АЭС РТМ.24.031.05-72.
- 6. Нормы расчета на прочность элементов оборудования и трубопроводов корабельных атомных паропроизводящих установок с водо-водяными реакторами H-ППУ-01.
- 7. Кушнаренко В.М., Репях В.С., Чикров Е.Ю., Кушнаренко Е.В. Дефекты и повреждения деталей и конструкций: Монография. Оренбург: Оренбургский госуниверситет. 2011. 402 с.
- Li W., Zhang X.-C., Li X.-G. Calculation of Heat Exchanger Flow Area and Its Influence on Structural Design // Petrochemical Equipment. 2019. V. 48 (5). P. 76.
- Lagrange R., Piteau P., Delaune X., Antunes J. Fluid Elastic coefficients in single phase cross flow: Dimensional analysis, direct and indirect experimental methods // American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publications) PVP 4, A028, 2019.
- 10. Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Самолысов А.В., Марчевская О.А. Определение критических параметров обтекания пучка труб методом численного эксперимента // Теплоэнергетика. 2015. № 8. С. 57.
- 11. Chen S.S., Jendrzejczyk J.A. Experiment and Analysis of Instability of Tube Rows Subject to Liquid Cross Flow. ASME // Journal of Applied Mechanics. 1982. V. 104. P. 704.
- 12. Tanaka H., Takahara S., Kagava K., Ota K. Study on fluidelastic vibration of tube arrays using modal analyses technique // Mitsubishi Heavy Industries Technical Review. 1980. № 2. P. 97.

– НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ – МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 51: 621.891

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ РАДИАЛЬНОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ СМАЗЫВАЕМОГО МИКРОПОЛЯРНЫМИ СМАЗОЧНЫМИ МАТЕРИАЛАМИ И РАСПЛАВАМИ МЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПОКРЫТИЯ

© 2022 г. Д. У. Хасьянова^{1,*}, М. А. Мукутадзе^{2,**}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ²Ростовский государственный университет путей сообщения, Ростов-на-Дону, Россия *e-mail: dinara.khasyanova@mail.ru **e-mail: murman 1963@vandex.ru

> Поступила в редакцию 16.03.2021 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

В статье на базе асимптотического и точного автомодельного решения получена расчетная модель радиального подшипника скольжения с нестандартным опорным покрытием, адаптированным к условиям трения при смазывании жидким смазочным материалом и расплавом металлического покрытия поверхности вала обладающие при ламинарном режиме течения микрополярными реологическими свойствами. Получены аналитические зависимости для радиуса расплавленной поверхности покрытия, поля скоростей, давлений при нулевом (без учета расплава покрытия) и первом (с учетом расплава покрытия) приближения, а также для несущей способности и силе трения.

Ключевые слова: радиальный подшипник, гидродинамический режим смазывания, металлическое покрытие, микрополярный жидкий смазочный материал, адаптированный профиль

DOI: 10.31857/S0235711922040101

В современной технике постоянно появляются и развиваются новые направления, обеспечивающие повышение эксплуатационных параметров подшипников скольжения разной конструкции. К ним относится смазывание расплавов покрытий из металлов, а также применение нестандартного адаптированного к условиям трения или упругого опорного профиля. Применение подобных подшипников требует для их проектирования специальных инженерных расчетов, для выполнения которых разрабатываются расчетные модели.

Для подшипников скольжения разных конструкций, смазываемых жидкими смазочными материалами и расплавами металлических покрытий, в гидродинамическом режиме имеется значительное число работ [1–7]. Однако в них не учитывается целый ряд особенностей подобных трибосистем. Это самоподдерживание процесса трения в гидродинамическом режиме смазывания при постоянной подаче смазочного материала.

Разработке расчетной модели радиальных подшипников скольжения с учетом нестандартного адаптированного к условиям трения опорного профиля при смазывании жидким смазочным материалом и расплавом металлического покрытия поверхности вала, обладающим при ламинарном режиме трения микрополярными реологическими свойствами, посвящено исследование в работах [8–13].



Рис. 1. Расчетная модель.

Постановка задачи. Рассматривается установившееся течение несжимаемой жидкости и расплава покрытия в рабочем зазоре, обладающее микрополярными реологическими свойствами [14–16]. Подшипник с некруговым профилем опорной поверхности неподвижен, а вал при наличии металлического покрытия на его поверхности вращается со скоростью Ω .

В полярной системе координат (рис. 1) (r', θ) с полюсом в центре вала уравнения контуров вала с покрытием C_1 , вала с расплавленной поверхностью C_0 , подшипниковой втулки некруговым профилем опорной поверхности C_2 и подшипниковой втулки запишутся в виде

$$C_{1}: r' = r_{0}, \quad C_{0}: r' = r_{0} - \lambda' f(\theta),$$

$$C_{2}: r' = r_{1}(1+H) - a' \sin \omega \theta, \quad C_{3}: r' = r_{1}(1+H),$$
(1)

где $H = \varepsilon \cos \theta - \frac{1}{2} \varepsilon^2 \sin^2 \theta + ..., \varepsilon = \frac{e}{r_0}.$

Исходными базовыми уравнениями являются уравнение движения несжимаемой микрополярной жидкости для "тонкого слоя", уравнение неразрывности и уравнение, описывающее радиус расплавленного контура покрытия поверхности вала с учетом скорости диссипации механической энергии

$$(2\mu + \kappa) \left(\frac{\partial^2 v_{\theta}}{\partial r'^2} + \frac{1}{r'} \frac{\partial v_{\theta}}{\partial r'} \right) = \frac{1}{r'} \frac{dp'}{d\theta} - \kappa \frac{\partial^2 v_r}{\partial r'},$$
$$\gamma \left(\frac{\partial^2 v'}{\partial r'^2} + \frac{1}{r'} \frac{\partial v'}{\partial r'} \right) = \kappa v' + \kappa \frac{\partial v_0}{\partial r'}, \quad \frac{\partial v'_{r'}}{\partial r'} + \frac{v_{r'}}{r'} + \frac{1}{r'} \frac{\partial v_{\theta}}{\partial \theta} = 0,$$
$$(2)$$
$$\frac{d\lambda' f(\theta) r_0}{d\theta} \Omega L' = 2\mu \int_{r_0 - \lambda' f(\theta)}^{r_1(1+H) - a' \sin \omega \theta} \left(\frac{\partial v_{\theta}}{\partial r'} \right)^2 dr'.$$

Система уравнений (2) решается при следующих граничных условиях:

$$v_{\theta} = 0, \quad v_{r'} = 0 \quad \text{при} \quad r' = r_1 (1 + H) - a' \sin \omega \theta;$$

$$v_{r'} = 0, \quad v_{\theta} = \Omega (r_0 - \lambda' f(\theta)) \quad \text{при} \quad r' = r_0 - \lambda' f(\theta);$$

$$p'(0) = p'(2\pi) = p_g; \quad r_0 - \lambda' f(\theta) = h_0^* \quad \text{при} \quad \theta = 0, \quad \theta = 2\pi.$$
(3)

Переход к безразмерным переменным реализуется на основе формул

$$r' = (r_0 - \lambda' f(\theta)) + \delta r; \quad \delta = r_1 - (r_0 - \lambda' f(\theta));$$

$$v_{r'} = \Omega \delta u, \quad v_{\theta} = \Omega v (r_0 - \lambda' f(\theta));$$

$$p' = p^* p; \quad p^* = \frac{(2\mu + \kappa) \Omega (r_0 - \lambda' f(\theta))^2}{2\delta^2}.$$
(4)

Выполняя подстановку (4) в систему дифференциальных уравнений (2) и (3), получим

$$\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + N^2 \frac{\partial v}{\partial r} = \frac{dp}{d\theta}; \quad \frac{\partial^2 v}{\partial r^2} = \frac{v}{N_1} + \frac{1}{N_1} \frac{du}{dr}; \quad \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{\partial v}{\partial r} = 0;$$

$$-\frac{d\Phi(\theta)}{d\theta} = K \int_{-\Phi(\theta)}^{1+\eta\cos\theta - \eta_1\sin\omega\theta} \left(\frac{\partial v_0}{\partial r}\right)^2 dr,$$

$$u = 0, \quad v = 0, \quad v = 0 \quad \text{при} \quad r = 1 + \eta\cos\theta - \eta_1\sin\omega\theta = h(\theta);$$

$$u = 1, \quad v = 0, \quad v = 1 \quad \text{при} \quad r = r_0 - \Phi(\theta); \quad p(0) = p(2\pi) = \frac{p_g}{p^*},$$
(5)

где

$$K = \frac{(2\mu + \kappa)\Omega(r_0 - \lambda' f(\theta))}{L'\delta}; \quad \Phi(\theta) = \lambda' f(\theta);$$
$$N^2 = \frac{\kappa}{2\mu + \kappa}; \quad N_1 = \frac{2\mu l^2}{\delta^2 \kappa}; \quad l^2 = \frac{\gamma}{4\mu}; \quad \eta = \frac{e}{\delta}; \quad \eta_1 = \frac{a'}{\delta}$$

В качестве малого параметра принимая *K*, обусловленного расплавом и скоростью диссипации энергии, асимптотическое решение системы дифференциальных уравнений (5) с учетом граничных условий (6) находим в виде

$$v(r,\theta) = v_0(r,\theta) + Kv_1(r,\theta) + K^2v_2(r,\theta) + ...;$$

$$u(r,\theta) = u_0(r,\theta) + Ku_1(r,\theta) + K^2u_2(r,\theta) + ...;$$

$$\Phi(\theta) = -K\Phi_1(\theta) - K^2\Phi_2(\theta) - K^3\Phi_3(\theta) - ...;$$

$$p(\theta) = p_0(\theta) + Kp_1(\theta) + K^2p_2(\theta) + K^3p_3(\theta)....$$
(7)

Выполняя подстановку (7) в систему дифференциальных уравнений (5), с учетом граничных условий (6), получим уравнения

– для нулевого приближения

$$\frac{\partial^2 u_0}{\partial r^2} + \frac{N^2}{2N_1 h} (2r - h) = \frac{dp_0}{d\theta}, \quad \frac{\partial v_0}{\partial r} + \frac{\partial u_0}{\partial \theta} = 0, \tag{8}$$

с граничными условиями

$$v_0 = 0, \quad u_0 = 0, \quad v_0 = 0 \quad \text{при} \quad r = 1 + \eta \cos \theta - \eta_1 \sin \omega \theta;$$

$$v_0 = 0, \quad u_0 = 1, \quad v_0 = 0 \quad \text{при} \quad r = r_0 - \Phi(\theta) = 0; \quad p_0(0) = p_0(2\pi) = \frac{p_g}{p^*};$$
(9)

– для первого приближения:

$$\frac{\partial^2 u_1}{\partial r^2} = \frac{dp_1}{d\theta}, \quad \frac{\partial v_1}{\partial r} + \frac{\partial u_1}{\partial \theta} = 0, -\frac{d\Phi_1(\theta)}{d\theta} = K \int_{\Phi}^{h(\theta)} \left(\frac{\partial u_0}{\partial r}\right)^2 dr,$$
(10)

с граничными условиями

$$v_{1} = \left(\frac{\partial v_{0}}{\partial r}\right)\Big|_{r=0} \cdot \tilde{\Phi}; \quad u_{1} = \left(\frac{\partial u_{0}}{\partial r}\right)\Big|_{r=0} \cdot \tilde{\Phi};$$

$$v_{1} = 0, \quad u_{1} = 0 \quad \upsilon_{1} = 0 \quad \text{при} \quad r = h(\theta) + \tilde{\Phi};$$

$$p_{1}(0) = p_{1}(2\pi) = 0, \quad \Phi(0) = \Phi(2\pi) = h_{0}^{*}.$$
(11)

Точное автомодельное решение задачи для нулевого приближения будем искать по известному методу, в результате для поля скоростей и давлений получим

$$\tilde{\psi}_{0}^{'''} = \tilde{C}_{2}, \quad \tilde{u}_{0}^{''} = \tilde{C}_{1} - \frac{N^{2}}{2N_{1}}(2\xi - 1), \quad \tilde{u}_{0}^{'}(\xi) + \xi \tilde{v}_{0}^{'}(\xi) = 0; \\ \frac{dp_{0}}{d\theta} = \frac{\tilde{C}_{1}}{h^{2}(\theta)} + \frac{\tilde{C}_{2}}{h^{3}(\theta)};$$
(12)

и граничные условия

$$\upsilon(0) = 0; \quad \tilde{\psi}_0'(0) = 0, \quad \tilde{\psi}_0'(1) = 0, \quad \tilde{u}_0'(1) = 0; \quad \tilde{v}_0'(1) = 0;$$

$$\upsilon(1) = 0; \quad \tilde{u}_0(0) = 1; \quad \tilde{v}_0(0) = 0; \quad \int_0^1 \tilde{u}_0(\xi) d\xi = 0; \quad p_1(0) = p_1(2\pi) = \frac{p_g}{p^*}.$$
 (13)

Непосредственным интегрированием получим

$$\tilde{\Psi}_{0}(\xi) = \frac{\tilde{C}_{2}}{2} \left(\xi^{2} - \xi\right), \quad \tilde{u}_{0} = \tilde{C}_{1} \frac{\xi^{2}}{2} - \frac{N^{2}}{2N_{1}} \left(\frac{\xi^{3}}{3} - \frac{\xi^{2}}{2}\right) - \left(\frac{N^{2}}{12N_{1}} + \frac{\tilde{C}_{1}}{2} + 1\right) \xi + 1, \quad (14)$$
$$\tilde{C}_{1} = 6.$$

Из условия $p_0(0) = p_0(2\pi) = \frac{p_g}{p^*}$ получим выражение

$$\tilde{C}_2 = -\tilde{C}_1 \left(1 + \frac{\eta_1}{2\pi\omega} (\cos 2\pi\omega - 1) \right).$$
(15)

С учетом (15) для давления получим

$$p_0 = 6\left(\eta\sin\theta + \frac{\eta_l}{\omega}(\cos\omega\theta - 1) - \frac{\eta_l\theta}{2\pi\omega}(\cos 2\pi\omega - 1)\right) + \frac{p_g}{p^*}.$$
 (16)

Для определения $\Phi_1(\theta)$ с учетом уравнения (18) и $\Phi(0) = h_0^*$ придем к уравнению

$$\Phi_{1}(\theta) = \left(\theta - \eta \sin \theta - \frac{\eta_{1}}{\omega} \cos \omega \theta\right) \left(1 - \frac{N^{4}}{720N_{1}^{2}}\right) + h_{0}^{*}.$$
(17)

Аналогично нулевому приближению для первого приближения с учетом расплава поверхности покрытия для поля скоростей и давлений получим

$$\tilde{\Psi}_{z}'(\xi) = \frac{\tilde{\tilde{C}}_{2}}{2} \left(\xi^{2} - \xi\right), \quad \tilde{u}_{1}(\xi) = \tilde{\tilde{C}}_{1} \frac{\xi^{2}}{2} - \left(\frac{\tilde{\tilde{C}}_{1}}{2} + M\right) \xi + M, \quad \tilde{\tilde{C}}_{1} = 6M$$

Из условия $p_1(0) = p_1(2\pi) = 0$

$$\tilde{\tilde{C}}_2 = -6M \left(1 + \frac{\tilde{\eta}_1}{2\pi\omega} (\cos 2\pi\omega - 1) \right) (1 + \tilde{\Phi}).$$

С учетом (26)

$$p_{1} = 6M \frac{\left(\tilde{\eta}\sin\theta + \frac{\tilde{\eta}_{1}}{\omega}(\cos\omega\theta - 1) - \frac{\tilde{\eta}_{1}\theta}{2\pi\omega}(\cos2\pi\omega - 1)\right)}{\left(1 + \tilde{\Phi}\right)^{2}},$$
(18)

где

$$M = \sup_{\theta \in [0;2\pi]} \left(\frac{du_0}{\partial r} \right) \Big|_{r=0} \cdot \Phi_1(\theta) =$$

=
$$\sup_{\theta \in [0;2\pi]} \left| -1 + 4\eta \cos \theta + 2\eta_1 \sin \omega \theta + \frac{3\eta_1}{2\pi\omega} (\cos 2\pi\omega - 1) + \frac{N^2}{4N_1} (1 + \cos \theta - \eta_1 \sin \omega \theta) \right| \cdot \tilde{\Phi},$$
$$\tilde{\eta} = \frac{\eta}{1 + \tilde{\Phi}}, \quad \tilde{\eta}_1 = \frac{\eta_1}{1 + \tilde{\Phi}}.$$

С учетом (8), (10), (16) и (18) для несущей способности и силы трения получим

$$R_{x} = p^{*}r_{0}\int_{0}^{2\pi} \left(p_{0} - \frac{p_{g}}{p^{*}} + Kp_{1}\right)\cos\theta d\theta = 0;$$

$$R_{y} = p^{*}r_{0}\int_{0}^{2\pi} \left(p_{0} - \frac{p_{g}}{p^{*}} + Kp_{1}\right)\sin\theta d\theta =$$

$$= \frac{(2\mu + \kappa)r_{0}^{3}}{\delta^{2}} \left(\eta\pi + \frac{\eta_{1}}{\omega}(\cos 2\pi\omega - 1) + KM\left(\frac{\pi\tilde{\eta} + \frac{\tilde{\eta}_{1}}{\omega}(\cos 2\pi\omega - 1)}{(1 + \tilde{\Phi})^{2}}\right)\right);$$

$$L_{rp} = \mu\int_{0}^{2\pi} \left[\frac{\partial u_{0}}{\partial r}\Big|_{r=0} + K\frac{\partial u_{1}}{\partial r}\Big|_{r=0}\right]d\theta =$$

$$= (2\mu + \kappa)\left[-2\pi + \frac{\eta_{1}}{\omega}(\cos 2\pi\omega - 1) + \frac{N^{2}}{4N_{1}}\left(2\pi + \frac{\eta_{1}}{\omega}(\cos 2\pi\omega - 1)\right) + \tilde{\Phi}K\left(2\pi - \frac{2\eta_{1}}{\omega}(\cos 2\pi\omega - 1)\right)\right].$$
(19)

На основе численного анализа построены графики (рис. 2).

Заключительным этапом теоретических исследований является численный анализ полученных расчетных моделей. Анализ его результатов показал, что несущая способ-



Рис. 2. Влияние параметра ω , характеризующего адаптированный профиль, и теплового параметра *K*, характеризующего расплав, на величину: (a) – нагрузочной способности; (б) – силы трения.

ность подшипников может быть повышена в диапазоне исследований нагрузочно-скоростных режимов, на 14–16% при этом коэффициент трения снижается на 12–14%.

Экспериментальные исследования проводились с целью верификации и подтверждения эффективности полученных теоретических моделей. В первом случае исследовалось легкоплавкое металлическое покрытие; во втором – дополнительно модифицированный опорный профиль подшипниковой втулки. Исследование проводилось на модернизированной машине трения модели ИИ5018 на образцах в виде частичных вкладышей. Результаты представлены в табл. 1.

Анализ полученных результатов подтверждает эффективность теоретических расчетных моделей и доказывает преимущество исследованных подшипников скольжения, обеспечивающих повышение несущей способности и снижения коэффициента трения.

Выводы. Разработаны новые многопараметрические модели для инженерных расчетов основных рабочих характеристик (несущая способность и коэффициента трения) радиальных подшипников скольжения.

Расчетные модели учитывают применение для дополнительного смазывания расплава металлического покрытия, нестандартный адаптированный к условиям трения опорный профиль подшипниковой втулки.

№	Режимы нагружения		Коэффициент трения					
			теоретический результат		экспериментальный результат		Погрешность, %	
	σ , МПа	∨, м/с	покры- тие	покрытие и адаптирован- ный профиль	покры- тие	покрытие и адаптирован- ный профиль	пок- рытие	покрытие и адаптирован- ный профиль
1	2	0.5	0.0032	0.0013	0.0034	0.0014	5-8	6–9
2	4	0.5	0.0033	0.0015	0.0036	0.0017		
3	2	3.0	0.0035	0.0017	0.0040	0.0018		
4	4	3.0	0.0038	0.0018	0.0043	0.0020		

Таблица 1. Сравнительный анализ результатов исследования легкоплавкого покрытия

Применение исследованных радиальных подшипников скольжения значительно повышает их трибохарактеристики: несущая способность увеличивается на 16%, а ко-эффициент трения снижается на 12%.

Условные обозначения:

*r*₀ – радиус вала с легкоплавким покрытием;

*r*₁ – радиус подшипниковой втулки;

е – эксцентриситет;

е – относительный эксцентриситет;

 $\lambda' f(\theta) - \phi$ ункция, определяющая профиль расплавленного контура покрытия вала;

a' и ω – амплитуда возмущения и параметр адаптированного профиля втулки соответственно;

 $v_{r'}, v_{\theta}$ – компоненты вектора скорости смазочной среды;

р' – гидродинамическое давление смазочного материала в рабочем зазоре;

υ' – скорость частиц в микрополярной среде;

L' – удельная теплота плавления подшипника вала;

μ, к, γ – параметры микрополярного смазочного материала.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Ahamed A.R., Asokan P., Aravindan S. et al. Drilling of hybrid Al-5%SiCp-5%B4Cp metal matrix composites // Int. J. Adv. Manuf. Technol. 2010. V. 49. P. 871. https://doi.org/10.1007/s00170-009-2453-5
- Goto H., Omori S. Tribological characteristics of particle and chopped fiber-reinforced Al-Si alloy matrix composites // Tribol. Trans. 2000. V. 43. P. 57. https://doi.org/10.1080/10402000008982313
- 3. Selvam P.T., Pugazhenthi R., Dhanasekaran C., Chandrasekaran M., Sivaganesan S. Experimental investigation on the frictional wear behaviour of TiAlN coated brake pads // Mater. Today. Proc. 2020. V. 37. P. 2419.

https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.08.272

- 4. Shapovalov V.V., Stcherbak P.N., Kornienko R.A. Forecast of frictional bonds abnormal status // Lecture Notes in Mechanical Engineering. 2019. P. 1127. https://doi.org/10.1007/978-3-319-95630-5 118
- Krishna U.G., Auradi V., Vasudeva B., Kori S.A. Processing and microstructural characterization of cermet-reinforced aluminium matrix composite by solidification process // Trans. Indian. Inst. Met. 2018. V. 71 (11). P. 2851.
 - https://doi.org/10.1007/s12666-018-1432-7
- 6. *Кропачев Д.Ю., Гришин А.А., Масло А.Д.* Способы оперативного измерения температуры расплава металлов для нужд машиностроительных предприятии // Литье и металлургия. 2012. № 3 (66). С. 126.
- 7. Wang Y.C., Lin F.Y., Jian H.Z., Yuan W.M. Investigation on frictional characteristic of deep-groove ball bearings subjected to radial loads // Advances in Mechanical Engineering. 2015. V. 7 (7). P. 1. https://doi.org/10.1177/1687814015586111
- Tala-Ighil N., Fillon M., Maspeyrot P. Effect of textured area on the performances of a hydrodynamic journal bearing // Tribology International. 2011. V. 44 (3). P. 211. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2010.10.003
- Ausas R., Ragot P., Leiva J.J.M., Bayada G., Buscaglia G.C. The impact of the cavitation model in the analysis of microtextured lubricated journal bearings // Journal of Tribology-Transactions of the Asme. 2007. V. 129 (4). P. 868. https://doi.org/10.1115/1.2768088

53

- Tala-Ighil N., Maspeyrot P., Fillon M., Bounif A. Effects of surface texture on journal-bearing characteristics under steady-state operating conditions // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part J-Journal of Engineering Tribology. 2007. V. 221 (J6). P. 623. https://doi.org/10.1243/13506501JET287
- Sun J., Gui C.L. Hydrodynamic lubrication analysis of journal bearing considering misalignment caused by shaft deformation // Tribology International. 2004. V. 37 (10). P. 841. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2004.05.007
- Qiu M.F., Delic A., Raeymaekers B. The Effect of Texture Shape on the Load-Carrying Capacity of Gas-Lubricated Parallel Slider Bearings // Tribology Letters. 2012. V. 48 (3). P. 315. https://doi.org/10.1007/s11249-012-0027-4
- Liu H.P., Xu H., Ellison P.J., Jin Z.M. Application of Computational Fluid Dynamics and Fluid-Structure Interaction Method to the Lubrication Study of a Rotor-Bearing System // Tribology Letters. 2010. V. 38 (3). P. 325. https://doi.org/10.1007/s11249-010-9612-6
- Gao G.Y., Yin Z.W., Jiang D., Zhang X.L. Numerical analysis of plain journal bearing under hydrodynamic lubrication by water // Tribology International. 2014. V. 75. P. 31. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2014.03.009
- 15. Mukutadze M.A., Khasyanova D.U. Radial Friction Bearing with a Fusible Coating in the Turbulent Friction Mode // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2019. № 48. P. 423.
- 16. Mukutadze M.A., Khasyanova D.U. Optimization of the Supporting Surface of a Slider Bearing according to the Load-Carrying Capacity Taking into Account the Lubricant Viscosity Depending on Pressure and Temperature // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2018. № 4. P. 356.
- 17. *Приходько В.М., Котельницкая Л.И.* Математическая модель гидродинамической смазки при плавлении опорной поверхности радиального подшипника // Трение и износ. 2001. Т. 22. № 6. С. 606.

надежность, прочность. ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 62-762.63;69.002.5;621.6.035

ВЛИЯНИЕ МОРФОЛОГИИ КОНТАКТНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В УСТРОЙСТВАХ ДЛЯ СТРУЙНОЙ ЦЕМЕНТАЦИИ ГРУНТОВ

© 2022 г. В. И. Новиков

Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет, Санкт-Петербург, Россия e-mail: vitalynewage@gmail.com

> Поступила в редакцию 04.03.2021 г. После доработки 09.11.2021 г. Принята к публикации 20.12.2021 г.

Рассмотрены проблемы, возникающие при построении модели, описывающей распределение температурного поля в узле "гидросъемник-буровой вал", используемого в устройствах сверх высокого давления для струйной цементации грунтов. Описано влияние изменения морфологии металлической поверхности на распределение температурного поля за счет применения определенного вида обработки контактных поверхностей деталей устройств для струйной цементации грунтов. Показаны, твердотельная модель участка бурового вала и полученное методом конечных элементов, распределение температурного поля в элементах гидросъемника бурового става, возникающее в процессе его эксплуатации и факторы, существенно влияющие на тепловой баланс рассмотренного конструктивного узла.

Ключевые слова: струйная цементация, буровой став, уплотнительный элемент, температурное поле, морфология поверхности, шероховатость, электролитно-плазменная обработка

DOI: 10.31857/S0235711922020109

Сегодня процесс строительства, включая крупномасштабное, любых сооружений, подразумевает выполнение различных работ в сложных гидрогеологических условиях. которые характеризуются наличием обводненных, неустойчивых или слабых грунтов и подземных напорных вод. Ситуацию усложняет присутствие городской застройки, что ведет к необходимости применения специальных способов производства работ и соответствующего оборудования. Анализируя отечественный и мировой опыт решения таких задач, следует отметить, что последнее десятилетние наиболее распространенным стало применение технологии струйной цементации грунтов (СЦГ). Общепринятое английское наименование – jet-grouting. Связанно это с тем, что при СЦГ отсутствуют значительные по объему земляные работы, которые требуют существенных материальных и финансовых затрат, не требуется переноса имеющихся коммуникаций, а так же больших площадей, что напрямую определяет длительность возведения конструкций и экологическую нагрузку на окружающую среду. Технология струйной цементации является высокопроизводительной, есть возможность создавать на различной глубине и разнообразные по формам и размерам грунтоцементные конструкции (своды, стены, сваи, и т.п.). При СЦГ можно проводить работы, как с поверхности, так и в стесненных условиях (в подвалах или закрытых помещениях и пространствах), что находит широкое применение при работах в городских условиях. К основным преимуществам такой технологии, относительно аналогичных, относятся отсутствие динамического воздействия на близлежащие здания и сооружения, гибкость и маневренность, что позволяет по необходимости оперативно вносить корректировки в используемые на данном этапе проведения работ технологические режимы.

Несмотря на перечисленные достоинства более широкое применение СЦГ сдерживается отсутствием нормативной документации и достаточно высокой сложностью оборудования. Поскольку технология считается довольно новой, подавляющая масса публикаций по данной тематике посвящена общим вопросам применения СЦГ в различных условиях [1, 2], так же рассматривается влияние создаваемых грунтобетонных колон на состояние грунта, дорог, фундаментов зданий, тоннелей и котлованов [3], подробно рассмотрены изменения и прогнозирование прочностных характеристик получаемого грунтобетона и конструкции в зависимости от технологических параметров [4]. Хотя в последние несколько лет значительно увеличилось количество публикаций, рассматривающих частные вопросы или иные возможности применения [5], но по-прежнему лишь в небольшом количестве работ приводятся применяемые агрегаты и освещаются проблемы конструирования оборудования для технологии СЦГ [6, 7].

Типовая конструктивная схема СЦГ содержит источник высокого давления, средства передачи высоконапорной струи цементного раствора и технологический инструмент (гидромонитор). Поскольку не всегда есть возможность расположить источник давления и технологический инструмент в непосредственной близости друг от друга, передающие звенья могут быть довольно протяженными, вследствие чего снижается надежность и появляются значительные гидравлические потери по длине и увеличиваются эксплуатационные затраты. Основным таким звеном в передающих магистралях является гидросъемник (вертлюг). Принято применять устройства, сконструированные для бурения, хотя номинальное выдерживаемое ими наибольшее давление, является относительно невысоким и использование вертлюгов в струйной цементации требует некоторой модернизации для обеспечения расширения области эффективного применения метода СЦГ, в противном случае гидросъемник станет сдерживающим фактором в развитии технологии, поскольку, как отмечено в [6], это наиболее часто выходящий из строя элемент.

Постановка задачи. Моделируя влияние обработки контактных поверхностей на напряженно-деформированное состояние и в частности распределение температурного поля в узле "гидросъемник-буровой вал", воспользуемся методикой, изложенной в [8]. При проведении расчетов необходимо рассмотреть 3D-модель вала не с гладкими поверхностями, а с контактной поверхностью, состоящей из вершин шероховатостей. Для этого построена 3D-модель имитирующая поверхность, которая показана на профилограмме (рис. 1a) с уровнем шероховатости Ra = 1.4 мкм. Поскольку высота неровностей шероховатости крайне невысока, следует создавать конечно-элементную сетку с соответствующим размером элементов, т.е. порядка 0.001 мм и менее. При создании сетки с максимальной длиной стороны элемента в 1 мм, их число составляет 135785, генерация сетки с размерами в 0.1 мм приводит к увеличению их количества до 2 \times 10⁶ элементов и т.д. Если же использовать сетку с максимальной длиной стороны элемента, на порядки превышающей величину неровностей рассматриваемой поверхности, то в процессе генерации сетки происходит "сшивание" (т.е. совмещение) рядом находящихся узлов и контактная поверхность из "шероховатой" преобразуется в "клинообразную".

Принимая во внимание последнее утверждение, рациональным будет применение 3*D*-модели, описанной в [9], с учетом изменения величины тепловой мощности для каждого рассматриваемого уровня высоты неровностей профиля шероховатости моделируемой поверхности бурового вала. Однако тут наиболее частым заблуждением



Рис. 1. Высоты неровностей профиля шероховатости: (а) – профилограмма поверхности; (б) – вид той же поверхности при одинаковых вертикальном и горизонтальном масштабах.

является то, что на профилограмме реальной поверхности выступы имеют островершинный вид [10]. На самом деле этот эффект связан, с различием в масштабах [11] вертикального и горизонтального увеличения профилограммы (рис. 1а), из которой следует, что профиль реальной поверхности при одинаковых значениях вертикального и горизонтального увеличения имеет плавный, пологий вид (рис. 1б).

Анализ влияния электролитно-плазменного полирования на морфологию обработанной поверхности. Качество поверхностного слоя рабочих поверхностей деталей оказывает значительное влияние на срок эксплуатации любых конструктивных узлов и элементов конструкций. Поскольку, при циклических нагрузках, которые испытывают практически все ответственные детали, разрушение начинается на поверхности (или в около поверхностных слоях) локально, в областях концентрации напряжений (деформации соответственно), которые создают повреждения поверхности в результате непосредственно циклического нагружения, либо надрезов в виде следов обработки или воздействия агрессивной среды. Соответственно изменение высоты шероховатости, например, путем применения какой-либо обработки рассматриваемой поверхности бурового вала, в частности полирования, приведет к изменению площади контактной поверхности, а значит и изменению количества, выделяемой в процессе работы устройства сверх высокого давления, теплоты. Что непосредственно влияет на тепловой баланс рассматриваемой системы.

Для изменения величины шероховатости поверхности металлических деталей используются различные методы обработки поверхности, такие как механический, химический или электрохимический. Основным недостатком методов, реализующих химическое и электрохимическое воздействие на обрабатываемую поверхность, является необходимость приготовления, использования и утилизации многокомпонентных электролитов на основе сильных кислот (серной, ортофосфорной, соляной и др.), что влечет за собой высокую токсичность электролитов, коррозию технологического оборудования, вредные условия труда для обслуживающего персонала, экологический вред окружающей среде, высокий расход электролита на единицу обрабатываемой площади; механический метод — это трудоемкий процесс, основными недостатками которого являются: применение высокоточного и дорогостоящего оборудования, проблема механизации и автоматизации полирования деталей сложной формы и тонкостенных изделий, а также образование дефектов в микровпадинах в виде неметаллических включений и следов технологических межоперационных покрытий и др. В отличие от данных технологических методов, электролитно-плазменное полирование (ЭПП) позволяет обрабатывать изделие в среде нетоксичных минеральных электролитов из безопасных и безвредных веществ [12]. Технологически процесс ЭПП можно реализовать несколькими способами. Традиционно применяют более простой метод "погружением", заключающийся в размещении в ванне с электролитом обрабатываемого изделия с обработкой всех контактирующих с электролитом поверхностей. При использовании второго метода происходит локальное воздействие на обрабатываемую поверхность электролитической плазмы в струе электролита [13]. Метод более сложен с точки зрения применяемого оборудования и изучен недостаточно широко по сравнению с первым способом, соответственно распространен значительно меньше. В результате применения ЭПП с поверхности удаляется наиболее загазованный и богатый инородными включениями слой металла. Метод характеризуется отсутствием силового воздействия на обрабатываемую поверхность, легко поддается механизации и автоматизации, удаляемый с поверхности в процессе обработки металл, легко утилизируется и не требуется специальных очистных сооружений. Степень снижения уровня шероховатости поверхности после электролитно-плазменного полирования значительно зависит не только от начальной шероховатости обрабатываемого изделия, но также большое значение для процесса обработки имеет наличие кривизны обрабатываемой поверхности [14].

Проведенные исследования обработанной ЭПП поверхности показали, что изменяются не только количественные показатели шероховатости поверхности, но и изменяется характер неровностей, совокупность которых и определяет термин "шероховатость поверхности", т.е. изменяется морфология поверхности объекта обработки, что подтверждается снимками с профилограммами образцов из сталей 30ХГСА и 12X18H10T, которые сделаны с помощью сканирующего зондового микроскопа Solver *P-47 Pro* с разрешением 5 нм (рис. 2). Основные параметры шероховатостей поверхностей определены с использованием прибора MarSurf PS1. Начальный уровень параметра шероховатости *Ra* для образцов из сталей 30ХГСА и 12Х18Н10Т составляет 1.353 мкм и 0.395 мкм, после обработки — 0.140 мкм и 0.143 мкм соответственно (рис. 2, профилограммы). Таким образом, после ЭПП произошло не только снижение параметра R_a , но и сглаживание вершин неровностей, что положительно сказывается на напряженно-деформированном состоянии передающих устройств сверхвысокого давления, поскольку, приводит к уменьшению трения, снижению тепловыделения при эксплуатации данного элемента конструкции и износа уплотняющего элемента и повышению надежности такого рода устройств.

Лучшие антифрикционные свойства обработанной таким способом поверхности связаны, не столько с низкой шероховатостью, сколько с благоприятной морфологией поверхности. В отличие от механических методов обработки при электролитноплазменном полировании формируется морфология, характеризующаяся низкой высотой и большим радиусом округления выступов и плавностью неровностей профиля с большим периодом. В результате этого период приработки сопряжения, связанный в первую очередь с пластическим деформационным разрушением неровностей при их контакте с поверхностью и формированием равновесной шероховатости, отсутствует или выражен очень слабо. Работа сопряжения сразу начинается с упругого контактирования неровностей. Более низкий коэффициент трения объясняется меньшей площадью фактического пятна контакта с сопряженной поверхностью и большим давлением в области фрикционного контакта и в момент введения смазки происходит скачкообразное уменьшение коэффициента трения более чем на 21% с последующим его постепенным увеличением до исходного уровня на достаточно протяженном проме-



Рис. 2. Морфология (сверху) и профилограмма (снизу) поверхности образца из стали 12Х18Н10Т: (а) – до обработки ЭПП; (б) – после обработки ЭПП.

жутке времени, что свидетельствует о хорошем удержании смазочного материала поверхностью вследствие сформированной в процессе обработки топографии, включающей случайные неровности, обусловленные микроструктурой материала. В условиях сухого трения скольжения происходит резкое повышение коэффициента трения более чем в 4 раза для механически и полированных поверхностей и более чем в 5.5 раза для шлифованной поверхности. Таким образом, благодаря сформированной в процессе обработки благоприятной морфологии поверхности, электролитно-плазменное полирование способствует существенному улучшению характеристик поверхности деталей, работающих в условиях трения скольжения с достаточной и ограниченной подачей смазочного материала [11].

Результаты вычислительного эксперимента и их анализ. Для оценки изменения площади контактной поверхности, при введении предлагаемого вида обработки, рассмотрим модель изменения одиночной высоты неровности профиля шероховатости (рис. 3). Схема отображает изменение высоты неровностей с уровня в Ra = 1 мкм, который можно считать наиболее удобной начальной величиной шероховатости для проведения электролитно-плазменной обработки, до уровня Ra = 0.14 мкм, что является оптимально достижимым для данного вида полирования [12, 14]. Моделируется снятие слоя материала с одной отдельно взятой вершины неровности и несмотря на то, что такая модель не совсем полно отражает реальную картину снижения шероховатости обрабатываемой поверхности, т.к. можно предположить, что пробой газовой анодной оболочки может происходить с равной вероятностью, как на выступах, так и во впадинах профиля обрабатываемой поверхности в областях случайной неоднородности электрического поля, поэтому изменению равновероятно подвергаются не только вершины шероховатости, но и впадины, что не находит отражения, но в данном случае моделирование в таком виде можно использовать, поскольку здесь, для оценки изменения площади контакта поверхностей, важно непосредственно снижение уровня шероховатости.

Обобщая сравнение изменения высоты неровности можно утверждать следующее: согласно схеме (рис. 3) при изменении уровня шероховатости от Ra = 1 мкм до



Рис. 3. Модель изменения одиночной высоты неровности профиля шероховатости.

Ra = 0.14 мкм (с промежуточными значениями шероховатости Ra = 0.8 мкм, Ra = 0.6 мкм и Ra = 0.4 мкм), происходит изменение площади поверхности на 31% (с изменением площади поверхностей для промежуточных значений шероховатости на 12%, 20%, 28% соответственно), при допущении, что рассматриваются площади шаровых сегментов, имитирующих неровность (рис. 3), что позволяет оценить снижение величины выделяемой теплоты, вводя допущение о прямо пропорциональной зависимости данных величин.

Чтобы задать тепловую нагрузку необходимо рассчитать значение температуры, воздействующей на контактные поверхности. При известном значении величины тепловой мощности (при давлении 36 МПа составляет 7.6 кВт [15]) количество выделившейся за то же время теплоты равно произведению мощности на время и составляет 1368 кДж. С другой стороны, количество теплоты можно определить по формуле

$$Q = cm\Delta T$$

где *с* – удельная теплоемкость вещества (стали), Дж/кг°С; *m* – масса вещества (составляет 12 кг); ΔT – изменение температуры (от начального значения $T_1 = 20$ °С до конечного искомого T_2), °С.

Задаваемым значением является величина температуры T_2 и после преобразования, получаем формулу для расчета T_2

$$T_2 = \frac{Q}{cm} + T_1.$$

Сведем полученные расчетные данные в табл. 1, оценив снижение величины выделяемой тепловой мощности и значения соответствующей температуры T_2 для каждого уровня шероховатости, принимая в качестве начальных значений уровень шероховатости в 1 мкм, а значение $T_2 = 305^{\circ}$ С.

3*D*-модель представляет собой цилиндрическую часть бурового вала, передающего давление устройства, длиною 188 мм с внутренним глухим отверстием Ø45 мм, однако будет добавлено два отверстия Ø20 мм, через которые проводится подача водно-цементной смеси во внутреннее отверстие. Построение конечно-элементной модели проведено элементами с максимальной длиной стороны 1.5 мм и сетка конечных элементов сгенерирована с максимальными коэффициентами сгущения на поверхности и разрежения в объеме – 1 и 1.5 соответственно. Конечно-элементная сетка содержит 482675 элементов и 121297 узлов.

Значение величины ше- роховатости <i>Ra</i> , мкм	Величина изменения площади поверхности, %	Количество теплоты <i>Q</i> , кДж	Значение температуры <i>T</i> ₂ , °С
1.0	0	1368.0	305
0.80	12	1203.84	214
0.60	20	1094.40	196
0.40	28	984.96	179
0.14	31	943.92	172

Таблица 1. Таблица зависимости уменьшения количества теплоты от снижения уровня шероховатости

Рассчитаем распределения температурного поля в выбранном участке бурового вала для каждого из значений шероховатости Ra с учетом температуры, подаваемой водно-цементной смеси 60°С. Результаты расчета представлены на рис. 4, 5 соответственно изменению величины Ra согасно табл. 1.

Распределение температуры во всех вариантах качественно имеют идентичный характер, что закономерно и совпадает с результатами, полученными в [9], поскольку существенно изменялось лишь значение количества теплоты (тепловой мощности). Количественно картина распределения меняется в сторону уменьшения значения температуры при уменьшении уровня шероховатости. Если при начальной шероховатости высотой Ra = 1 мкм глубина распределения температуры выше величины 200°С составила около 15 мм, а температура в середине бурового вала порядка 180°С, то начиная с уровня шероховатости Ra = 0.6 мкм, даже с учетом температуры, подаваемой



Рис. 4. Распределение температурного поля в буровом вале с величиной шероховатости контактных поверхностей *Ra* = 1 мкм.



Рис. 5. Распределение температурного поля в буровом вале с величиной шероховатости контактных поверхностей *Ra* = 0.14 мкм.

водно-цементной смеси около 60°С, температура контактных поверхностей составляет менее 200°С, а в середине бурового вала порядка 100°С.

Заключение. Полученное, в результате моделирования, распределение температурного поля позволяет оценить состояние с точки зрения распределения, возникающих в процессе эксплуатации этого узла сверхвысокого давления, температур и дать рекомендации по выбору материалов уплотняющих элементов. Анализируя результаты моделирования можно сделать вывод, что при выборе материалов, применяемых в настоящее время для изготовления уплотнительных элементов, необходимо учитывать тепловую нагрузку, возникающую в процессе эксплуатации устройств для струйной цементации грунтов. Соответственно, чтобы обеспечить предсказуемость проектных характеристик конструкций устройств сверхвысокого давления и повысить их эффективность необходимо применять уплотнительные элементы, изготовленные из материалов, способных выдерживать значительные тепловые нагрузки, либо влиять на тепловой баланс путем изменения технологических параметров, что, несомненно, скажется на производительности, либо уменьшать тепловыделение путем изменения морфологии контактных поверхностей за счет введения дополнительной обработки поверхности бурового вала.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

 Ludemann S.M., Garcia R.S., Barbosa M.G.T., Cavalcante A.L.B. A Contingency Solution using Jet Grouting Barrier for a Dam under Risk of Piping in Brazil // Soils and Rocks, São Paulo. 2018. V. 41 (1). P. 17. https://doi.org/10.28927/SR.411017

- Merlini D., Stocker D., Falanesca M., Schuerch R. The Ceneri Base Tunnel: Construction Experience with the Southern Portion of the Flat Railway Line Crossing the Swiss Alps // Engineering. 2018. V. 4. P. 235. https://doi.org/10.1016/j.eng.2017.09.004
- Yong T., Ye L., Dalong W. Deep Excavation of the Gate of the Orient in Suzhou Stiff Clay: Composite Earth-Retaining Systems and Dewatering Plans // J. Geotech. Geoenviron. Eng. 2018. V. 144 (3). P. 350. https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001837
- Toraldo C., Modoni G., Croce P. Reliable definition of the characteristic strength of jet grouted soils by Random Field Theory // Procedia Engineering. 2016. V. 158. P. 416. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.08.465
- Veropalumbo R., Russo F., Viscione N., Biancardo S.A. Rheological Properties Comparing Hot and Cold Bituminous Mastics Containing Jet Grouting Waste // Advances in Materials Science and Engineering. Volume 2020. Article ID 8078527. 16 p. https://doi.org/10.1155/2020/8078527
- 6. *Гарипов М.В., Головин К.А.* Разработка конструкции расширителя прокалывающей установки для закрепления неустойчивых горных пород // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2013. № 1. С. 326.
- 7. Yuan Y., Shen S.L., Wang Z.F., Wu H.N. Automatic Pressure-Control Equipment for Horizontal Jet-grouting // Autom. Constr. 2016. V. 69. P. 11.
- 8. *Новиков В.И., Пушкарев А.Е., Воронцов И.И.* Методика моделирования теплового баланса элементов конструкции строительно-дорожных машин для струйной цементации грунтов // Научнотехнический вестник Брянского государственного университета. 2019. № 3. С. 369. https://doi.org/10.22281/2413-9920-2019-05-03-369-376
- 9. Новиков В.И., Пушкарев А.Е., Манвелова Н.Е. Моделирование теплового баланса в процессе эксплуатации элементов гидросъемника бурового става для струйной цементации грунтов // Научно-технический вестник Брянского государственного университета. 2020. № 3. С. 404. https://doi.org/10.22281/2413-9920-2020-06-03-404-410
- Новиков В.И., Пушкарев А.Е., Щербаков А.П., Кузьмин О.В. Особенности расчета теплового баланса гидросъемника с учетом влияния на шероховатость поверхности электролитноплазменного полирования // Металлообработка: научно-производственный журнал. 2020. № 4. С. 16. https://doi.org/10.25960/mo.2020.4.16
- Синькевич Ю.В. Электроимпульсное полирование на основе железа, хрома и никеля / Синькевич Ю.В. [и др.]. Минск: БНТУ, 2014. 325 с.
- Nestler K., Bottger-Hiller F., Adamitzki W., Glowa G., Zeidler H., Schubert A. Plasma Electrolytic Polishing – an Overview of Applied Technologies and Current Challenges to Extend the Polishable Material Range // Proc. CIRP. 2016. V. 42. P. 503. https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.02.240
- Popov A.I., Novikov V.I., Radkevich M.M. Characteristics of the development of electric discharge between the jet electrolyte cathode and the metal anode at atmospheric pressure // High Temperature. 2019. T. 57. № 4. P. 447. https://doi.org/10.1134/S0018151X19030118
- 14. Новиков В.И., Мурашкин С.Л., Фоломкин А.И. Технологические возможности чистовой обработки турбинных лопаток электролитно-плазменным методом // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2012. № 1–2 (147). С. 105.
- 15. Головин К.А., Маликов А.А., Пушкарев А.Е. Тепловой режим работы гидросъемника высокого давления на установках гидроструйной цементации // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2015. № 4. С. 46.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.79.05

ТЕХНОЛОГИЯ РАЗЪЕМНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ТРУБОПРОВОДОВ, ИСПОЛЬЗУЮЩИХ АРМАТУРУ ИЗ СПЛАВОВ С ЭФФЕКТОМ ПАМЯТИ ФОРМЫ

© 2022 г. У. Х. Угурчиев^{1,*}, Н. Н. Новикова^{1,**}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: umar77@bk.ru **e-mail: natalnn3@mail.ru

> Поступила в редакцию 26.08.2021 г. После доработки 03.02.2022 г. Принята к публикации 11.02.2022 г.

В статье представлен обзор технологических процессов создания соединений трубопроводов, а также рассмотрены различные конструкции разъемных термомеханических соединений, их особенности и применение для высоконагруженных трубопроводов.

Ключевые слова: эффект памяти формы, муфта, термомеханическое соединение, сверхупругость

DOI: 10.31857/S0235711922030117

Трубопроводы – это устройства, по которым транспортируются жидкие, газообразные и сыпучие вещества. Их использование в машиностроении крайне велико. Безотказность работы машин во многом зависит от надежности трубопроводов и их соединений.

Соединения трубопроводов являются нагруженными элементами коммуникаций и в зависимости от их назначения и условий работы, определяется тип соединений и его эксплуатационные характеристики. Для изделий авиационной промышленности уделяется особое внимание следующих показателей: трудоемкость изготовления элементов соединения, простота их монтажа и периодичность контроля с регламентными работами по обеспечению герметичности [1]. Оценка конструктивных характеристик соединений осуществляется по эффективному коэффициенту концентрации напряжений

$$\beta_{\text{coe}\pi}^{-1} = \sigma_{\text{rp}}^{-1} / \sigma_{\text{coe}\pi}^{-1} \to 1.$$
(1)

Такой коэффициент в зависимости от пределов выносливости σ_{rp}^{-1} трубы в состоянии поставки, и выносливости соединения σ_{coen}^{-1} должен мало отличаться от единицы.

Исходными заготовками для ответственных трубопроводов служат бесшовные холоднотянутые и холоднодеформированные трубы из нержавеющей стали марки 12X18H10T, BHC2, титановых сплавов OT4, 7M. Наиболее распространенными разъемными соединениями с исполнительными устройствами, переходниками, тройниками, штуцерами являются ниппельные конструкции с накидными гайками [2]. Если герметичность соединений в процессе эксплуатации может обеспечиваться периодической подтяжкой, то предел выносливости, зависящий от условий контакта ниппеля



Рис. 1. Ниппельное соединение: 1 – труба; 2 – ниппель; 3 – прокладка; 4 – накидная гайка; 5 – штуцер.

с трубой, определяется совершенствованием конструкций. На рис. 1 схематически представлено ниппельное соединение. Согласно статистике, для таких соединений более 50% отказов приходится на места перехода развальцовкой части 3 цилиндрической трубы в коническую, т.е. в районе развальцовки трубопровода и в контактной зоне ниппеля 2 с трубой 1.

Основными причинами отказов являются поперечные колебания близлежащих участков трубопровода. Если между внутренней поверхностью (рис. 1) ниппеля 2 и внешним диаметром трубы 1 существует зазор, то поперечные колебания вызывают изгиб у основания конуса 3 и фреттинг-коррозию у среза ниппеля и как следствие, низкий предел выносливости σ^{-1} такого ниппельного соединения (рис. 2, линия 1), σ_{max} , к $\Gamma/\text{мм}^2$.

В процессе развальцовки, у основания конуса образуется утончение и в сочетании с поперечными колебаниями трубы и неравномерностям от монтажных напряжений приводит к снижению прочности соединений и к возможным разрушениям (рис. 3).

Предел выносливости соединений в значительной степени зависит от величины зазора между поверхностями трубы и ниппеля и имеет тенденцию к повышению при уменьшении зазора и обеспечения некоторого натяга. Предел выносливости σ^{-1} паяного соединения значительно увеличивается при снижении данного зазора (рис. 2, линия *3*), а при применении беззазорной (обкатанной или обжимной) конусной прокладки *3* это увеличение для σ^{-1} составляет 30–40% (рис. 2, линия *4*) [3].

Однако процесс пайки приводит к термическому воздействию на контактируемые материалы, а отсутствие зазора при обжиме приводит не только к заеданию в процессе монтажа при скольжении накидной гайки, но и к определенным затруднениям выполнения стабильных моментов затяжки для обеспечения герметичности. Соединения не нашли широкого применения.

Замена традиционных конструкционных материалов на сплавы TiNi с эффект памяти формы (ЭПФ) при изготовлении ниппельной арматуры позволяет не только существенно повысить технологичность соединений, снизить трудоемкость монтажных и регламентных работ, но и достичь предела выносливости соединений около 0.9 от предела выносливости труб в состоянии поставки. Такие характеристики обеспечиваются за счет создания беззазорного соединения труб с ниппельной арматурой, обеспечивая гарантированный натяг, а также предотвращая возможность возникновения фреттинг-коррозии из-за наличия демпфирующих элементов в переходной зоне трубы и ниппеля.

Проявление в интервале эксплуатационных температур эффекта сверхупругости (СУ) [4] позволяет решать задачу поддерживания высокой степени герметичности в результате обеспечения постоянства напряжений в резьбовой части соединения. Напряжения момента затяжки сохраняются на стабильном уровне независимо от темпе-



Рис. 2. Зависимость предела выносливости соединения (максимального напряжения в цикле, σ_{max}) от поперечных колебаний. *N* – число циклов.



Рис. 3. Фотография разрушения трубопровода.

ратурных колебаний из-за разности коэффициентов термического расширении и скачков механического воздействия.

Уникальные характеристики возникают за счет фазовых превращений, которые способны в узком интервале температур 2–40°С и действии напряжений, осуществлять обратимые термоупругие превращения.

В зависимости от соотношения компонентов, методов переработки для каждого конкретного сплава интервалы температур фазовых превращений и действующие при этом напряжения существенно отличаются.

На рис. 4 схематически, представлены условия проявления ЭПФ, СУ в зависимости от внешних напряжений σ_r , и температуры Т.

На рис. 4 представлены случаи максимального и минимального значений критических напряжений σ_{μ} . При min значениях напряжения σ_{μ} проявляется широкая область



Рис. 4. Зависимость проявления свойств сплава с ЭПФ: M_d – температура, с которой начинается " смягчение" решетки аустенитной фазы, которая сопровождается термической неустойчивостью решетки к сдвиговому превращению; M_H , M_K – температуры начала и конца мартенситного превращения; A_H , A_K – температуры начала и конца аустенитного превращения; σ_t – предел текучести В2 фазы; σ_r – действующие (внешние) критические напряжения.



Рис. 5. Зависимость термомеханических характеристик сплавов от соотношения компонента Ni в сплаве.

ЭПФ и некоторая доля СУ, но только СУ без ЭПФ существовать не может, т.к. при температуре выше A_k и пределе текучести σ_t возникает пластическая деформация (скольжение) аустенитной В2 фазы. Если σ_t – предел текучести В2 фазы, при температурах выше A_k значительно возрастает, то при температурах до M_d не только проявляется эффект СУ, но и при реализации ЭПФ, увеличиваются генерируемые напряжения термомеханического возврата σ_R и степень восстановления формы. Повышение пределов текучести материала σ_t возможно как металлургическим (изменением соотношения Ті \leftrightarrow Ni компонентов и введением легирующих элементов), так и термомеханическими воздействиями и фазовым наклепом.

На рис. 5 представлены термомеханические характеристики сплавов в зависимости от соотношения основных компонентов Ті и Ni.

С целью обеспечения высокой степени возврата формы ϵ для соединительных элементов типа муфт термомеханических соединений (TMC), большой величины генерируемых напряжений σ_R и проявления эффектов СУ, необходимо применять сплавы



Рис. 6. Зависимость объема превращения V_r сплава от напряжений $\sigma_{\rm R}$.

с концентрацией никеля более 50.5 ат.% Ni и дополнительно легированные железом более 3 ат. % Fe. При этом разность между пределом текучести σ_t и величиной критических сдвигов $\sigma_{\dot{r}\mbox{ min}}$ должна составлять не менее 400 МПа. На рис. 5 представлены характеристики сплавов в зависимости от концентрации ат. % Ni.

Для материалов, проявляющих свойства СУ, особо следует отметить, что воздействие на аустенитную В2 фазу при изотермических условиях внешними $\sigma_{\dot{r}}$ или внутренними (от генерации) $\sigma_{\rm R}$ напряжениями в интервалах температур Ан \leftrightarrow Md сопровождается фазовыми превращениями некоторого объема аустенита (B2) \leftrightarrow в мартенсит напряжений (B19^{!!}). В зависимости от интенсивности напряжений или колебания их величин изменяются (возрастают или снижаются) объемы превращающегося B2 \leftrightarrow B19^{!!}. Схематично эти изменения представлены на рис. 6. Деформирования при температурах выше M_d происходят, как и для конструкционных материалов, скольжением. В этом случае проявления ЭПФ или СУ не наблюдаются.

На основании характеристик материалов, обладающих ЭПФ и СУ по обеспечению высокой надежности неразъемных ТМС, разработаны конструкции ниппельных соединений из этих сплавов [5]. Преимущества данных конструкций по сравнению со сварными или паяными соединениями состоят в том, что в результате термического влияния отсутствует заметное разупрочнение материала труб, нет необходимости в зачистке сварных или паяных швов и проведения рентгеноконтроля.

На рис. 7 представлены особенности по термомеханической установке элементов арматуры из TiNi с трубами для последующего монтажа разъемных соединений трубо-проводов диаметрами от 6 до 20 мм. Внешний контур арматуры (ниппелей системы "конус по конусу" и "сфера по конусу") соответствует контуру для конструкционных материалов и позволяет применять традиционные способы монтажа. Внутренняя поверхность соответствует размерам и требованиям муфт ТМС.

Установленная при нагреве радиально деформированная арматура осуществляет обжим поверхности труб, образуя прочный и беззазорный контакт. В зоне контакта аустенитной (В2) фазы арматуры с трубой образуется упруго напряженное состояние, стимулирующее фазовые превращения с образованием мартенсита напряжений (В19[!]). Характерной особенностью существования В19[!] является его зависимость от



Рис. 7. Соединения ниппелей из сплава с ЭП Φ : (а) – нипель для соединения по внутреннему контуру; (б) – ниппель для соединения по наружному контуру; (в) – процесс монтажа; (г) – готовое соединение.

интенсивности действующих напряжений. Если напряжения от термических (влияние коэффициента термического расширения (КТР)) или механических воздействий изменяются (возрастают ↔ снижаются), то увеличивается ↔ уменьшается содержания В19[!] в массиве В2 на ту величину, на которую изменяются действующие напряжения, стабилизируя на некоторой величине упруго напряженное состояние.

Наиболее высокую надежность по обеспечению герметичности, при минимально допустимых моментах затяжки, показывают разъемные соединения по внутреннему конусу с углом 24° и сферическим ниппелем.

Результаты испытаний на базе 10⁷ циклов по определению предела выносливости со стороны ниппеля под нагрузкой 180–230 МПа показали, что они находятся в пределах примерно 0.95 от предела выносливости трубы в состоянии поставки.

Значительные преимущества таких соединений состоят в том, что герметичность в аналогичных условиях создается при сравнительно меньших моментах затяжки, чем для традиционной арматуры.

Особо следует отметить, что σ_R — минимальные значения критических напряжений мартенситного сдвига, достаточные для фазовых превращений типа B2 \leftrightarrow R \leftrightarrow B19[!] и составляют 250–300 МПа и зависят от предела текучести σ_T матрицы TiNi [6]. Например, для ниппельного соединения со штуцером из конструкционных материалов резьбовой гайкой М14, момент затяжки должен находиться в пределах 1500–3000 H см [7]. В этом случае контактные напряжения составят 550–600 МПа, что значительно превышают σ_R — напряжений фазового превращения. Следовательно, для арматуры из сплава с ЭПФ момент затяжки обеспечивает надежную герметичность, которая составляет 500–2500 H см. Температурно-циклические (от –60 до 200°С) испытания с пульсирующим давлением и многократной (до 10 раз) переборкой с проворотом не влияют на прочность и герметичность соединений. Для обеспечения герметичности при термических колебаниях размеров отпадает необходимость в периодических подтяжках. Преимущества термомеханических соединений, в сочетании с высокой коррозионной стойкостью при всеклиматических условиях, исключают необходимость и спользования квалифицированных операторов по монтажу, а также отсутствует тер-

мическое или электромагнитное воздействие на окружающие устройства, что позволяет характеризовать данные соединения как надежные и высокотехнологичные.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Хасьянова Д.У. Дис. ... канд. техн. наук. Москва: МГУПИ, 2012.
- 2. Сапожников В.М. Монтаж и испытания гидравлических и пневматических систем летательных аппаратов. М.: Машиностроение, 1979. 158 с.
- 3. *Lotkov A., Grishkov V., Timkin V., Baturin A., Zhapova D.* Yield stress in titanium nickelide-based alloys with thermoelastic martensitic transformations. Materials Science and Engineering A. 2019. V. 744. P. 74.
- 4. *Khasyanova D.U.* Conditions for Operational Reliability and Tightness of Thermomechanical Joining Pipelines Using Couplers // J. Mach. Manuf. Reliab. 2020. V. 49. № 2. https://doi.org/10.3103/S1052618820020089
- Kang G.Z., Kan Q.H., Yu C., Song D., Liu Y.J. Whole-life transformation ratchetting and fatigue of super-elastic NiTi Alloy under uniaxial stress-controlled cyclic loading // Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing. 2012. V. 535. P. 228. https://doi.org/10.1016/j.msea.2011.12.071
- Khasyanova D.U. The control features of thermal characteristic details from alloy with shape memory effect // Journal of Physics: Conference Series. VIII International Conference "Deformation and Fracture of Materials and Nanomaterials". 2020. 012062. https://doi.org/10.1088/1742-6596/1431/1/012062
- Kajiwara S. Characteristic features of shape memory effect and related transformation behavior in Fe-based alloys // Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing. 1999. V. 273. P. 67. https://doi.org/10.1016/S0921-5093(99)00290-7

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 622.276.6

ПРОЦЕССЫ, ТЕХНОЛОГИЯ И ТЕХНИКА ВОЛНОВОЙ ОЧИСТКИ ПРИЗАБОЙНОЙ ЗОНЫ ПЛАСТА

© 2022 г. О. Р. Ганиев¹, Н. А. Шамов^{1,*}, Н. С. Завалишин¹

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-meil: shamov.na@meil.ru

Поступила в редакцию 16.12.2021 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

Приведены математические модели динамики твердых частиц при волновом восстановлении гидродинамической связи скважины с пластом. Определены условия очистки продуктивной породы от кольматанта в волновом поле при репрессии и депрессии. Представлены результаты применения технологии и техники при режиме депрессионно-волновой очистки прискважинной зоны пласта.

Ключевые слова: волны давления, репрессионно-депрессионные волновые процессы и устройства, перфорационные каналы, гидродинамическая связь скважины с пластом, слой кольматации, его декольматация

DOI: 10.31857/S0235711922040083

Существующие технологии по восстановлению продуктивности скважин часто оказываются малоэффективными. Успешность таких работ составляет не более 60%, что связано со сложностью решения поставленных задач и несоответствием выбора скважин и применяемых технологий восстановительных работ [1].

Ухудшение естественной проницаемости продуктивного интервала может возникнуть вследствие кольматации проницаемой породы при бурении ствола скважины, цементировании обсадной колонны труб, набухания глинистых материалов, выпадения солей из пластовых вод, образования стойких эмульсий, отложения смол, парафинов и продуктов коррозии в фильтровой части ствола скважины, гидратации продуктивных пород.

В этой связи большое значение приобретают технологии очистки ПЗП, которые позволяют восстановить фильтрационные характеристики коллектора за счет частичной или полной ликвидации возникающих проблем.

Волновые явления в многофазных системах могут создаваться как с помощью внешних периодических воздействий, так и за счет специфических свойств самой системы, усиливающих их нелинейность [2–9].

Механизм волновой очистки ПЗП от кольматационных пробок. При описании динамики частиц кольматанта в дисперсионной среде промывочной жидкости в по́ровых каналах продуктивной породы приняты следующие допущения: форма частиц сферическая, дисперсионная среда однородна; взаимодействие двух соседних частиц в волновом поле рассматривается без учета влияния других частиц; фронт волны в жидкости перфорационного канала является плоским; проницаемая порода представляет систему каналов, суммарная площадь проходных сечений которых одинакова по направлениям всех трех осей. Рассмотрим характер прохождения волн давления через перфорационный канал в поровую среду ПЗП со слоем кольматации. В начале движения по каналу волна имеет почти плоскую форму фронта, которая затем при продвижении в цилиндрических полупроницаемых стенках канала, вследствие наличия там частиц кольматанта, приобретает близкую к полусферической форму. Часть энергии волны проходит в скелет горной породы, по которому волны распространяются с бо́льшей скоростью, чем в жидкой среде породы. Такие волны, распространяясь по скелету с хаотическим расположением каналов с сужениями и расширениями, создают множество отраженных микроволн и микротечений, а также переменных напряжений в скелете, что позволяет ослабить там адгезионно-адсорбционные связи с кольматационными пробками. Другая часть энергии волны проходит в слой кольматации, в котором производит работу по расшатыванию полидисперсной структуры кольматационной пробки, ослабляя связи между ее частицами и стенками канала породы.

Перфорационные отверстия обычно существенно углублены в проницаемую породу, вокруг них в процессе эксплуатации образуется слой из частиц кольматанта и технологических отложений. В отсутствии слоя кольматации в глубь проницаемой породы пласта от перфорационных каналов может возникнуть почти полусферическая и цилиндрическая зоны фильтрации, вплоть до смыкания последней с такими же зонами соседних каналов.

На рис. 1 представлены участок скважины с обсадной трубой I, перфорационными каналами 2 диаметром D_{pk} и концом длиной L_{pk} , выходящим за слой кольматации 3 толщиной l_{kb} и образованным в породе пласта при бурении и цементировании скважины, цементным камнем 4 толщиной l_{zk} , горной породой 5 с поровыми каналами 6, слоем 7 кольматации толщиной l_{kk} , возникшим при эксплуатации скважины. В отсутствие слоя 7 кольматации в глубь проницаемой породы пласта от перфорационных каналов могут возникнуть зоны фильтрации с почти полусферической 8 и цилиндрической 9 повехностями, последняя из которых смыкается с такими же зонами соседних перфорационных каналов.

Текущая площадь поверхности почти полусферической зоны фильтрации в упрощенном виде будет определяться, как

$$S^* = 8x^2 + 2\pi D_{pk}x + D_{pk}^2.$$

Так как распространение колебаний давления от излучающего их источника носит почти полусферический характер, плотность потенциальной энергии звуковой волны будет уменьшаться с удалением от излучателя в глубину пласта, поэтому движение крупных твердых частиц относительно дисперсионной среды будет преобладающим в сторону пласта. На сферическую частицу кольматанта будет действовать сила, возникающая в волне из-за изменения ее потенциальной энергии с удалением в глубь пласта от перфорационных каналов и обусловленная рассеиванием волновой энергии на твердых частицах [10], вследствие разницы плотности частиц твердой фазы и промывочной среды

$$F_{S} = \frac{\pi p_{0w}^{2} d_{k}^{3} D_{pk}^{2}}{2\rho_{g} c_{g}^{2} S^{*}} \left(\frac{\alpha_{1} S^{*} + 8x + \pi D_{pk}}{3S^{*}} + \frac{\Omega^{4} d_{k}^{3} q_{p}}{16c_{g}^{4}} \right) e^{-2\alpha_{1} x},$$
(1)

где p_{0w} – амплитуда колебаний давления в перфорационном канале; d_k – диаметр частицы кольматанта; α_1 – коэффициент затухания колебаний давления в гидросреде ПЗП скважины; ρ_g – плотность промывочной или пластовой (дисперсионной) жид-



Рис. 1. Схема размещения перфорационных каналов.

кости; c_g – скорость звука в ней; ρ_k – плотность частицы кольматанта; Ω – круговая частота колебаний

$$q_{\rho} = \left[1 + \left(1 - \frac{\rho_g}{\rho_k}\right)\right] \left(2 + \frac{\rho_g}{\rho_k}\right)^{-2}$$

На отделяющуюся из слоя кольматации частицу влияют силы инерции F_i , сопротивления ее движению в волновом поле относительно промывочной жидкости F_c , периодическая вынуждающая сила F_f , обусловленная действием звукового давления волнового поля, а также силы упругости F_{up} , сил давления при депрессии F_{dd} или при репресссии F_{dr} на слой кольматации, молекулярного притяжения между частицами кольматационной пробки F_m , расклинивающего давления диффузных слоев сольватной оболочки частицы, пленок жидкости и адсорбированных молекул поверхностно-активных веществ (ПАВ) F_{ds} , сила трения или пластической деформации частицы в сужении порового канала F_{tr} , силы нелинейного волнового происхождения F_s .

Периодическая вынуждающая сила *F_f*, обусловленная действием звукового давления волнового поля на частицу в слое кольматации, будет равна

$$F_f = \frac{p_{0sk}\Omega\pi d_k^3}{6c_g}\cos\Omega t,\tag{2}$$

где p_{0sk} — амплитуда звукового давления волны в слое кольматации.

$$p_{0sk} = p_{0w}W_k \sqrt{\frac{8l_{kk}^2 + 2\pi D_{pk} + D_{pk}^2}{D_{pk}^2}}$$

где *W_k* – коэффициент прохождения волны в слой кольматации породы.
Сила расклинивающего давления диффузных слоев сольватной оболочки частицы кольматанта и адсорбированных молекул поверхностно-активных веществ (ПАВ) [11]

$$F_{ds} = \pi \varsigma \varepsilon_o \varepsilon d_k \varphi_\sigma^2 \frac{\chi_{ds} e^{-\chi_{ds} h_t}}{1 + e^{-\chi_{ds} h_t}} - \frac{A^* d_k}{24h_t}.$$
(3)

Молекулярное притяжение частицы кольматанта к другим частицам или горной породе [12]

$$F_m = \frac{B}{h_t}.$$
(4)

Сила сопротивления движению частицы кольматанта в волновом поле относительно промывочной жидкости

$$F_c = \delta_c (x'_k - u_g), \tag{5}$$

где δ_c — коэффициент сопротивления движению частицы кольматанта в промывочной жидкости; x'_k — скорость движения частицы кольматанта в волновом поле; u_g — скорость течения промывочной или пластовой жидкости в поровом канале или трещине породы, порожденная колебаниями давления;

$$x'_{k} = \Omega \sqrt{M_{dk}^{2} + N_{dk}^{2}} \sin\left(\Omega t + \varphi\right),$$

где

$$\begin{split} M_{dk} &= \frac{m_k \left(F_{0f} + \delta_c U_{0g}\right) \left(\omega_k^2 - \Omega^2\right) + m_k \delta_c a_{0g} \omega_k^2 \Omega}{m_k^2 \left(\omega_k^2 - \Omega^2\right)^2 + \delta_c^2 \Omega^2},\\ N_{dk} &= \frac{\left(F_{0f} + \delta_c U_{0g}\right) \delta_c \Omega + m_k^2 a_{0g} \Omega^2 \left(\omega_k^2 - \Omega^2\right)}{m_k^2 \left(\omega_k^2 - \Omega^2\right)^2 + \delta_c^2 \Omega^2}, \end{split}$$

где m_k — масса частицы кольматанта; F_{0f} — амплитудное значение периодической вынуждающей силы, порожденной колебаниями давления; U_{0g} — амплитудное значение скорости течения промывочной или пластовой жидкости в поровом канале породы порожденной колебаниями давления; a_{0g} — амплитудное значение перемещения жидкости в волне давления; ω_k — собственная частота колебаний частицы кольматанта

$$u_g = U_{0g} \cos \Omega t = \frac{p_{0sk}}{\rho_g c_g} \cos \Omega t, \quad \omega_k = \sqrt{\frac{3\rho_g c_g}{2t_r d_k \rho_k}},$$

где *t_r* – период релаксации пластовой гидросреды.

Сила инерции частицы, возникающая при ее колебаниях в волновом поле

$$F_i = m_k x_k^{"},\tag{6}$$

где x_k'' – ускорение частицы кольматанта в волновом поле;

$$\kappa_k'' = -\Omega^2 \sqrt{M_{dk}^2 + N_{dk}^2} \sin\left(\Omega t + \varphi\right)$$

Сила упругости промывочной жидкости

$$F_{up} = K_g \left(x_k - a_g \right), \tag{7}$$

где x_k — колебания частицы кольматанта в волновом поле в промывочной или пластовой жидкости; a_g — колебания жидкости в волнововом поле; K_g — коэффициент упру-



Рис. 2. Область выбора характеристик волного поля при декольматации.

гости системы промывочной или пластовой жидкости с кольматантом в поровом пространстве ПЗП;

$$K_g = \frac{\pi d_k^2 \rho_g c_g}{4t_r}; \quad x_k = \sqrt{M_{dk}^2 + N_{dk}^2} \sin\left(\Omega t + \varphi\right); \quad a_g = a_{0g} \sin\Omega t = \frac{p_{0sk}}{\Omega \rho_g c_g} \sin\Omega t.$$

Сила трения частиц кольматанта при продавливании через сужение в канале породы

$$F_{tr} = \pi \tau_c d_{ks} \sqrt{\left(d_k^2 - d_{ks}^2\right)},\tag{8}$$

где τ_c — напряжение сдвига при пластической деформации; d_{ks} — диаметр сужения порового канала.

Верхний и нижний пределы амплитуд звукового давления определяются по двум зависимостям *I* и *2*, область выбора *3*, приведенным на рис. 2, на котором показаны максимальные, минимальные и оптимальные значения амплитуд давления $p_{0\text{max}}$, $p_{0\text{min}}$, $p_{0\text{opt}}$ и круговой частоты колебаний волнового поля Ω_{max} , Ω_{min} , Ω_{opt} .

Для достижения эффективного воздействия на слой кольматации (зависимость 1)

$$p_{0sk} \ge \Omega \rho_g c_g d_k, \tag{9}$$

где *p*_{0*sk*} – амплитуда давления волны, прошедшей в слой кольматации.

Для предупреждения усталостного разрушения породы ствола канала

$$p_{0gp} = \left(\frac{C_{up}}{\Omega t_{ob}}\right)^{1/m_{gp}},\tag{10}$$

где p_{0gp} – амплитуда давления волны, прошедшей в скелет горной породы; C_{up} – константа кривой 2 усталостной прочности породы; m_{gp} – показатель степени данной кривой; t_{ob} – продолжительность волнового воздействия.

Депрессионно-волновая декольматация. Рассмотрим силы, действующие на твердую частицу в условиях более низкого давления жидкости в скважине чем в пласте, при монохроматическом волновом процессе. Условием осуществления начала декольматации будет нарушение устойчивости хотя бы одной из частиц кольматанта пробки в канале породы под воздействием сил

$$F_{dd} \ge F_f - F_{ds} + F_s + F_m + F_c + F_i + F_{up} + F_{tr}.$$
(11)

Сила, порожденная депрессией в скважине на отдельную частицу слоя кольматации или иных отложений в поровых каналах породы, равна

$$F_{dd} = \frac{\pi}{4} \Delta P_d d_k^2, \tag{12}$$

где ΔP_d – перепад давления в слое кольматации в условиях депрессии.

$$\Delta P_{d} = \frac{\mu_{g}Q_{f}}{2\pi} \left\{ \frac{1}{2Ak_{k}} \ln \frac{a_{pk} \left(B+A\right) + \left(B^{2}-A^{2}\right)}{a_{pk} \left(B-A\right) + \left(B^{2}-A^{2}\right)} + \frac{1}{h_{pl}k_{0}} \ln \frac{R_{l}}{R_{c} + \frac{a_{pk}}{2} + L_{pk}} + \frac{1}{2Ak_{\kappa}} \ln \frac{\left[a_{pk} \left(B+A\right) + 2\left(B^{2}-A^{2}\right)\right] \left[a_{pk} \left(B-A\right) + B^{2}-A^{2}\right]}{\left[a_{pk} \left(B-A\right) + 2\left(B^{2}-A^{2}\right)\right] \left[a_{pk} \left(B+A\right) + B^{2}-A^{2}\right]}\right]} \right\},$$

$$(13)$$

где μ_g — вязкость пластовой жидкости; Q_f — объемная скорость фильтрации жидкости из пласта в перфорационный канал с глубины от половины расстояния L_{pk} между каналами; k_k — проницаемость слоя кольматации в породе пласта; h_{pl} — толщина пласта; k_0 — проницаемость незагрязненной породы ПЗП; R_1 — средний радиус залегания слоя кольматации от оси скважины; R_c — радиус ее ствола;

$$A = \sqrt{\frac{\left(\pi D_{pk} + 2L_{pk}\right)^2}{8} - \frac{D_{pk}^2}{8} + \frac{D_{pk}L_{pk}}{2}}; \quad B = \frac{\pi D_{pk} + 2L_{pk}}{8}.$$

Допустимая депрессия на пласт ΔP_{ddop} определяется с учетом выполнения следующих условий [13]:

 преодоление сопротивления течению жидкости, выносу технологических отложений и кольматанта из пласта

$$\Delta P_{ddop} \triangleright P_{pl} - P_{skw}, \tag{14}$$

где P_{pl} – давление жидкости в пласте; P_{skw} – давление жидкости в скважине;

- обеспечение прочности цементного камня

$$\Delta P_{ddop} \le P_{pl} - \left(P_{wg} - \gamma_d \alpha_{dgd} h_{ck}\right),\tag{15}$$

где P_{wg} — давление жидкости в водоносном горизонте; α_{dgd} — допустимый градиент давления на цементный камень; γ_d — коэффициент, учитывающий влияние волн давления на допустимый градиент; h_{ck} — высота камня между интервалом перфорации и водоносным горизонтом;

- обеспечение условия устойчивости горной породы ПЗП

$$\Delta P_{ddop} \leq \frac{\tau_z \sigma_{sgp}}{2} - \frac{\nu}{1 - \nu} \left(\rho_{gp} g H_{spl} - P_{pl} \right), \tag{16}$$

где τ_z — коэффициент, учитывающий влияние на предел прочности породы циклических воздействий (в том числе волн давления), их продолжительности; σ_{sgp} — предел прочности на сжатие; ν — коэффициент Пуассона для породы пласта; ρ_{gp} — плотность породы; g — ускорение свободного падения; H_{spl} — глубина залегания пласта по вертикали;

- предупреждение смыкания трещин в трещиноватых коллекторах

$$\Delta P_{ddop} \le \frac{\varepsilon_d \delta_{tr} E}{4l_{tr} (1 - \nu^2)},\tag{17}$$

где ε_d — коэффициент, учитывающий влияние волн давления при депрессии; δ_{tr} — ширина раскрытия трещин; l_{tr} — длина трещин; E — модуль упругости породы;

- предотвращение выделения газа с прорывом в скважину

$$\Delta P_{ddop} \approx P_{pl} - 0.6\xi P_{ng},\tag{18}$$

где ξ – коэффициент, учитывающий влияние волн давления; P_{ng} – давление насыщения нефти газом.

Таким образом, депрессионно-волновая очистка ПЗП осуществляется за счет действия сил (1)-(8), а обеспечение требований по устойчивости породы ПЗП, прочности цементного камня и так далее определяется выполнением условий (9), (10), (14)-(18).

Репрессионно-волновая декольматация. Силы, действующие на твердую частицу в слое кольматации при избыточном давлении промывочной жидкости в скважине над пластовым давлением (репрессии)

$$F_{dr} \ge F_i - F_{ds} - F_f - F_s + F_c + F_m + F_{up} + F_{tr}.$$
(19)

Превышение давления в скважине над пластовым давлением может оказать заметное влияние на динамику частиц кольматанта в поровых каналах породы.

Сила, порожденная репрессией в скважине на отдельную частицу слоя кольматации и иных отложений в поровых каналах породы

$$F_{dr} = \frac{\pi}{4} \Delta P_r d_k^2, \tag{20}$$

где ΔP_r – репрессия в слое кольматации, выражение аналогично формуле (13).

$$\begin{split} \Delta P_r &= \frac{\mu_g Q_f}{2\pi} \Biggl\{ \frac{1}{2Ak_k} \ln \frac{a_{pk} \left(B+A\right) + \left(B^2 - A^2\right)}{a_{pk} \left(B-A\right) + \left(B^2 - A^2\right)} + \frac{1}{h_{pl}k_0} \ln \frac{R_l}{R_c + \frac{a_{pk}}{2} + L_{pk}} + \\ &+ \frac{1}{2Ak_k} \ln \frac{\left[a_{pk} \left(B+A\right) + 2\left(B^2 - A^2\right)\right] \left[a_{pk} \left(B-A\right) + B^2 - A^2\right]}{\left[a_{pk} \left(B-A\right) + 2\left(B^2 - A^2\right)\right] \left[a_{pk} \left(B+A\right) + B^2 - A^2\right]}\Biggr\}. \end{split}$$

Условием осуществления начала декольматации будет нарушение устойчивости хотя бы одной из частиц кольматанта пробки в канале породы, описываемых формулами (1)–(8), (20).

Верхний и нижний пределы амплитуд звукового давления определяются по двум зависимостям (9) и (10).

Допустимое значение репрессии на пласт ΔP_{rdop} будет определяться с учетом выполнения следующих условий:

 преодоление сопротивления течению жидкости, перенос технологических отложений и кольматанта в глубь пласта

$$\Delta P_{rdop} \triangleright P_{skw} - P_{pl};$$

- обеспечение прочности цементного камня

$$\Delta P_{rdop} \leq P_{skw} - (P_{wg} - \alpha_{dgd} h_{ck}).$$

Приведенные выше условия обеспечат процесс декольматации без потери устойчивости горной породы пласта с соблюдением прочности цементного камня, развитием имевшихся, восстановлением сомкнувшихся и возможным появлением новых трещин в трещиноватых коллекторах.

Влияние кавитации на процессы волновой декольматации породы. Слой кольматации в пористой породе, представляющий собой полидисперсную систему, каркас которой образован из крупных частиц, в пространстве между которыми находятся более мелкие, содержит множество капиллярных и субкапиллярных каналов, малопроницаемых в обычных условиях для гидросред скважины и пласта.

На изменение коллекторских свойств пласта может повлиять кавитационно-абразивное разрушение поверхности сужений поровых и иных каналов в горной породе, приводящее к увеличению ее проницаемости. Так гранулярная горная порода представляет собой структуру, сложенную из мелких и крупных абразивных зерен, сцементированных по местам контакта друг с другом менее твердым материалом. Стенка перфорационного канала, образованная в такой породе, имеет неровную шероховатую поверхность с множеством микроканалов. Кавитация, прежде всего, зарождается на границе раздела фаз, особенно на твердой и шероховатой поверхности, где при захлопывании кавитационных пузырьков вблизи от входа в поровый канал или микротрещину возникает эффект "фокусировки" ударной микроволны [10, 14].

При создании длительной депресии в 5–7 МПа из глубины пласта начинает поступать в ПЗП более горячая пластовая жидкость, что приводит также к интенсивному росту количества и размеров кавитационных пузырьков газа. Кроме того, порождаемые волновым полем газодиффузионные кавитационные процессы сопровождаются выделением тепла, способствующего разогреву асфальтосмолистых и парафинистых отложений в слое кольматации, вязкость которых существенно снижается, что облегчает очистку от них ПЗП.

Пульсация кавитационных газовых пузырьков и рост температуры на их границах приводит к испарению жидкости и возникновению микропузырьков пара, что существенно усиливает процесс кавитации, порождаемый волновым полем у поверхности закольматированной породы. Возникает звукокапиллярный эффект, сопровождающийся аномально высокой мгновенной фильтрацией промывочной среды через капиллярные каналы в слой кольматации, что вызывает разупрочняющее действие на пробки кольматанта расклинивающего давления пленок пластовой или промывочной жидкости, а также поверхностно-активных веществ, образуемых на поверхности частиц и породы. Эти пленки играют роль смазки между частицами слоя кольматации, ослабляющей структурно-механическую устойчивость слоя и адгезионное взаимодействие кольматанта с поверхностью породы.

Ударные микроволны давлениия и высокоскоростные микроструйки среды вызывают разрушение цемента зерен породы, а сами абразивные зерна скелета породы попадают в промывочную среду и способствуют кавитационно-абразивной эрозии породы.

Возникновение кавитации на глубине залегания продуктивных пластов подтверждается исследованиями характера разрушения в процессе бурения на глубинах 1500—2500 м стволов скважин в Западной Сибири керамических волновых кавитационно-вихревых генераторов, размещенных в стальной оболочке и выполненных в форме стакана, имеющего торцевую глухую стенку в цилиндрической вихревой камере и одно выходное отверстие. Характерная кавитационная эрозия стальной оболочки возникла вокруг входного тангенциального отверстия генератора и в виде образовавшегося в центре торцевой стенки сквозного отверстия диаметром до 5 мм. В то время



Рис. 3. Схема репрессионно-депрессионной волновой обработки ПЗП.

как в условиях меньшего гидростатическоого давления в процессе проведения лабораторно-стендовых экспериментов при гидростатическом давлении 1.5 МПа зона кавитации принимала кольцевую форму в месте стыка цилиндрической и торцевой стенок вихревой камеры.

Промысловые испытания технологии и техники волновой очистки ПЗП. В качестве базы для их разработки послужили способ и устройство для его осуществления [2], которые в настоящее время существенно усовершенствованы.

Устройство для репрессионно-депрессионной волновой обработки (рис. 3) состоит из турбинного привода 1, струйного насоса 2, гидравлического пакера 3, роторнопульсационного генератора 4, трубы-волновода 5, волновода 6, контейнера с автономным термоманометром 7.

В настоящее время оно может включать и регистратор 8 волн давления. В связи с отсутствием в 2016 году автономного регистратора характеристик волн давления во время проведения пробных скважинных испытаний пользовались расчетными данными. Частота создаваемых роторно-пульсационным генератором колебаний давления находилась в пределах 80–100 Гц с амплитудой 1.5–2.5 МПа.

Затем компоновка подсоединялась к насосному агрегату, гидравлически связанному с желобной емкостью. К емкости от скважины подводилась сливная линия с регулятором 10 и регистратором 11 давления на устье скважины.

При проведении депрессионно-волновой обработки ПЗП скважины с циркуляцией 30 м³ нефти в течение 11 ч 35 мин было извлечено из пласта 35.2 м³ жидкости, содержащей технологические отложения, в том числе и продукты растворения АСПО. Средний приток из пласта в скважину составил 4.5 м³/ч.

Репрессионно-волновое воздействие на пласт не проводилось.

Результаты гидродинамических исследований ПЗП скважины до и после депрессионно-волновой обработки [16] были следующие.

Прирост дебита по нефти в октябре 2016 года составил 2 т/сут.

Последующие два месяца работы сохранялась положительная динамика со средним дебитом по жидкости 6 м³/сут, по нефти — 4.6 т/сут, при обводненности 9% и давлении на забое — 22–23 ат.

По результатам гидродинамических исследований достигнуто увеличение коэффициента продуктивности с 0.303 м³/(сут · ат) по КВУ 10.10.2016 до 1.587 м³/(сут · ат) по КВУ от 17.10.2016.

Глубина забоя уменьшилась на 2 м, очевидно, выпали, выносимые из пласта более крупные и тяжелые механические примеси.

Заключение. Получены математические модели динамики частиц кольматанта при депрессии и репрессии на пласт в процессе волновой очистки породы ПЗ, определены условия ее осуществления.

Оценены допустимые значения депресии в процессе волновой обработки при выполнении следующих условий: преодоление сопротивления течению жидкости, обеспечение выноса технологических отложений и кольматанта из ПЗП в скважину; обеспечение прочности цементного камня и устойчивости породы ПЗП; предупреждение смыкания трещин в трещиноватых коллектора; предотвращение выделения газа с прорывом в скважину.

Допустимые значения репресии в процессе волновой обработки определяются при выполнении следующих условий: преодоление сопротивления течению жидкости, перенос технологических отложений и кольматанта в глубь пласта; обеспечение прочности цементного камня.

Оценено ожидаемое влияние кавитации на процессы очистки породы ПЗП при волновой декольматации на больших глубинах залегания пластов.

Предложена гипотеза механизма возникновения газодиффузионной и парогазовой кавитации. Приведены доказательства ее возникновения при анализе характера эрозионного износа участков волновых вихревых генераторов.

Разработаны техника и технология депрессионно-репрессионноой волновой очистки ПЗП, подтвеждены их эффективность при проведении ОПР.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Апасов Т.К., Апасов Г.Т., Саранча А.В. Использование виброволнового воздействия для восстановления продуктивности скважин. Тюмень: ж-л "Современные проблемы науки и образования". ФГБОУ ВПО "Тюменский государственный нефтегазовый университет", 2015. № 1–1.
- 2. Шамов Н.А. РФ Патент 1762602, 1993.
- 3. Ганиев Р.Ф. Волновые машины и технологии (Введение в волновую технологию). М.: Научно-издательский центр "Регулярная и хаотическая динамика", 2008. 192 с.
- 4. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Андреев В.Е., Котенев Ю.А. Проблемы и перспективы волновой технологии многофазных систем в нефтяной и газовой промышленности. СПб.: Недра, 2008. 185 с.
- Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Нелинейная волновая механика и технология. Волновые и колебательные явления в основе высоких технологий. Изд. 2-е, дополн. М.: Институт компьютерных исследований; Научно-издательский центр "Регулярная и хаотическая динамика", 2011. 780 с.
- 6. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Ганиев О.Р. Приложение эффектов нелинейной волновой механики в процессах нефтегазодобычи // VI Конгресс нефтепромышленников России. Секция В "Проблемы освоения трудноизвлекаемых запасов углеводородов": Научные труды. Уфа, 2005. С. 10.
- 7. Ганиев О.Р., Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Резонансная макро- и микромеханика нефтяного пласта. Интенсификация добычи нефти и повышения нефтеотдачи. Наука и практика. М., Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2014. 256 с.
- 8. *Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Фролов К.В.* Волновой механизм ускорения движения жидкости в капиллярах и пористых средах // Доклады АН СССР. 1989. Т. 306. № 4.
- Шамов Н.А. Особенности динамики твердых частиц суспензии в моно- и полихроматическом звуковых полях // Механика и процессы управления, раздел Механика жидкости и газа: труды XXXIII Уральского семинара РАН. Миасс: Урал. отд. РАН, 2003. С. 72.
- 10. Ультразвук: Маленькая энциклопедия / Под ред. И.П. Галяминой. М.: Советская энциклопедия, 1979. 400 с.
- 11. Шукин Е.Д., Перцев А.В., Амелина Е.А. Коллоидная химия. М.: Изд-во МГУ, 1982. 348 с.
- 12. Воюцкий С.С. Курс коллоидной химии. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Химия, 1976. 512 с.
- 13. Булатов А.И., Качмар Ю.Д., Макаренко П.П., Яремийчук Р.С. Освоение скважин. М.: Недра, 1999. 472 с.
- 14. Кнэпп Р., Дейли Дж., Хэммит Ф. Кавитация. М.: Мир, 1974. 687 с.
- 15. Шамов Н.А., Лягов А.В., Зинатуллина Э.Я. и др. Технология и технические средства улучшения гидродинамической связи скважины с пластом // Электронный научный журнал "Нефтегазовое дело". 2006. № 1. С. 47.
- 16. Дубинский Г.С., Андреев В.Е., Котенев Ю.А., Устенко И.Г., Шамов Н.А., Фаттахов И.Г. Анализ результатов опытно-промысловых работ по интенсификации притока нефти из карбонатов. Уфа: Вестник академии наук РБ. 2017. Т. 25. № 4.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 621.73

ОСОБЕННОСТИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОЛЫХ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ЗАГОТОВОК ИЗ МЕДНОГО СПЛАВА БРХ08 С ПРИМЕНЕНИЕМ РОТАЦИОННЫХ МЕТОДОВ

© 2022 г. И. А. Бурлаков¹, Д. А. Константинов¹, С. В. Морозов², П. А. Петров^{3,*}, Ву Чонг Бач^{3,4}, А. В. Македонов², Р. Ю. Сухоруков⁵

¹Производственный комплекс "Салют" АО "ОДК", Москва, Россия ²Филиал АО "ОДК" НИИД, Москва, Россия ³Московский политехнический университет, Москва, Россия ⁴Университет имени Чан Дай Нехиа, Хошимин, Вьетнам ⁵Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: petrov p@mail.ru

> Поступила в редакцию 20.01.2021 г. После доработки 18.04.2022 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

В статье рассмотрена возможность формообразования точных полых осесимметричных заготовок из медного сплава БРХ08 с применением комбинированной технологии, включающей изотермическую раскатку, ротационную вытяжку и промежуточные термообработки. Технология базировалась на результатах компьютерного моделирования программой QForm VX с применением найденной реологической модели материала, рассчитанной по методу Хензеля-Шпиттеля.

Ключевые слова: медный сплав БРХ08, изотермическая раскатка, ротационная вытяжка, зависимость Хензеля—Шпиттеля, компьютерное моделирование, физическое моделирование

DOI: 10.31857/S0235711922040058

Промышленность в больших количествах применяет полые осесимметричные детали, заготовки которых изготавливают самыми различными методами, преимущественно, гибкой листа с последующей сваркой. В случае необходимости изготовления бесшовных деталей решением является применение ротационных методов пластического формообразования, в частности, изотермической раскатки с последующей холодной ротационной вытяжкой на специализированных станках.

Наиболее существенное преимущество ротационной вытяжки перед другими традиционными способами обработки заключается в том, что она обеспечивает выполнение высоких требований по точности геометрических размеров, разнотолщинности стенок и овальности получаемых оболочек [1, 2]. Вместе с тем процесс дает возможность получать значительную экономию материала за счет использования более простых по форме и способу изготовления заготовок, а также получения более высоких механических свойств готовой детали благодаря упрочняющему эффекту процесса [3, 4].

До недавнего времени, ротационная вытяжка не получала должного распространения в нашей стране. Рядом исследователей, такими как И.П. Ренне, Е.А. Попов, Л.Г. Юдин, С.П. Яковлев [5] и др., велись теоретические работы в этой области, но ши-



Рис. 1. Микроструктура исследуемого образца в продольном сечении: (a) – увеличение ×100; (б) – увеличение ×500.

рокого применения на практике эти работы не нашли. Возможно, это связано с применением ротационной вытяжки для изготовления только осесимметричных деталей.

Несмотря на такое ограничение, налагаемое спецификой процесса, а также на сравнительно невысокую производительность, номенклатура изделий, которые можно получать ротационной вытяжкой, чрезвычайно широка. Это и детали типа оболочек, и цилиндры с одинаковой или переменной толщиной стенки, и стаканы с фланцами и без них, и многие другие [6, 7]. Ротационная вытяжка в ряде случаев является единственно возможным способом изготовления сложнопрофильных деталей.

Еще одним большим преимуществом ротационной вытяжки является относительно невысокая стоимость оборудования и оснастки. В ряде случаев, для получения деталей, возможно применение обычных токарных станков со специальной оснасткой [8].

Широкие возможности применения ротационной вытяжки давно оценили в США, странах Западной Европы, Японии, где данное направление обработки металлов давлением интенсивно развивается.

Развитие техники ротационной обработки металлов обусловлено спросом различных отраслей промышленности и машиностроения при создании изделий новой техники на полые осесимметричные оболочки конической, цилиндрической и криволинейной формы со стенками постоянной и переменной толщины, выполненные из коррозионностойких, высокопрочных и тугоплавких металлов и сплавов.

Целью статьи является разработка технологии изготовления полых высокоточных заготовок из медного сплава БРХ08.

Для достижения поставленной цели необходимо было решить **задачи**: 1) исследовать прочностные свойства и структуру исходного материала; 2) определить реологические свойства сплава с применением зависимости Хензеля—Шпиттеля; 3) разработать технологическую схему изготовления заготовки детали; 4) выполнить компьютерное моделирование процесса изготовления заготовки с применением найденной реологической модели металла; 5) осуществить экспериментальное моделирование процесса изготовления заготовки; 6) выполнить анализ полученных данных и оценить возможность изготовления полномасштабной заготовки.

Материалы, оборудование и методы исследования. Исходные заготовки представляли собой диски из медного сплава БРХ08 высотой 60 и диаметром 450 мм, химический состав которого: (% мас.) Cu – 99.54; Cr – 0.46.

Микроструктура представляет собой полиэдрические зерна без неметаллических включений (рис. 1).

Результаты рентгеноструктурного металлографического анализа (табл. 1, рис. 2) позволили определить выделения фазовых составляющих в виде строчек на основе

Название спектра	Si	Cr	Cu	Сумма	Сечение	
Спектр 1	0.53	39.75	59.72	100.00	Продольное	
Спектр 2	0.50	80.58	18.93	100.00	сечение	
Спектр 3	_	0.46	99.54	100.00		

Таблица 1. Результаты рентгеноструктурного металлографического анализа

кремния и хрома, которые, по нашим данным, не оказывают влияния на формообразующие операции.

Механические характеристики исходного материала определяли путем испытания цилиндрических образцов (рис. 3а) на растяжение.

Пластические характеристики металла после раскатки находили растяжением плоских образцов (рис. 36).

Реологическая модель материала была построена на основе результатов испытания осадкой цилиндрических образцов диаметром и высотой 10 мм, изготовленных электроэрозионной вырезкой. Испытание проводили на машине модели LFM50 с постоянными скоростями деформации $\dot{\varepsilon} = 10^{-1}$, 10^{-2} и 10^{-3} с⁻¹ при температурах 20, 400, 600 и 800°С. Интервал температур был выбран на основании результатов моделирования процессов изотермической раскатки и холодной ротационной вытяжки. Скорость деформации поддерживалась постоянной за счет управляемого перемещения траверсы машины. Испытание на растяжение проводили на испытательной машине мод. LFM50 со скоростью 2 мм/мин.

Для моделирования процессов изотермической раскатки и ротационной вытяжки заготовок был применен программный комплекс QForm VX [9]. Основной задачей его было определить рациональную толщину исходной заготовки, обеспечивающую необходимое качество полуфабриката для последующей ротационной вытяжки.

Для определения математической модели сопротивления медного сплава БРХ08 деформации выбрана эмпирическая модель, предложенная Хензелем–Шпиттелем [10],



Рис. 2. Данные рентгеноструктурного металлографического анализа исследуемого образца: *1*, *2*, *3* – спектры исследования.



Рис. 3. Образцы для испытания на растяжение: (а) – цилиндрические; (б) – плоские.



Рис. 4. Схема раскатки плоской заготовки: P – сила прижима заготовки пинолью; V – частота вращения пиноли; S – скорость радиального перемещения роликов.

устанавливающая связь между напряжением текучести σ_i и термомеханическими параметрами

$$\sigma_i = A \exp(m_1 T) T^{m_9} \varepsilon_i^{m_2} \exp(m_4 / \varepsilon_i) \left(1 + \varepsilon_i\right)^{m_5 T} \exp(m_7 \varepsilon_i) \dot{\varepsilon}_i^{m_3} \dot{\varepsilon}_i^{m_8 T},$$
(1)

где *A*, *m*₁, *m*₂, *m*₃, *m*₄, *m*₅, *m*₇, *m*₈, *m*₉ – коэффициенты, которые находятся методом наименьших квадратов в программе MatLab.

Исходные заготовки подвергали изотермической раскатке за два перехода на стане АЛРД-800 (рис. 4).

Из полученных полуфабрикатов ротационной вытяжкой на станке фирмы Leifeld PNC-111 получали заготовки готовых деталей деформацией одним роликом. Частота вращения оправки составляла 600 об/мин, осевая подача – 5 мм/мин.

Тип деформации	A	m_1	<i>m</i> ₂	<i>m</i> ₃	m_4	<i>m</i> ₅	<i>m</i> ₇	<i>m</i> ₈	<i>m</i> 9
20 и 400°С	10.0491	-	0.436	0.009	-	00004	-0.924	0	1.3935
600 и 800°С	10.0134	—	0.087	-0.008	—	-0.001	0.303	0	0.7614

Таблица 2. Найденные коэффициенты модели Хензеля-Шпиттеля

Микроструктуру исследовали с применением бинокулярного микроскопа Olympus Delta с увеличениями 100 и 500. Контроль толщины стенок заготовок проводили при помощи ультразвукового толщиномера "38DL-PLUS".

Технологическая схема изготовления включала операции: получение исходной заготовки для раскатки, изотермическая раскатка, изготовление промежуточного конического полуфабриката ротационной вытяжкой, промежуточный отжиг, вторая ротационная вытяжка. Учитывая значительные размеры требуемой детали, работы были выполнены на масштабных 1 : 8 моделях — исходная заготовка имела диаметр 112 и толщину 4.8 мм.

Термообработка заготовок из медного сплава БРХ08 проводилась со следующими режимами: нагрев до температуры 625–640°С; выдержка 60 мин; охлаждение на воздухе.

Результаты и обсуждение. Итоговые зависимости были получены для деформации двух типов. Первый тип — это холодная и теплая осадка в температурном интервале $20-400^{\circ}$ С, и второй тип — это горячая осадка в температурном интервале $600-800^{\circ}$ С. Найденные коэффициенты $A, m_1, m_2, m_3, m_4, m_5, m_6, m_7, m_8$ (1) приведены табл. 2.

В графическом виде расчетные и экспериментальные данные показаны на рис. 5. Сравнение экспериментальных и расчетных кривых показывает, что среднее отклонение не превышает 9%.

Для моделирования были выбраны исходные заготовки трех толщин — 14, 16 и 18 мм. Исходными данными для расчета являлись: найденная реологическая модель материала; частота вращения заготовки 1.5 об/мин; температура заготовок и инструмента 800°С; деформирование двумя парами роликов, перемещающихся от оси вращения к ободу со скоростью 2.4 мм/мин. Результаты показаны на рис. 6.

Моделирование позволило установить: 1) в процессе раскатки образуется шейка со значительным утонением материала полотна, что может привести к разрушению заготовки; 2) при начальной толщине полотна 14 и 16 мм утонение может достигать 60%; 3) минимальная толщина полотна, обеспечивающая стабильную толщину и утонение не более 12%, составляет 18 мм.

Влияние изотермической раскатки и термической обработки. Условия выполнения изотермической раскатки на стане АЛРД-800 соответствовали условиям, при которых выполнялось моделирование в программе QFORM. После второго прохода толщина заготовки составляла около 10 мм.

Как видно из рис. 7 изотермическая раскатка позволяет на 6–8% повысить пластичность исходного материала. Последующая термическая обработка повышает пластические характеристики незначительно – на 3–5%.

Физическое моделирование технологического процесса получения оболочки. Исходные заготовки изготавливались методом гидроабразивной резки. Ротационная вытяжка осуществлялась за два перехода с промежуточной термической обработкой. Первый переход ротационной вытяжки был выполнен с применением конической оправки, имеющей наклон образующей к оси вращения 21° (рис. 8). Расчетная величина деформации составляла 56%.



Рис. 5. Сравнение экспериментальных и расчетных напряжений текучести при осадке образцов с различными скоростями деформации (c^{-1}): (a) – 0.001; (б) – 0.01; (в) – 0.4; при различных температурах: I – 20°C; II – 400°C; III – 600°C; IV – 800 °C;

--- данные эксперимента; — расчетная кривая (3).

Ротационная вытяжка была выполнена методом проецирования [1] одним роликом за один проход с постоянным зазором между оправкой и роликом, который рассчитывался по известной формуле

$$t_1 = t_0 \sin \alpha_1, \tag{2}$$

где t_0 — толщина исходной заготовки; t_1 — толщина стенки заготовки после ротационной вытяжки; α_1 — угол наклона образующей оправки к оси ее вращения.

Толщина стенки, определяемая ультразвуковым толщиномером, составила 1.58—1.67 мм против расчетной 1.72 мм. Разнотолщинность стенки заготовки составила



Рис. 6. Моделирование процесса изотермической раскатки. *I* – пиноль; *2* – заготовка; *3* – раскатной ролик.



Рис. 7. Диаграммы растяжения образцов медного сплава БРХ08:

I – материал в состоянии поставки; *2* – образцы после изотермической раскатки; *3* – образцы после изотермической раскатки и термической обработки.

 ± 0.05 мм. Разнотолщинность объясняется недостаточной жесткостью оправки и деформацией одним роликом, что в дальнейшем учитывалось при программировании процесса PB.

После первого перехода заготовки были подвергнуты термическому отжигу, режимы которого описаны в разделе "Материалы, оборудование и методы исследования" настоящей статьи.



Рис. 8. Оправка (а) и заготовка (б) после первого перехода ротационной вытяжки.



Рис. 9. Оправка (а) и заготовка (б) после второго перехода ротационной вытяжки.

Второй переход был выполнен на оправке конической формы (рис. 9) с углом конической поверхности к оси вращения $\alpha_2 = 11^\circ$. Формообразование заготовки осуществлялось также методом проецирования, как и на первом переходе.

Расчетная толщина стенки после второго перехода t_2 была определена по формуле [1]

$$t_2 = t_1 (\sin \alpha_2 / \sin \alpha_1). \tag{3}$$

В нашем случае она должна составлять 0.86 мм. В действительности толщина составила 0.85—0.95 мм, что вероятно происходит из-за изгиба оправки под действием формообразующего ролика. Инструментальный и визуальный контроль показал соответствие модельной заготовки реальной детали по геометрическим параметрам.

Выводы. 1. Исследование свойств исходного сплава позволило установить, что макрои микроструктура однородна, пластические характеристики находятся на высоком уровне, а наличие незначительного количества мелких полиэдрических зерен не оказало влияние на механические свойства материала. 2. Найдена реологическая зависимость предела текучести от деформации с применением уравнения Хензеля—Шпиттеля на основе данных, полученных осадкой цилиндрических образцов. 3. Разработана технологическая схема получения заготовки детали, включающая изотермическую раскатку и две операции ротационной вытяжки с промежуточной термообработкой. 4. Выполнено компьютерное моделирование процессов изотермической раскатки и ротационных вытяжек с применением найденной реологической модели материала. 5. Осуществлено экспериментальное моделирование технологического процесса изготовления заготовки детали в масштабе 1 : 8. 6. Анализ полученных данных позволяет сделать вывод о возможности изготовления предложенной технологией полномасштабных заготовок деталей.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Могильный М.И*. Ротационная вытяжка оболочковых деталей на станках. М.: Машиностроение, 1983. 190 с.
- 2. *Корольков В.И.* Математическое, методическое и программное обеспечение процессов ротационной вытяжки из листа и труб: Дис. ... док. техн. наук. Воронеж: Воронежский гос. техн. ун-т, 1997. 450 с.
- 3. *Кандаров И.В.* Формирование регламентированной структуры в сплаве ВТ6 для повышения эксплуатационных свойств лопаток газотурбинного двигателя. Дис. ... канд. техн. наук. Набережные Челны: Казан. (Приволж.) федер. ун-т, 2016. 148 с.
- Sakai T., Miura H., Belyakov A., Kaibyshev R., Jonas J.J. Dynamic and post-dynamic recrystallization under hot, cold and severe plastic deformation conditions // Progress in Materials Science. 2014. V. 60. № 1. P. 130.
- 5. Юдин Л.Г., Яковлев С.П. Ротационная вытяжка цилиндрических оболочек. М.: Машиностроение, 1984. 128 с.
- 6. Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю., Гаврилина Л.В. Анализ и оценка технологий и оборудования для изготовления заготовок длинномерных полых валов газотурбинных двигателей из жаропрочных никелевых и титановых сплавов на базе морфологического подхода // Проблемы машиностроения и оптимизации. 2015. № 4. С. 136.
- 7. Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Деформационные методы получения и обработки ультрамелкозернистых и наноструктурных материалов. Уфа: Гилем, 2013. 375 с.
- 8. *Бурлаков И.А.* Ротационная вытяжка деталей газотурбинных двигателей // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 4. С. 27.
- 9. http://qform3d.ru/files_ru/2008_0001_0.pdf (дата обращения 12.03.2017).
- 10. Хензель А., Шпиттель Т. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением: Справ. изд. пер. с нем. М.: Металлургия, 1982. 360 с.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 669.295.24.017

ФОРМИРОВАНИЕ ДЕТАЛЕЙ ИЗ СПЛАВА С ЭФФЕКТОМ ПАМЯТИ ФОРМЫ

© 2022 г. И. С. Сплавский

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Россия, Москва *e-mail: spl-igor@vandex.ru

Поступила в редакцию 20.03.2021 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

В статье представлены методы формирования деталей из сплава с эффектом памяти формы с помощью применения современных методов обратного выдавливания, который существенно экономит использование дорогостоящего сплава типа "нитинол" и исключает процесс сверления труднообрабатывающего сплава. Описаны способы и условия применения высокотемпературной термообработки при формировании деталей из сплава с эффектом памяти формы.

Ключевые слова: эффект памяти формы, напряжение термомеханического возврата, изготовление заготовки, термообработка

DOI: 10.31857/S0235711922040149

Создание соединений трубопроводов является традиционной и наиболее отработанной в производственном отношении сферой применения сплавов с эффектом памяти формы ($\Im \Pi \Phi$). В настоящее время в США налажено крупное производство широкой номенклатуры муфт из сплавов на основе никелида титана, которые используются для получения высокоресурсных соединений труб гидросистем самолетов и вертолетов, а также трубопроводных коммуникаций для водных и подводных кораблей. В силу высокой эксплуатационной безопасности и простоты сборки весьма перспективным является их применение при монтаже и ремонте трубопроводов атомных электростанций вместо аргонно-дуговой сварки, а также для соединения коммуникаций стационарных и мобильных водородных реакторов. Надежность таких соединений определяется уровнем контактного давления между трубой и силовыми поясками муфт, величина которого зависит от энергетики сплава при термическом восстановлении заданной деформации мартенситной неупругости в процессе фазового превращения. Поэтому основной силовой характеристикой таких материалов является величина реактивного напряжения термомеханического возврата. Обычно при сертификации сплава его измеряют в условиях абсолютно жесткого противодействия при предварительной деформации мартенсита неупругости растяжением на 8%, определяемого объемом памяти материала.

Для опытно-промышленных партий полуфабрикатов, получаемых прессованием или прокаткой, эти напряжения находятся в пределах 200—350 МПа [1]. Высокотемпературная механическая обработка (ВТМО) давлением, способствует формированию регламентированной структуры, позволяет повысить не только механические свойства аустенитной (В2) фазы, но и силовые термомеханические (примерно в 2 ра-



Рис. 1. Влияние температуры и скорости деформирования на технологичную пластичность сплава TH1-К при сжатии: (a) $- \dot{\epsilon} = 0.1 \text{ c}^{-1}$; (б) $- \dot{\epsilon} = 0.5 \text{ c}^{-1}$. $1 - t = 600^{\circ}\text{C}$; $2 - 700^{\circ}\text{C}$; $3 - 800^{\circ}\text{C}$; $4 - 900^{\circ}\text{C}$; $5 - 1000^{\circ}\text{C}$; $6 - 1050^{\circ}\text{C}$.

за) характеристики сплавов на основе никелида титана. Следовательно, отработка соответствующих режимов ВТМО представляет определенный практический интерес.

Установлено, что полуфабрикаты из сплавов типа "нитинол" после прокатки или прессования в интервале температур 150–1050°С обладают высокой пластичностью и способны выдерживать значительную деформацию без изменения термомеханических характеристик [2]. Следовательно, для изготовления полуфабрикатов типа втулок или трубных заготовок целесообразно применение таких способов переработки как горячая высадка, выдавливание, поперечно-винтовая прокатка и т.д.

На рис. 1а, б проиллюстрирована технологическая пластичность сплавов TH1-K (Ni – 54.8%, Ti – 42.0%, Fe – 3.2%) [3] в виде кривых сопротивления деформации сжатием в зависимости от температуры и скорости деформирования. Согласно анализу полученных данных видно, что эти диаграммы имеют характерный вид кривых насыщения с максимумом; при этом величина напряжений определяется температурой и скоростью деформирования. При заданных режимах ВТМО эти напряжения стабилизируются и приобретают значения установившегося процесса горячей деформации, при котором скорость деформационного упрочнения совпадает со скоростью температурного разупрочнения. Таким образом, для сплавов типа TH1 и THI-K установившаяся стадия горячей деформации в рекомендуемом диапазоне скоростей наблюдается в широком интервале температур 700–1000°С.

Результаты экспериментальных исследований технологической пластичности сплава ТН1-К при сжатием в зависимости от температуры и скорости деформирования представлена в табл. 1.

Установлено, что в зависимости от температуры при заданной скорости деформирования формируются различные виды структур зерна. Так высокие температуры способствуют образованию динамически рекристаллизованных зерен с размерами 3–4 мкм. Деформация в интервале температур от 700–850°С приводит к формированию динамически полипонизованной субструктуры с зернами размерами около 2 мкм

Таблица 1. Максимальное (σ_{max}) и установившееся (σ_{yct}) напряжение процесса при сжатии образцов из сплава TH1-K (Ni – 54.8%, Ti – 42.0%, Fe – 3.2%) в зависимости от температуры *t*, °C и скорости деформирования $\dot{\epsilon}$

№ п/п	$\dot{\epsilon}, c^{-1}$	t,°C	600	700	800	900	1000	1150
1	0.1	$\sigma_{\rm max}$, МПа	306	198	120	89	67	56
		σ _{уст} , МПа	306	198	120	89	67	56
2	0.5	$\sigma_{\rm max}$, МПа	600	408	288	206	136	127
		σ_{yct} , МПа	—	350	268	198	134	125

с мало и среднеугловой разориентированности. Для интервала температур 500–700°С характерна субструктура ячеистости с повышенной плотностью дефектов.

Влияние режимов ВТМО на механические свойства В2 фазы [4] и развиваемую величину реактивных напряжений σ_R (генерируемых при нагреве предварительно сформированного материала растяжением на 8%) в условиях абсолютно жесткого противодействия, представлено на диаграммах на рис. 2.

Приведенные данные констатируют, что максимум упрочнения В2 фазы наблюдается после ВТМО при температурах 500-600°С. На данных режимах обработки



Рис. 2. Влияние температур ВТМО сплава на механические $(1 - \sigma_B; 2 - \sigma_{0.2}; 3 - \delta)$ характеристики В2 фазы и величину напряжений термомеханического возврата σ_R при восстановлении в условиях абсолютно жест-кого противодействия после деформации растяжением 8%.



Рис. 3. Технологическая схема процесса обратного выдавливания: *1* – пуансон, *2* – направляющая, *3* – матрица, *4* – заготовка, *5* – вкладыш.

(рис. 2, нижняя диаграмма), реализуется повышение генерируемых напряжений σ_R более чем в 2 раза.

Установлено, что в регламентируемых пределах ВТМО величина объема памяти формы для сплавов на основе никелида титана остается как у исходного материала и определяется от вида (растяжение, сжатие, кручение или их комбинация) производимой деформации.

Высокая стоимость муфт из сплава с ЭПФ из прутков определяется не только исходной ценой никелида титана, но и значительной трудоемкостью при изготовлении механической обработкой. В связи с плохой обрабатываемостью [5], основную трудоемкость составляет сверление. Низкий коэффициент использования материала (КИМ) определяется тем, что основная часть материала при сверлении уходит в стружку.

Освоение прогрессивных технологий получение пустотелых заготовок является настоятельной практической необходимостью. При изготовлении полуфабрикатов типа "стакан" эффективно применение процесса обратного выдавливания, технологическая схема которого представлена на рис. 3 [6].

Производство пустотелых заготовок с максимально приближенными геометрическими размерами позволяет не только значительно повысить КИМ, исключить трудновыполнимую операцию сверления отверстия, но и сформировать благоприятную структуру материала с повышенными термомеханическими характеристиками.

При обратном выдавливании металл заготовки 4 течет навстречу пуансону 1 в кольцевой зазор между пуансоном и матрицей 3. Толщина стяжки получаемых заготовок составляет 3–5 мм при отношении ее длины к диаметру не более 4-х. Точность изготовления размеров и шероховатость поверхностей такие же как и при обработке резанием.

Предварительно мерная заготовка протачивается по наружной поверхности для удаления дефектного слоя. Процесс обратного выдавливания реализуется в изотермических условиях, для чего цилиндрическая заготовка, направляющая и пуансон нагреваются в матрице до температуры 850°С. Кратковременность индукционного нагрева в значительной степени влияет не только на качество поверхности деформируемого материала, но и значительно повышает стойкость деформирующего инструмента.



Рис. 4. Сечение заготовки из сплава ТН1-К полученной методом обратного выдавливания.

Расчетное усилие, необходимое для формообразования определяется соотношением

$$P=0.78q\left(D^2-d^2\right),$$

где *D*, *d* – наружный и внутренний диаметры заготовки; *q* – удельное усилие деформирования.

С достаточной для практического применения точностью удельное усилие можно считать равным напряжению установившегося процесса деформации B2 фазы. Согласно рис. 1 при температуре $t = 800^{\circ}$ С и скорости деформации $\dot{\varepsilon} = 0.1 \text{ c}^{-1}$; $\sigma_{\text{vcr}} = 120 \text{ MI}a$.

Так для заготовок с D = 16.5 и d = 10.5 мм расчетное значение усилия составляет P = 5.2 Кн. Для сравнения, экспериментальные значения находятся в пределах 12.5–13.8 Кн.

На данных режимах пластической деформации методом обратного выдавливания для муфт из сплава с ЭПФ была изготовлена опытная партия заготовок двух типоразмеров. На рис. 4 представлена фотография поперечного сечения заготовки из сплава TH1-K с наружным диаметром 36 мм. Отметим, что при обратном выдавливании КИМ повышается от 0.65 до 0.8, а физико-механические характеристики материала (рис. 2) на указанных режимах обработки практично не меняются, при этом реактивные напряжения при растяжении возрастают до $\sigma_{\rm R} = 450$ МПа.

Контрольные испытания кольцевых образцов одного типоразмера из исходного материала и из пустотелых стаканов на усилия при страгивании показали, что температура мартенситных напряжений практически не отличается, а усилие страгивания из исходного материала примерно на 80% ниже [7].

Анализ микроструктуры полуфабрикатов муфт показал на некоторую ее неоднородность по сечению. Так в верхней части заготовки отмечается текстура вытянутых зерен в направлении вектора усилия деформации, средняя часть характеризуется слабо выраженными границами деформирования, а донная часть — четкостью границ зерен с полосчатым рельефом, как и в структуре исходного горячекатаного прутка.

Качество формования заготовок определяет соответствие заданным размерам при отсутствии внутренних и внешних дефектов в виде микротрещин, расслоений и структурных превращений материала, что подтверждается металлографическими и



Рис. 5. Схема ВТМО при обжиме заготовки: *1* – заготовка после обратного выдавливания; *2* – матрица; *3* – пуансон-толкатель.

рентгеноструктурными исследованиями. При контроле ультразвуковым и люминесцентным методами дефектов в виде трещин, волосовин и расслоений на поверхностях заготовок не обнаружено.

Для создания направленной субструктуры горячего наклепа материала при скорости деформации $\dot{\epsilon} = 0.4 - 0.5 \text{ c}^{-1}$ и температуре 600–650°С с целью повышения напряжений термомеханического возврата $\sigma_{\rm R}$ осуществляется обжатие заготовок со степенью деформации 0.3–0.5.

Схематически технологическая схема обжима представлена на рис. 5.

Разработанные режимы процесса обратного выдавливания заготовок из никелида титана применимы для мелкосерийного производства.

Метод характеризует более высокие механические свойства B2 фазы материала по сравнению с исходным состоянием, а также повышенной энергетикой при реализации термического формовосстановления.

Интервалы температур фазовых превращений (M_H, M_K – температуры начала и конца мартенситных превращений и A_H, A_K – температуры начала и конца аустенитных превращений) и объем полностью восстанавливаемой деформации в области мартенситной неупругости практически не меняются.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Lotkov A., Grishkov V., Timkin V., Baturin A., Zhapova D. Yield stress in titanium nickelide-based alloys with thermoelastic martensitic transformations // Materials Science and Engineering A. 2019. V. 744. P. 74.
- Kajiwara S. Characteristic features of shape memory effect and related transformation behavior in Fe-based alloys // Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing. 1999. V. 273. P. 67. https://doi.org/10.1016/S0921-5093(99)00290-7

- 3. *Khasyanova D.U.* Technological support for the quality of manufacturing TMS couplings and assembly of pipelines. Thesis for the competition. Uch. Step. Cand. Science. Moscow: MGUPI, 2012. 115 p.
- Khasyanova D.U. Improving the Reliability of Permanent Pipeline Connections by Using the Shape Memory Effect in Thermomechanical Couplings // J. Mach. Manuf. Reliab. 2019. V. 48. P. 88. https://doi.org/10.3103/S1052618819010096
- Khasyanova D.U. Peculiar features of welding and brazing of alloys with shape memory // J. Mach. Manuf. Reliab. 2021. V. 50. P. 143. https://doi.org/10.3103/S1052618821020084
- Lotkov A.I., Meisner L.L., Grishkov V.N. Titanium nickelide-based alloys: Surface modification with ion beams, plasma flows, and chemical treatment // Physics of Metals and Metallography. 2005. V. 99 (5). P. 508.
- 7. *Shishkin S.V., Makhutov N.A.* Calculation and design of power structures on alloys with shape memory effect. Regular and chaotic dynamics. M.: SIC, 2007. 412 p.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 621.865.8;624.144.53

ПЕРСПЕКТИВНЫЙ САМОПЕРЕМЕЩАЮЩИЙСЯ ПАРАЛЛЕЛЬНЫЙ РОБОТ "ОКТАЭДРАЛЬНЫЙ ЛЕДОСКАЛЫВАТЕЛЬ" ДЛЯ ОЧИСТКИ ВАНТОВЫХ МОСТОВ ОТ НАЛЕДИ И СНЕГА

© 2022 г. С. Н. Саяпин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

e-mail: S.Sayapin@rambler.ru

Поступила в редакцию 22.10.2021 г. После доработки 03.02.2022 г. Принята к публикации 11.02.2022 г.

Рассмотрена проблема обледенения вантовых мостов и современные пути ее решения. Показана актуальность роботизации процесса очистки вант от наледи и снега. Представлена новая концепция адаптивного самоперемещающегося параллельного робота "Октаэдральный ледоскалыватель" для очистки вант от снега и льда. Показана возможность эффективного удаления наледи с ванты на примере силовой физической кинематической модели "Октаэдрального ледоскалывателя", независимо от пространственной ориентации ванты. Рассмотрены потенциальные возможности "Октаэдрального ледоскалывателя" применительно к очистке от наледи и снега протяженных элементов других типов инженерных объектов.

Ключевые слова: вантовые мосты, октаэдральный ледоскалыватель, параллельные роботы, борьба с обледенением вантовых мостов

DOI: 10.31857/S0235711922030105

Вантовые мосты представляют собой разновидность висячих мостов и включают в себя пилоны, монтируемые к опоре и ванты в виде железных тросов. Благодаря своему ажурному силуэту, легкости несущих конструкций и ряду других достоинств, вантовые мосты хорошо соответствуют архитектурным и эксплуатационным требованиям современного мостостроения [1, 2]. При этом у вантовых мостов-гигантов высота пилона и длина ванты может достигать более 300 и 500 метров соответственно. Например, общая длина вант Русского моста во Владивостоке составляет около 55 км, при их наружном диаметре 130 мм [3]. Обледенение вантовых мостов наблюдается во многих регионах мира, особенно в северных широтах и прибрежных районах, подверженных воздействиям ледяных штормов и ледяных дождей [4]. В результате переменного характера нагрузки на ванты, а также потепления, происходит самопроизвольное обрушение и падение с большой высоты на проезжую часть моста скопившегося снега и ледяного покрытия (рис. 1а–в). Известны несчастные случаи и повреждения машин (рис. г, д), вызванные падением скопившегося снега и льда с вант.

При этом подобное обрушение способно вызвать галопирующие колебания ванты подобно "пляске провода" линии электропередачи [5], которые, в свою очередь, провоцируют дальнейшее обрушение снежного или ледяного покрытия. Также галопирующие колебания вант могут происходить в результате изменения их аэродинамического сопротивления, вызванного обледенением или налипанием снега [6].



Рис. 1. Примеры негативных последствий обледенения вантовых мостов: (а) – падение кусков льда на проезжую часть моста Ветеранов (США) [4]; (б) – падение куска льда на проезжую часть Большого Обуховского моста в г. Санкт-Петербург (https://www.youtube.com/watch?v=LXghZBDU4yk); (в) – самообрушение льда с вант Русского моста в г. Владивосток (https://yandex.ru/efir?stream_id=4e493f51f4f1bd5c89880fd79e994351); (г) – повреждение машины упавшим куском льда на мосту Квинсферри-кроссинг (Шотландия, https://www.bbc.com/news/uk-scotland-51473419); (д) – повреждение машины упавшим куском льда на мосту в г. Владивосток (https://www.dv.kp.ru/daily/21712093.5/4329464/).

К настоящему времени в мире опробовано множество методов борьбы с обледенением вант, которые можно объединить в следующие основные группы [2, 5, 7, 8].

Механические методы основаны на механическом разрушении льда. При механической очистке вант ото льда или снега лед или снег удаляются вручную или автоматически. На период очистки вантовый мост закрывают для движения. Ручное удаление проводится путем физического разрушения льда или налипшего снега. Во время ручного удаления с вант невысоких вантовых мостов рабочие поднимаются к месту очистки вант в люльках минивысотных (до 18 м) и средневысотных (до 30 м) автовышек. Для очистки от снега и наледи высотных вантовых мостов и мостов-гигантов [2, 3] привлекаются команды промышленных альпинистов как, например, в случае обледенения Русского моста во Владивостоке в конце 2020 года (рис. 2а-в). При этом технология очистки вант подобных мостов не предусматривает подъема альпиниста обратно на пилон и его движение направлено только вниз по ванте (рис. 2a, б), независимо от усталости и других причин. Работы по очистке Русского моста велись промышленными альпинистами вручную в течение девяти часов ежедневно на высоте около 300 метров над уровнем моря при морозе с ветром. Страховка альпинистов от соскальзывания по ванте вниз велась с пилона при помощи веревок (рис. 2а). Толщина наледи ванты достигала 15-20 см (рис. 2в), что затрудняло процесс ее удаления



Рис. 2. Ручная (а)–(в) и механизированная (г)–(и) очистка вант промышленными альпинистами: (а), (б) – общий вид на очистку вант Русского моста со страховкой с пилона; (в) – общий вид на обледенелую ванту Русского моста (https://www.fontanka.ru/2020/11/26/69579253/); (г) – общий вид вантовой снегоуборочной каретки; (д) – цепная воротниковая система в действии; (е) – цепной воротник в конце падения; (ж) – общий вид цепного воротника; (з) – подъем отработанных цепных воротников на верхнюю площадку пилона для повторного использования; (и) – установка цепных воротников на подвеске в верхней части ванты.

ударными воздействиями. В результате механической очистки Русского моста вручную было сбито более 1000 т льда.

Основными ограничениями ручной очистки вант на высоте являются темное время суток и неблагоприятные погодные условия.

Тепловые методы, основаны на таянии льда за счет наружного или внутреннего подвода тепла к оболочкам вант с применением электронагрева или горячего воздушного потока, а также пара. В работах [5, 8] отмечено, что для применения механических методов ударного и компрессионного разрушения гололеда требуется затратить энергии соответственно в 100 тыс. и в 50 тыс. раз меньше, чем при использовании тепловых методов удаления сформировавшихся гололедных отложений. При этом в некоторых случаях нагрев обледенелых оболочек вант недопустим из-за находящегося внутри них легкоплавкого горючего материала, например, парафина (http://www.freyssinet.ru/freyssinet/freyssinet-russia_ru.nsf/sb/products-and-techniques.stay-cables). В настоящее время в мире нет ни одного успешного примера использования систем нагрева для удаления с поверхности вант снега и льда. Это, прежде всего, связано с огромными площадями обледенелых поверхностей вант, которые для их нагрева с учетом низкой температуры, ветра, осадков и потерь тепла потребуют огромных энергозатрат. При локальном нагреве поверхности ванты талая вода будет стекать на более холодный участок, и замерзать повторно.

Пассивные методы включают нанесение на оболочку вант антиадгезионных покрытий. Однако в работе [7] отмечено, что в настоящее время отсутствуют какие-либо пассивные противообледенительные методы, которые бы полностью препятствовали обледенению вант. Поэтому пассивные методы оказываются неэффективными в случаях воздействия на вантовые мосты ледяных штормов и ледяных дождей.

По мнению ряда инженеров и исследователей традиционно наиболее эффективным методом борьбы с обледенением вант, особенно высотных вантовых мостов, остаются механические методы с ручным удалением льда командами промышленных альпинистов [4, 7, 8]. При этом процесс очистки вант с учетом размеров моста и количества вант, может длиться от нескольких недель до месяца и более. Поэтому, с учетом экстремальных условий работы промышленных альпинистов и длительности процесса очистки, проблема механизации и роботизации ручной механической очистки вант от снега и льда является современной и актуальной, но опубликованных работ, посвященных решению этой проблемы, крайне мало. Ниже представлен сравнительный анализ известных примеров механизации и роботизации процесса ручной механической очистки вант от снега и льда.

Механизированные методы. Для механизации процесса ручной очистки вант от наледи по заданию Министерства транспорта и инфраструктуры Британской Колумбии (Ministry of Transportation and Infrastructure British Columbia), были разработаны вантовая снегоуборочная каретка (ВСК) (рис. 2г) и система цепных воротников (https://www.tranbc.ca/2019/03/05/winter-safety-on-alex-fraser-and-port-mann-bridges-explained/) (рис. 2д-и). Тестовые испытания ВСК с жесткими щетками и скребками были проведены на заснеженных вантах моста Алекса Фрейзера (Alex Fraser Bridge, Kanaga). BCK перемещали вверх-вниз по ванте с помощью тросовой лебедки. Результаты испытаний показали недостаточную ее эффективность и надежность, особенно во время снегопада. Поэтому была принята система с цепными воротниками, прошедшая успешное тестирование при толщине снега 5 см и внедренная для механизированной очистки вант моста Алекса Фрейзера и моста Порт Манн (Port Mann Bridge, Канада). На рис. 2д-и представлена эксплуатация названной системы на мосту Порт Манн. Система включает в себя 30 цепных воротников, стопор и якорь, установленных на каждой из 288 вант. Цепной воротник весом 12–22 кг (в зависимости от угла наклона ванты) под действием силы тяжести скользит по ванте от ее верхней точки до нижней, соскребая с поверхности ванты снежное или ледяное покрытия (рис. 2д). В нижней части ванты цепной воротник останавливается демпферным устройством (рис. 2е). После спуска вниз всех цепных воротников, их разъединяют, перемещают к пилону и с помощью шлюпбалки поднимают на верхнюю площадку пилона (рис. 23) и подготавливают для установки на подвеску (рис. 2ж). Далее промышленные альпинисты устанавливают цепные воротники на дистанционно управляемую подвеску (рис. 2и). После установки всех цепных воротников, подвеска готова к их повторному (при необходимости) спуску вниз. Обслуживает систему очистки 12-20 человек. Система очистки вант для моста Алекса Фрейзера идентична описанной системе и отличается количеством вант (192) и обслуживающего персонала (12–16), а также весом цепных воротников (7–9 кг). К недостаткам описанной системы следует отнести следующие: 1) неэффективность при больших толщинах (более 5 см) и протяженности ледяного покрытия (рис. 2в); 2) ограничение по ветру (до 20 км/час или 5.6 м/с) в процессе установки цепных воротников на подвеске в верхней части ванты (рис. 2, 3); 3) проведение опасных высотных работ в неудобном положении и на весу при установке цеп-



Рис. 3. Варианты вантовых роботов: компоновка (а), перемещение (б) и общий вид снегоуборочного робота SRR (в); общая схема ударного ледоскалывающего механизма (г), вантового робота и его физическая модель перед разрушением льда (д) и после (е); общий вид вантового инспекционного снегоуборочного робота (ж) и его перемещение вдоль ванты (з), (и).

ных воротников; 4) невозможность преодоления каких-либо препятствий на ванте в виде элементов конструкции ванты или повреждения ее оболочки; 5) повреждение покрытия оболочки кабеля.

Эти недостатки могут быть частично или полностью преодолены за счет применения мобильных роботов, способных к перемещениям вверх-вниз по ванте и удалению с их поверхности снега и льда.

Роботизированные методы. В настоящее время известны образцы мобильных роботов, созданных в ряде стран для очистки проводов ЛЭП от снега и льда [5]. Однако практически ни один из них не способен перемещаться по направляющим, расположенным под крутым углом к горизонту. Также из рассмотрения были исключены мобильные роботы для мониторинга и диагностики состояния вант, т.к. они не приспособлены для удаления с вант снега и льда. Ниже представлен сравнительный анализ известных решений мобильных роботов, предназначенных для очистки вант от снега и льда.

Вантовый снегоуборочный робот. Для очистки вант Инчхонского моста (Incheon Bridge, Южная Корея) в Incheon Bridge Corporation (Южная Корея) был разработан и протестирован на заснеженных вантах Инчхонского моста снегоуборочный робот SRR (Snow-Removing Robot) скребкового типа [9, 10]. На рис. 3 показана компоновка

SRR (рис. 3a), перемещение SRR с питающим и управляющим кабелями вдоль ванты (рис. 3б) и общий вид SRR (рис. 3в). В случае отключения питания SRR происходит его автоматическое скольжение вниз вдоль ванты до соударения с демпфером, расположенным в нижней части ванты.

Основные характеристики SRR: вес 25 кг, габаритные размеры 300 × 300 × 300 см, напряжении питания 220 В, кабельное питание и управление, максимальный угол подъема 50°, диаметр обслуживаемых вант 108–153 мм при длине 170–420 м. Движитель SRR включает полиуретановые ролики и гусеничные ленты (рис. 3а). Блоки внутри SRR съемные и меняются в зависимости от диаметра ванты.

К недостаткам SRR следует отнести следующие: 1) неуправляемый спуск при отключенном питании с угрозой соударения SRR с датчиками и другими выступающими элементами ванты; 2) из-за ограничения по углу подъема (50°), SRR можно использовать лишь для очистки периферийных вант моста; 3) из-за индивидуальной привязки сменных блоков SRR к диаметру очищаемой ванты, ее диаметр должен быть постоянным по всей длине; 4) SRR не способен преодолевать выступающие препятствия, а также участки ванты с поврежденной оболочкой; 5) ограничения по толщине снега и льда из-за опасности пробуксовки движителей и перегрева электродвигателей.

Ударный ледоскалывающий механизм (УЛМ) вантового робота. В работе [11] представлен УЛМ вантового робота (рис. 3г-е). Каждый из двух двигателей 1 УЛМ приводит в движение кривошипно-шатунный механизм. При этом вращательное движение каждого из кривошипов 2 преобразуется через шатун 3 в возвратно-поступательное движение ползуна 4 вдоль направляющей стойки 5. Ползуны 4 через пружины сжатия 6 передают возвратно-поступательное движение каретке 7, перемещаемой вдоль направляющих стоек 5. При этом посредине каретки 7 установлено лезвие 8 в виде двух половинок усеченного конуса с острыми зубьями на основании меньшего диаметра, которые и оказывают ударные воздействия на торцевую поверхность ледяного покрытия ванты. Внутренний диаметр острых зубьев лезвия 8 соответствует наружному диаметру ванты с соответствующим зазором. Устройство можно установить на вантовом мобильном роботе с роликовым или другим типом движителя. Недостатки УЛМ вантового робота аналогичны недостаткам предыдущей конструкции робота. Также во избежание перекоса и заклинивания каретки 7 требуется прецизионная синхронизация двигателей 1. Кроме того, геометрические параметры лезвия 8 "привязаны" к ванте определенного диаметра, что сужает область применения робота, а острые зубья лезвия 8 способны повредить защитное покрытие ванты.

Вантовый инспекционный снегоуборочный робот. В работе [12] представлен вантовый инспекционный робот с прижимными роликами 1 колесного движителя и вращающейся жесткой щеткой 2 для удаления снега с поверхности ванты (рис. 3ж—и). Робот также снабжен видеокамерой высокого разрешения 3 и трехосным блоком акселерометров. Управление роботом беспроводное через контроллер 4, электропитание от 2-х литиевых аккумуляторных батарей. Устройство управления диаметром обхвата ванты прижимными роликами 1 обеспечивает обслуживание вант с различными диаметрами. Недостатки представленного вантового инспекционного снегоуборочного робота с колесным движителем аналогичны недостаткам предыдущего вантового снегоуборочного робота, за исключением наличия у него автономного электропитания и беспроводного управления.

Для устранения недостатков в ИМАШ РАН разработан новый подход к роботизированной очистке вант от снега и льда с использованием самоперемещающегося параллельного робота "Октаэдральный ледоскалыватель" (СПРОЛ). Следует отметить, что к настоящему времени в ИМАШ РАН накоплен богатый и многолетний научный и инженерный опыт в области анализа и синтеза механизмов параллельной структуры различного функционального назначения, многие из которых внедрены и использованы в экономике Российской Федерации [13, 14].



Рис. 4. Кинематическая (а) и структурная (б) схемы СПРОЛ; (в)–(д) – этапы рабочего цикла СПРОЛ при очистке ванты от наледи и снега. *б* – количество элементов.

Самоперемещающийся параллельный робот "Октаэдральный ледоскалыватель" для очистки вант мостов от наледи и снега. СПРОЛ представляет собой пространственный параллельный робот с 12 DOF, способный самоперемещаться вдоль ванты и осуществлять ее очистку от наледи и снега. На рис. 4 представлены кинематическая (а) и структурная (б) схемы СПРОЛ и циклограмма очистки ванты от наледи и снега (рис. 4в-д) с его помощью.

СПРОЛ выполнен на основе разработанного ранее в ИМАШ РАН адаптивного мобильного пространственного параллельного робота-манипулятора для обслуживания ЛЭП [5]. При этом для упрощения конструкции из прототипа СПРОЛ были удалены отдельные элементы не оказывающих влияние на выполнение функциональных требований по удалению с вант наледи и снега. Исполнительная (активная) часть СПРОЛ выполнена в виде пространственного самоперемещающегося параллельного механизма (ПСПМ) 1, который в исходном положении представляет собой октаэдр ABCDEF. В вершинах 2 ПСПМ 1 шарнирно соединены концы смежных стержней-ребер октаэдра ABCDEF, каждый из которых снабжен линейным приводом 3, а также осевым датчиком силы 4, осевым датчиком относительного перемещения 5 и осевым датчиком относительной скорости 6. Управление линейным приводом 3 осуществляется от системы управления 7. Две из восьми противоположных граней октаэдра ABCDEF делятся на фронтальную грань ABC (переднюю по ходу перемещения ПСПМ) и тыльную DEF – заднюю по ходу перемещения. Между фронтальной и тыльной гранями

расположены боковые грани ACD, ADE, ABE, FBC, FBE, FCD. При этом концы линейного привода З фронтальной и тыльной граней шарнирно связаны с двухзвенными ударно-обжимными устройствами (ДУОУ) 8. Система управления 7 состоит из нейрокомпьютера 9. программно-алгоритмического обеспечения 10 и цифроаналогового преобразователя (ЦАП) 11. Аналого-цифровые преобразователи (АЦП) осевых датчиков силы 4 (АЦП 12), осевых датчиков относительного перемещения 5 (АЦП 13) и осевых датчиков относительной скорости 6 (АЦП 14) через соответствующие выходы подключены к входам нейрокомпьютера 9. Выходы нейрокомпьютера 9, система управления 7 через ЦАП 11 и усилители мощности 15 подключены к соответствующим линейным приводам 3. С помощью линейных приводов 3, образующих фронтальную и тыльную грани, ДУОУ 8 оказывают механическое воздействие на ледяное или снежное покрытие 16 при роботизированной очистке ванты 17 моста. При этом питание системы управления 7 и линейных приводов 3 можно выполнить как автономным, например, в виде подвесного оборудования (аккумуляторы, малогабаритные бензиновые генераторы, а также малогабаритные бензиновые поршневые компрессоры) [5], или дистанционным. Дополнительно на несущей конструкции СПРОЛ можно установить систему видеомониторинга, анемометр, датчики температуры, а также манипулятор. При этом для обеспечения надежности функционирования СПРОЛ в процессе его синтеза необходимо корректно определять и учитывать зоны возможных сингулярностей (зоны особых положений) рассматриваемого пространственного *l*-координатного механизма параллельной структуры [15].

Рассмотрим этапы рабочего цикла очистки ванты с помощью СПРОЛ.

Этап 1. Установка СПРОЛ на ванте в начальном положении (рис. 4в). Предварительно в месте установки с ванты 17 удаляют ледяное или снежное покрытие 16. Далее осуществляют отсоединение от вершин 2 ПСПМ 1 трех смежных стержней (по одному от фронтальной, боковой и тыльной граней), например АВ, ВЕ и ЕГ (рис. 4в), установку ПСПМ 1 на ванту 17. При этом фронтальная грань располагается по направлению движения ПСПМ 1 непосредственно перед неочищенным от ледяного или снежного покрытия 16 участком ванты 17, а длины ребер, соединяющих вершины 2 фронтальной ABC и тыльной DEF граней, имеют минимальные значения. После этого удаленные смежные стержни устанавливают на прежние места и вводят в систему управления 7 данные о ванте 17 (диаметр ванты или ее защитной оболочки, материал и толщина стенки защитной оболочки, а также максимальный диаметр описанной окружности ледяного или снежного покрытия 16 ванты 17). Затем от системы управления 7 подается команда на включение линейных приводов 3 тыльной грани DEF. При этом длины стержней АВ, ВС и СА уменьшаются, а центральные шарнирные узлы ДУОУ 8 радиально перемещаются к поверхности ванты 17 до момента контакта с ней и фиксации с требуемым усилием, которое определяется по показаниям осевых датчиков силы 4 и передается в систему управления 7. Далее аналогичным образом уменьшаются длины стержней фронтальной грани АВС и, после обеспечения гарантированного зазора между центральными шарнирными узлами ДУОУ 8 и поверхностью ванты 17, линейные привода 3 останавливаются по командам от системы управления 7, которые формируются по показаниям осевых датчиков относительного перемещения 5 стержней с учетом диаметра ванты, введенного в систему управления 7 ранее. После фиксации тыльной грани DEF к ванте 17, от системы управления 7 поступает команда на остановку линейных приводов 3 и в систему управления 7 вводятся координаты вершин 2 зафиксированной тыльной грани DEF относительно базовой (инерциальной) системы координат и СПРОЛ готов к работе.

Этап 2. Перевод СПРОЛ в промежуточное положение и подготовка к удалению вантовой наледи с заданным шагом (рис. 4г). На данном этапе по командам от системы управления 7 включают линейные привода 3 фронтальной грани ABC и, с учетом введенного в систему управления 7 ранее максимального диаметра описанной окруж-

ности вантовой наледи, увеличивают длины ребер грани ABC до момента установления требуемого гарантированного зазора между диаметром окружности, описанной центральными шарнирными узлами ДУОУ 8, и максимальным диаметром вантовой наледи. После этого линейные приводы 3 фронтальной грани ABC останавливаются по командам от системы управления 7, которые формируются по показаниям осевых датчиков относительного перемещения 5 стержней фронтальной грани ABC. Затем включают линейные приводы 3 ребер, соединяющих вершины 2 фронтальной ABC и тыльной DEF граней и увеличивают их длины. После перемещения фронтальной грани ABC относительно тыльной DEF на заданный шаг, от системы управления 7 поступают команды на остановку соответствующих линейных приводов 3, формируемые по показаниям осевых датчиков относительного перемещения 5 соответствующих ребер-стержней. СПРОЛ готов к началу процесса механического обрушения наледи 16с ванты 17.

Этап 3. Конечное положение СПРОЛ после механического обрушения наледи с ванты (рис. 4д). Для организации данного процесса линейные приводы 3 фронтальной грани ABC включаются на реверс. В результате центральные шарнирные узлы ДУОУ 8 осуществляют радиальные перемещения и оказывают механическое давление на вантовую наледь 16, разрушая последнюю. При этом в зависимости от физических свойств наледи процесс воздействия может носить плавный, ударный или виброударный характер. При необходимости согласованным изменением длин боковых стержней фронтальную грань ABC можно повернуть в обоих направлениях относительно тыльной грани DEF. В случае очистки ванты 17 от снежного покрытия 16 на центральные шарнирные узлы ДУОУ 8 можно установить серповидные скребки (на рис. 4 не показаны), дуговые вырезы которых соответствуют поперечному профилю наружной поверхности ванты 17. При этом снежное покрытие удаляется осевым поступательным или возвратно-поступательным перемещением (в пределах выбранного шага) серповидных скребков фронтальной грани ABC, рабочая поверхность которых сопряжена с поверхностью ванты.

После окончания очистки ванты от наледи и снега на заданном участке, СПРОЛ вновь переводят в начальное положение подобно этапу 1 с одновременным его перемещение вдоль ванты на величину заданного шага (рис. 4в). Это достигается уменьшением длин ребер фронтальной грани ABC и ее фиксацией на ванте. Далее увеличивают длины ребер тыльной грани DEF до обеспечения гарантированного зазора между центральными шарнирными узлами ДУОУ 8 грани DEF и поверхностью ванты 17. Затем уменьшают длины боковых стержней до минимальных значений. В результате СПРОЛ вновь оказывается в исходном положении (рис. 4в), но уже на новом месте и процесс очистки ванты от ледяного или снежного покрытия повторяется.

После окончания очистки ванты по всей ее длине, осуществляется возвращение СПРОЛ в исходную нижнюю точку. При этом процесс спуска по ванте может быть аналогичным процессу подъема или организован путем скольжения СПРОЛ по ванте под действием силы тяжести с подтормаживанием, обеспеченным силами трения скольжения между центральными шарнирными узлами ДУОУ 8 и поверхностью ванты 17.

Для подтверждения правильности выбранных решений была изготовлена силовая физическая модель ПСПМ, включая имитатор ванты с обледенелым участком (рис. 5), на которой было успешно продемонстрировано выполнение этапов 1, 2 и 3 рабочего цикла очистки ванты от наледи (рис. 4в–д).

Дальнейшие работы в ИМАШ РАН будут направлены на разработку и исследование полномасштабного экспериментального образца СПРОЛ и проведения его модельных и натурных испытаний.



Рис. 5. Рабочий цикл силовой физической модели ПСПМ на имитаторе ванты с участком наледи (номера позиций соответствуют позициям на рис. 4): (а) – исходное положение (этап 1); (б) – подготовка к удалению вантовой наледи с заданным шагом (этап 2); (в) – механическое обрушение наледи с имитатора ванты (этап 3).

Заключение. В результате проведенных исследований следует отметить следующее: 1. Роботизация процесса механической очистки вант от наледи и снега является актуальной проблемой. 2. Приведен аналитический обзор известных технических решений, направленных на роботизацию данного процесса. 3. Представлена разработанная в ИМАШ РАН концепция СПРОЛ, лишенная отмеченных в обзоре недостатков, а также ее силовая физическая модель, показавшая правильность выбранных технических решений. 4. Отмечена возможность реализации СПРОЛ на основе устройств, применяемых в современной робототехнике. 5. Показано, что СПРОЛ является универсальной робототехнической системой и может эффективно использоваться для роботизированной механической очистки от наледи и снега не только вантовых мостов, но и других объектов, например, проводов и одиночных опор ЛЭП [5], а также подвесных канатных дорог и такелажа крупногабаритных судов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Разживина А.Э., Соболева А.Н.* Мостовые сооружения вантового типа // Alfabuild. 2018. № 3 (5). С. 76.
- 2. *Gimsing N.J., Georgakis C.T.* Cable supported bridges: Concept and design. 3rd ed. John Wiley & Sons, Ltd. Chichester, United Kingdom, 2012. 599 p.
- 3. *Колюшев И.Е.* Вантовые мосты-гиганты: сравнительный анализ инженерных решений // Дороги. Инновации в строительстве. 2011. № 10. С. 46.
- 4. Clinton M., Abdelaal A., Nims D., Ng T.-M., Hunt V., Helmicki A., Ryerson C., Jones K. Icing Management on the Veterans' Glass City Skyway Stay Cables // Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board. 2015. V. 2482 (1). P. 74. https://doi.org/10.3141/2482-10
- 5. *Саяпин С.Н.* Анализ и перспективы развития роботизированной механической очистки проводов ЛЭП от снега и льда // Электрические станции. 2021. № 2. С. 21. https://doi.org/10.34831/EP.2021.1075.2.004
- Li S., Wu T., Huang T., and Chen Z. Aerodynamic stability of iced stay cables on cable-stayed bridge // Wind and Structures. 2016. V. 23 (3). P. 253. https://doi.org/10.12989/was.2016.23.3.253

- 7. Kleissl K., Georgakis C.T. Bridge ice accretion and de- and anti-icing systems: A review // Proceedings of the 7th International Cable Supported Bridge Operators' Conference (ICSBOC'2010), Zhenjiang, China, 18-20 May, 2010. P. 161.
- 8. Laforte J.L., Allaire M.A., Laflamme J. State-of-the-art on power line de-icing // Atmospheric Research. 1998. V. 46 (1-2). P. 143.
- 9. Jung H.J., Yang T.H., Jang B.S. Field application of a robotic system on cable stays of Incheon Bridge for snow removal // Proceedings of 28th International Symposium on Automation and Robotics n Construction (ISARC2011), Seoul, South Korea, June 29th–July 2nnd, 2011. P. 1415.
- 10. Yun H.B., Kim S.H., Wu L., Lee J.J. Development of inspection robots for bridge cables // The Scientific World Journal. 2013. V. 2013. 967508. 17 p. https://doi.org/10.1155/2013/967508
- 11. Hong Z., He K., Xu Y., Fang H., Zuo Q., and Li Z. Design and Research on Impact Deicing Mechanism of Cable Climbing Robot // In: 2021 International Conference on Computer, Control and Robotics (ICCCR). Shanghai, China, 8–10 Jan., 2021. IEEE, 2021. P. 70. https://doi.org/10.1109/ICCCR49711.2021.9349271
- 12. Kim J., Seo D.W., Jung K.S., Park K.T. Development of inspection robot for removing snow on stays of cable-stayed bridge // Journal of the Korea Academia-Industrial cooperation Society. 2020. V. 21 (3). P. 246.

https://doi.org/10.5762/KAIS.2020.21.3.246

- 13. Ganiev R.F. On the current state and the future prospects of the Institute of Machine Science, Russian Academy of Sciences, and problems of the mechanics of machines and breakthrough technologies // J. Mach. Manuf. Reliab. 2014. V. 43 (3). P. 188. https://doi.org/10.3103/S1052618814030029
- 14. Glazunov V.A., Chunichin A.Y. Development of mechanisms of parallel structure // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2020. V. 43 (3). P. 211. https://doi.org/10.3103/S1052618814030030
- 15. Gebel' E.S., Gavrilina L.V., Glazunov V.A., Demidov S.M., Shvets P.A. Construction of a Singularity Zone for a Type of Mechanisms with Parallel Structure // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2020. V. 49 (11). P. 907.

https://doi.org/10.3103/S1052618820110047

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

УДК 621.89.017

ИССЛЕДОВАНИЯ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МОТОРНОГО МАСЛА С СОДЕРЖАНИЕМ ФУЛЛЕРЕНОВ

© 2022 г. А. Б. Тохметова^{1,*}, А. В. Михеев¹, М. А. Тананов¹

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: aygerim.tokhmetova@mail.ru

> Поступила в редакцию 04.02.2022 г. После доработки 02.04.2022 г. Принята к публикации 20.04.2022 г.

Представлены экспериментальные исследования триботехнических характеристик моторных масел с фуллереновыми добавками. Проведенные испытания позволили определить влияние концентрации фуллеренов на коэффициент трения, интенсивность изнашивания и температуру смазочного слоя при граничном и гидродинамическом режимах трения. На машинах трения реализованы режимы работы узлов трения, характерные для двигателя внутреннего сгорания.

Ключевые слова: фуллерены, моторное масло, базовое масло, коэффициент трения, износостойкость

DOI: 10.31857/S0235711922040150

Коэффициент трения является основным параметром трибосистем и зависит от ряда показателей, в том числе и от физико-механических свойств применяемого смазочного материала. На трибологические и эксплуатационные характеристики смазочного материала значительное влияние оказывают присадки. В настоящее время большой интерес вызывает применение наноуглеродных присадок (фуллеренов C₆₀) [1–4].

Для определения зависимости антифрикционных свойств масла от концентрации фуллеренов применяется метод тестирования пар трения на специальных машинах трения. Исследования проводились на машинах трения с возвратно-поступательным и вращательным движениями в лаборатории трения в экстремальных условиях ИМАШ РАН.

В исследовании использовалось полусинтетическое моторное масло Mobil Ultra 10W-40 с добавкой наноразмерных частиц. Данный материал использовался как смазочная композиция [5, 6]. Использовался порошок фуллеренов С₆₀ (99.9%) производства Merck KGaA (г. Дармштадт, Германия). Процентное содержание добавки варьировалось. Максимальное содержание присадки в моторном масле не превышало 2%.

Методы исследований. Исследования смазочных материалов проводились при двух режимах трения: граничном, возникающем при запуске двигателя и работе на низких оборотах, и гидродинамическом, характерном для установившегося (основного) режима работы [7].

Режим граничного трения реализовывался на машине ПРУ-2 с возвратно-поступательным движением по схеме "цилиндр—плоскость", представленной на рис. 1. При применении такой схемы происходит трение скольжения между цилиндрической поверхностью подвижного образца и неподвижной пластиной (рис. 2).


Рис. 1. Рабочая часть машины трения ПРУ: *1* – неподвижный образец; *2* – подвижный образец; *3* – тензобалка с держателем подвижного образца; *4* – тензорезистор; *5* – рычаг; *6* – груз; *7* – шток; *8* – ролик; *9* – прижим; *10* – держатель неподвижного образца; *11* – основание установки; *12* – термопара.



Рис. 2. Схемы образцов: (а) – подвижный образец; (б) – неподвижный образец.

Были выбраны следующие режимы работы пары трения: скорость скольжения 0.266 м/с (100 циклов в минуту); трение смешанное (смазка наносилась на ролик один раз перед каждым испытанием); нагрузка на образец варьируется от 18 до 112 Н. Скорость перемещения изменяется по синусоидальному закону.

Привод на основе кривошипно-шатунного механизма. Амплитуда перемещения составляет 80 мм. Продолжительность одного испытания составляет один час. В ходе испытаний фиксировали показания температуры, силы трения и глубины износа.

Испытания смазок в гидродинамическом режиме трения проводились на универсальной машине трения УМТ-1 [8]. Схема испытаний "кольцо–кольцо" приведена на рис. 3.



Рис. 3. Схема испытаний "кольцо–кольцо": *1* – невращающееся образец-кольцо; *2* – вращающееся образец-кольцо; *3* – образцедержатель образца *1*, обеспечивающий возможность самоустановки; *4* – образцедержетель вращающегося образца; *5* – сферический шарнир.



Рис. 4. График зависимости силы трения от концентрации фуллеренов при нагрузках: *I* – 18 H; *2* – 72 H; *3* – 112 H.

В качестве материала пар трения для испытаний использовалась сталь 20 по ГОСТ1050-88. Вращающийся образец при трении прижимался к неподвижному образцу с нормальной нагрузкой 80 Н. Угловая скорость составляла 1.5 м/с. Продолжительность одного испытания составляла 10 мин. В ходе испытаний фиксировали показания момента трения и износа пары.

Для измерений и записи результатов применялась система сбора данных фирмы National Instruments с программным обеспечением Labview.

Результаты исследований и их обсуждение. Первым этапом испытаний была оценка трибологических характеристик моторного масла и фуллереновых добавок в моторное масло при возвратно-поступательном движении с малой скоростью на машине трения ПРУ-2.

В табл. 1 показано изменение температуры смазочного слоя между сопряженными поверхностями в зависимости от коэффициента трения и концентраций фуллеренов в смазочной композиции при скорости скольжения 100 циклов в минуту. При работе пары трения с применением смазочной композиции с двухпроцентным содержанием фуллеренов обнаружено снижение температуры смазочного слоя при нагрузках 72 H и 112 H. Анализ результатов испытаний (табл. 1), позволяют сделать вывод, что фуллереновые добавки позволяют уменьшить износ по сравнению с базовым маслом.

Результаты экспериментальных исследований показали, что сила трения уменьшается с увеличением концентрации C₆₀ в смазочной композиции от 18 H до 112 H (рис. 4).

Смазочная композиция в паре трения	Нагрузка, Н	Ширина пятна износа подвижного образца, мм	Температура смазочного слоя, °С	
Моторное масло	18	Нет износа	29	
Моторное масло + + 0.2% фуллеренов	18	Нет износа	29	
Моторное масло + + 2% фуллеренов	18	Нет износа	31	
Моторное масло	72	0.85	32	
Моторное масло + + 0.2% фуллеренов	72	0.72	32	
Моторное масло + + 2% фуллеренов	72	0.7	31	
Моторное масло	112	0.87	29	
Моторное масло + + 0.2% фуллеренов	112	0.75	30	
Моторное масло + + 2% фуллеренов	112	0.8	28	

Таблица 1. Результаты испытаний на машине ПРУ-2

Таблица 2. Резу	льтаты испытаний на машине т	рения У	MT-	1
-----------------	------------------------------	---------	-----	---

Смазочная компози- ция в паре трения	Момент трения, Нм	Сила трения, Н	Коэффициент трения	Температура сма- зочного слоя, °С
Моторное масло	0.22	18.33	0.23	60
Моторное масло + + 0.2% фуллеренов	0.14	11.67	0.15	53
Моторное масло + + 2% фуллеренов	0.09	7.50	0.09	47

По результатам экспериментальных исследований на машине трения ПРУ-2 можно сделать следующие выводы: 1. Фуллереновые добавки улучшают противоизносные свойства смазочных материалов. 2. Увеличение концентрации фуллеренов от 0.2 до 2.0% в моторном масле приводит к снижению силы трения и температуры смазочного слоя.

Вторым этапом испытаний эффективности фуллереновых добавок была экспериментальная оценка момента трения в смазочных композициях на универсальной машине трения УМТ-1 по схеме "кольцо-кольцо".

Результаты экспериментальных исследований измерения момента трения для трибосистемы при постоянной нагрузке 80 Н и угловой скорости 1.5 м/с, представлены в табл. 2.

Экспериментальные исследования (табл. 2) позволили установить, что увеличение концентрации фуллереновой добавки в базовом масле позволяет снизить момент трения и температуру смазочного слоя.

Вывод. Фуллереновые добавки улучшают противоизносные свойства базовых смазочных материалов. Увеличение концентрации фуллеренов в смазочной композиции приводит к снижению коэффициента трения. Из анализа экспериментальных данных с машины трения УМТ-1 и ПРУ-2 следует, что температура нагрева смазочного слоя между трущимися поверхностями снижается с ростом концентраций наночастиц в смазке. Таким образом, было установлено, что добавка наночастиц фуллерена C₆₀ в моторное масло позволяет улучшить физико-механические свойства.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Usoltseva N.V., Godlevsky V.A. Nanomaterials in tribological processes // Proceedings of International scientific and technical Conference named after Leonardo da Vinci. Berlin: WissenschaftlicheWelte. 2013. V. 1. P. 227.
- 2. Derkach O., Kobets A., Aulin V., Kabat O., Makarenko D., Hrynkiv A., Shchus B. Investigation of the influence of fulleren-containing oils on tribotechnical characteristics // International scientific journal "Trans & Motauto world". 2020. № 5 (1). P. 34.
- 3. Войтов В.А., Кравцов А.Г., Цымбал Б.М. Оценка триботехнических характеристик трибосистем при наличии фуллеренов в смазочном материале // Трение и износ. 2020. № 6 (41). Р. 704.
- Kumar N., Kozakov A.T., Kolesnikov V.I., Sidashov A.V. Improving the lubricating properties of 10W40 oil using oxidized graphite additives // Journal of Frictionand Wear. 2017. V. 38. P. 349.
- 5. *Безмельницын В.Н., Елецкий А.В., Окунь М.В.* Фуллерены в растворах // Успехи физических наук. 1998. № 11 (168). С. 1195.
- 6. *Гвоздев А.А., Смирнова А.И., Березина Е.В., Дунаев А.В., Ткачев А.Г., Усольцева Н.В.* Исследование триботехнических характеристик перспективных смазочных материалов с углеродными наночастицами // Жидкие кристаллы и их практическое использование. 2018. № 1 (18). С. 66.
- 7. Албагачиев А.Ю. Трибологические показатели покрытий деталей транспортных машин // Вестник научно-технического развития. 2015. № 1 (89). С. 3.
- 8. Албагачиев А.Ю., Новикова Н.Н., Тохметова А.Б. Трибологические характеристики наномодификатора 1 // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2020. № 5. С. 108.