

Номер 5

ISSN 0235-7119

2024



# ПРОБЛЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ И НАДЕЖНОСТИ МАШИН



НАУКА

— 1727 —

## СОДЕРЖАНИЕ

**Механика машин**

Реализация режима постоянных скоростей для управления манипулятором с удаленным центром вращения <i>К. А. Шалюхин, К. А. Пичугин, А. Н. Терехова</i>	3
Колебания систем, обладающих геометрической симметрией. Влияние асимметрии <i>Л. Я. Банах</i>	9

**Надежность, прочность, износостойкость машин и конструкций**

Трибологические и термодинамические свойства высокоэнтропийных сплавов CrMnFeCoNi, CuCrMnFeCoNi, их стабильность и прогноз структуры <i>В. И. Колесников, А. А. Гуда, И. В. Колесников, Ю. А. Абзаев, С. А. Гуда, К. Н. Политыко</i>	20
Исследование влияния толщины электролитического наномедного покрытия, созданного на поверхности деталей из высокопрочного чугуна, на уровень звукового давления <i>А. А. Гулиев, А. С. Ахмедов, А. В. Шарифова, Р. С. Шахмарова</i>	32
Исследование корректирующей функции для расчетов долговечности при стохастическом нагружении <i>Ю. П. Маньшин, Е. Ю. Маньшина</i>	42
Методика обработки изображений дисперсных микроструктур алюминиевой бронзы <i>Р. С. Ахметханов, В. В. Столяров</i>	52
Расчет и выбор посадок для соединений комбинированной упруго-втулочной пальцевой муфты <i>О. А. Леонов, Н. Ж. Шкаруба, Ю. Г. Вергазова, Д. У. Хасьянова, Д. А. Пупкова</i>	63

**Новые технологии в машиностроении**

Лазерная доплер-анемометрия дисперсной смеси двух жидкостей с близкими плотностями <i>Т. Р. Нигматулин</i>	69
---	----

**Экспериментальная механика. Диагностика испытания**

Экспериментальный анализ динамики нелинейной колебательной системы с самосинхронизирующимися вибровозбудителями при взаимодействии с сыпучим материалом <i>Г. Я. Пановко, А. Е. Шохин</i>	74
Анализ причин отказов системы подачи воздуха автомобиля Ford Transit с дизельным двигателем EURO 5 <i>Д. А. Галин, А. В. Козлов, Л. О. Круш</i>	84
Фреттинг-износ титановых сплавов при прохождении импульсов тока <i>А. Ю. Албагачиев, А. В. Михеев, М. А. Тананов</i>	92
Ионно-плазменное напыление антифрикционных покрытий AlMgB <sub>14</sub> и AlMgB <sub>14-50</sub> масс. % TiB <sub>2</sub> <i>Д. А. Ткачев, И. А. Жуков, В. Д. Валихов, В. В. Шугуров, И. И. Ажажа, Ю. Х. Ахмадеев</i>	97
Исследование динамики импульса давления при работе модульного твердотопливного генератора ударных волн <i>В. О. Соловьев, И. М. Шведов</i>	107
Алгоритм прогнозирования работоспособности изделий по результатам контроля его агрегатов <i>О. В. Тушавина, В. В. Родченко, А. А. Золотов, Е. В. Гусев, П. Ф. Пронина</i>	116



---

---

**МЕХАНИКА МАШИН**

---

---

УДК 531.8, 621.01

**РЕАЛИЗАЦИЯ РЕЖИМА ПОСТОЯННЫХ СКОРОСТЕЙ ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ  
МАНИПУЛЯТОРОМ С УДАЛЕННЫМ ЦЕНТРОМ ВРАЩЕНИЯ**© 2024 г. К. А. Шалюхин<sup>1, \*</sup>, К. А. Пичугин<sup>1</sup>, А. Н. Терехова<sup>2</sup><sup>1</sup>Институт машиноведения им. А. А. Благодирова РАН, Москва, Россия<sup>2</sup>Российский государственный университет им. А. Н. Косыгина, Москва, Россия

\*e-mail: constmeister@gmail.com

Поступила в редакцию 25.04.2024 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

Предметом статьи являются проблемы ручного управления манипулятором, использующего задатчики движения с логическим выходным сигналом. Рассмотрены задатчики различной конструкции и логики действия. Освещены различные режимы и принципы управления, допускающие одновременную работу нескольких приводов на примере механизма с четырьмя степенями свободы и удаленным центром вращения. Приведены рекомендации для выбора способов и законов управления при разработке пространственных манипуляторов.

*Ключевые слова:* задатчик движения, механизм с удаленным центром вращения, режим постоянных скоростей, двухкоординатный логический джойстик, логический коммутатор, управляющий сигнал, рабочие состояния механизма

**DOI:** 10.31857/S0235711924050017, **EDN:** NUUBTU

В процессе деятельности по инновационному развитию машиноведения [1], специалисты, работающие в этой области, сталкиваются с рядом требующих решения актуальных проблем. В задачах автоматизации производственных и технологических процессов во множестве отраслей, использующих робототехнику, удаленное управление различными механизмами и техническими устройствами является широко распространенной практикой. Автономные робототехнические системы действуют по заложенной программе, с возможной коррекцией по сигналам датчиков обратной связи о состоянии окружающей среды и результатах выполняемых операций. Роль человека-оператора сводится к наблюдению за работой системы и вмешательству в случае нештатных ситуаций.

Значительно более распространенными являются системы, непосредственно управляемые оператором и использующие его адаптивные и аналитические возможности. Взаимодействие человека с такой системой осуществляется, с одной стороны, средствами объективного контроля над процессом выполнения требуемых операций, визуального контроля непосредственно или через системы видеонаблюдения, с другой стороны, через задатчики движения, интерпретирующие действия оператора в сигналы управления.

Законы управления, связывающие работу задатчиков движения с реакциями системы, различны. Исполнительные механизмы и манипуляторы могут работать в следящей системе, минимизирующей рассогласование между сигналом управле-

ния и фактическим положением исполнительного механизма, получаемого с датчиков обратной связи. Такая логика приводит к тому, что механизм повторяет движение задатчика управления в случае его перемещения в другое положение. В качестве примера можно привести управление манипулятором робот-ассистированной хирургической системы *DaVinci*, в которой основой управляющего сигнала является перемещение руки оператора, преобразованное задатчиками движения [2].

Более простой закон управления применяется в системах управления по скорости исполнительных механизмов. Задатчик движения в этих системах имеет устойчивую нейтральную позицию, в которой не выдаются сигналы управления. При отклонении от нейтральной позиции в прямом или реверсивном направлении исполнительным механизмам задается скорость, которая тем выше, чем больше величина отклонения. Достижение требуемого положения визуально фиксируется оператором, после чего задатчик переводится в нейтральную позицию. Таким образом, функцию обратной связи выполняет оператор, а датчики обратной связи используются только при необходимости пересчета координат для согласованной работы нескольких приводов.

Еще более простой закон управления используется в системах с фиксированными значениями скоростей приводов. Модуль скорости по каждому приводу является постоянной величиной, меняется только направление, при этом сигналы управления являются логическими. Такой принцип используется в системе *SoloAssist* [3] — самостоятельном робототехническом комплексе для управления медицинским эндоскопом с видеокамерой посредством двухкоординатного логического джойстика, закрепляемого на лапароскопическом инструменте, или с помощью голосовых команд на движение и остановку.

**Базовый механизм.** Предметом настоящей статьи является поиск оптимальных режимов и вариантов формирования задающих сигналов системы управления с постоянными скоростями вращения приводов на примере работы четырехкоординатного манипулятора с шаговым приводом, опытный образец которого разработан в ИМАШ РАН [4]. Образец выполнен в рамках программы исследований механизмов с удаленным центром вращения. Подобные конструкции решают проблему перемещений рабочего инструмента в замкнутом объеме, с доступом через небольшое отверстие, в частности, задачу управления медицинским эндоскопом в ходе малоинвазивных операций [5]. В качестве варианта немедицинского применения механизма — техническая эндоскопия, например, для задачи перемещения зонда диагностики плазменных потоков в камере турбореактивного авиационного двигателя [6].

Структура механизма манипулятора показана на рис. 1.

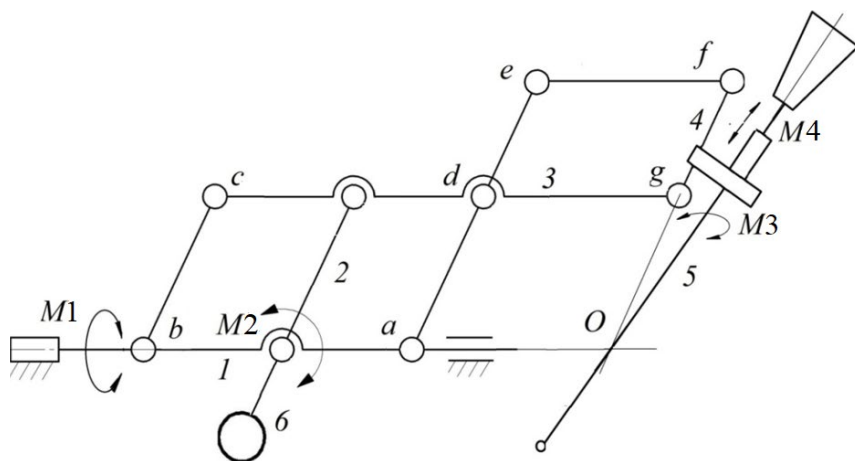


Рис. 1. Кинематическая схема механизма.

В конструкции механизма используются два параллелограмма  $abcd$  и  $defg$ , с общими звеньями  $cg$  и  $ae$ , установленными на поворотной платформе, что позволяет выходному звену копировать движение двух приводных звеньев, при этом точка  $O$  на выходном звене остается неподвижной.

Все четыре привода манипулятора используют шаговые двигатели. Привод поперечного наклона  $M1$  расположен на основании, привод продольного наклона  $M2$  установлен на поворотной платформе, а приводы вращения  $M3$  и линейного перемещения  $M4$  рабочего инструмента — на выходном звене манипулятора.

Управление приводами, состоящее в преобразовании входных сигналов с датчиков движения, поступающих на четыре логических входа, в необходимую последовательность импульсов для коммутации обмоток шаговых двигателей, осуществляется схемой, в основе которой используется процессор *Arduino uno*, который дает широкие возможности использования различных программ и алгоритмов движения в сочетании с цифровыми или аналоговыми датчиками движения [7].

Необходимость управления через малое число логических входов изначально определялось наличием выводов интерфейса процессора, оставшихся после коммутации цепей управления драйверами [8]. Для драйверов двигателей продольного и поперечного наклона это по два вывода, для драйверов вращения и продольного перемещения — по четыре вывода, т.е., суммарно двенадцать. Всего интерфейс процессора содержит двенадцать логических выводов (со 2-го по 13-й) и шесть аналоговых ( $A0$ – $A5$ ). Схема системы управления приводами манипулятора приведена на рис. 2.

Для управления драйверами *SMD-2,8mini* приводов поперечного и продольного наклона использованы выходы 2, 3 и 4, 5 соответственно. Драйвер *ULN2003A* мотор-редуктора линейного перемещения использует для управления выходы с 6-го по 9-й, а драйвер *Mini L298N* привода собственного вращения — выходы с 10-го по 13-й. Таким образом, все логические цепи использованы для управления драйверами, остается всего шесть аналоговых выводов (которые также можно использовать в качестве логических).

Четыре имеющихся привода могут находиться в трех состояниях каждый: прямое и реверсивное движение, а также состояние покоя. Суммарно это насчитывает восемь состояний движения и одно состояние неподвижности всего механизма, при условии, что двигаться в любой момент времени будет не более одного привода. Число состояний входов логического интерфейса, необходимых для управления механизмом в таком режиме, должно быть не менее девяти, включая одно состояние

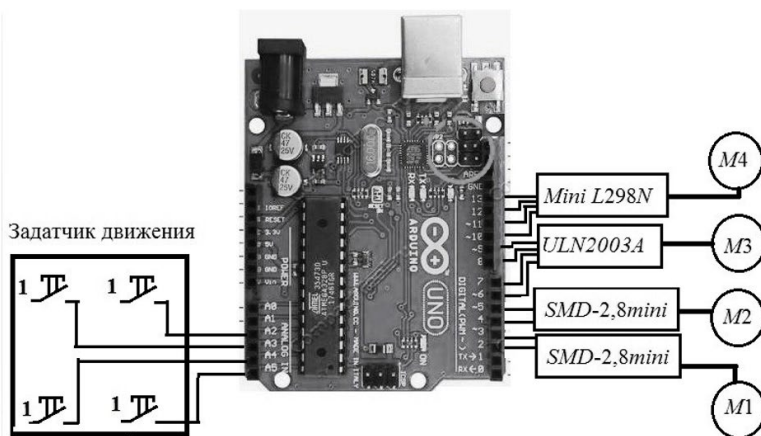


Рис. 2. Схема управления приводами манипулятора.

отсутствия сигналов управления. Такое число можно обеспечить минимально четырьмя входами, которые дают  $2^4$ , т.е., шестнадцать возможных состояний. В качестве опытного образца изготовлен pedalный задатчик с четырьмя микропереключателями, установленными на платформе для управления ногами [9]. Сигнал в систему управления манипулятором поступает через четыре провода. Общий вид задатчика представлен на рис. 3.



Рис. 3. Pedальный задатчик движения.

Конструкция позволяет стоять, не нажимая ни на один из микропереключателей, что соответствует отсутствию сигналов управления. Кроме того, опора ног на среднюю часть платформы, между передними и задними микропереключателями, не допускает одновременного их нажатия одной ногой, и как следствие, невозможность одновременного нажатия трех микропереключателей двумя ногами. Число оставшихся комбинаций равно

$$C_4^1 + C_4^2 - 2 + 1 = \frac{4!}{(4-1)!(1!)} + \frac{4!}{(4-2)!(2!)} - 2 + 1 = 9,$$

что является достаточным числом для управления четырьмя приводами.

Также для управления манипулятором используется задатчик в виде двух отдельных джойстиков для рук оператора [9]. В конструкции использованы пятипозиционные кнопки (центральный контакт не используется), каждая из которых выдает четыре логических сигнала: вверх, влево, вниз и вправо. Левый джойстик управляет приводами  $M1$  и  $M2$ , правый —  $M3$  и  $M4$ . Число проводов на выходе задатчиков равно восьми. Определим число состояний для такого двойного задатчика. Необходимо отметить, что конструкция кнопки допускает одновременное нажатие двух соседних направлений (например, вверх и вправо), что увеличивает число ненулевых состояний с четырех до восьми. Поскольку возможна одновременная работа двух джойстиков, общее число состояний для этого режима:  $8 \times 8 = 64$ , т.е., любое из восьми ненулевых состояний левого джойстика дополняется восемью состояниями одновременно нажатого правого джойстика. Всего получается состояний, с учетом одного нулевого

$$8 + 8 + 64 + 1 = 81.$$

Такое число состояний является избыточным, а при управлении в вышеописанном режиме большинство их логически недопустимо, т.к. требует одновременного

движения нескольких приводов. Кроме того, избыточным является и число выходов джойстиков, поскольку управление ведется только через 4 входа. Для блокировки недопустимых состояний джойстиков и согласования интерфейсов используется логический коммутатор, построенный также на основе процессора *Arduino uno*. Он блокирует все состояния одновременного нажатия обоих джойстиков, а также одновременное нажатие двух соседних направлений в каждом из них. Выходной сигнал коммутатора формируется в логике, использованной в педальном датчике [9]. Общий вид коммутатора и отдельных джойстиков показан на рис. 4.

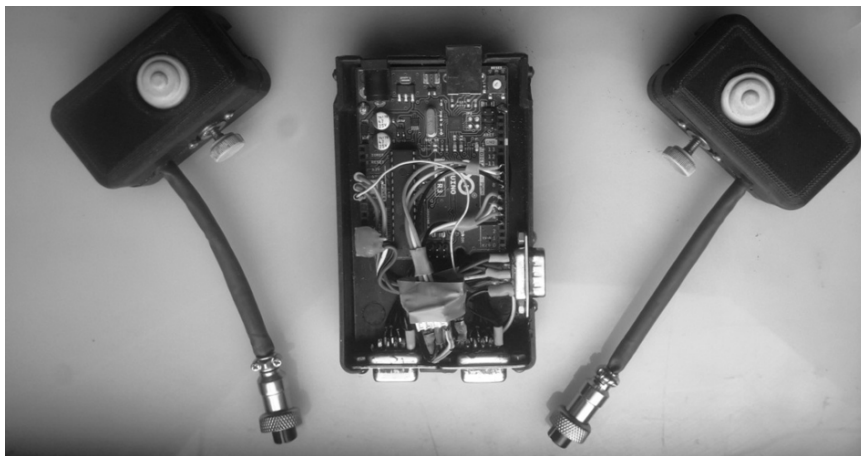


Рис. 4. Коммутатор сигналов с отдельными джойстиками.

Необходимо отметить, что управление от джойстиков предоставляет возможность более сложного управления манипулятором, включая одновременную работу двух и более приводов, но для этого необходимо увеличить число состояний входов процессора системы управления. Например, если задействовать неиспользованные входы  $A0$  и  $A1$  (рис. 2), то для шести управляющих входов число состояний составляет  $2^6$ , т.е. 64.

При одновременном движении не более, чем двух из четырех приводов (каждый привод может совершать два движения — прямое и реверсивное) общее число состояний

$$C_8^2 + C_8^1 + 1 = \frac{8!}{(8-2)!(2!)} + \frac{8!}{(8-1)!(1!)} + 1 = 37,$$

включая одно состояние неподвижности. Число состояний шести логических входов 64 достаточно для такого режима управления.

При одновременном движении до трех приводов общее число состояний

$$C_8^3 + C_8^2 + C_8^1 + 1 = \frac{8!}{(5)!(3!)} + \frac{8!}{(6)!(2!)} + \frac{8!}{(7)!(1!)} + 1 = 93.$$

При одновременном движении до четырех приводов общее число состояний

$$C_8^3 + C_8^3 + C_8^2 + C_8^1 + 1 = 70 + 56 + 28 + 8 + 1 = 163.$$

Последние два варианта управления можно реализовать путем расширения интерфейса до семи и восьми логических входов соответственно, или переходом к последовательному интерфейсу.

**Выводы. 1.** Управление в режиме постоянных скоростей вращения позволяет эффективно решать вопросы применения манипуляторов, используя ручное теле-



управление без использования обратной связи посредством простых и надежных логических задатчиков движения. **2.** Число логических входов системы, необходимых для управления, существенным образом зависит от сложности режима движения и специфики конструкции задающих устройств. **3.** При выборе способов и законов управления манипулятором необходимо выбирать наиболее простые решения, отвечающие нужным параметрам качества движения и выполняемым техническим задачам.

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А. А. Благодирова РАН и Российского государственного университета им. А. Н. Косыгина. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Ганиев Р. Ф., Глазунов В. А., Филиппов Г. С.* Актуальные проблемы машиноведения и пути их решения. Волновые и аддитивные технологии, станкостроение, роботохирургия // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 16.
2. *Freschi C., Ferrari V., Melfi F., Ferrari V., Mosca F., Cuschieri A.* Technical review of the daVinci surgical telemanipulator // The Int. J. of Medical Robotics and Computer Assisted Surgery. 2013. V. 9. P. 394.
3. *Ohmura Y., Nakagawa M., Suzuki H., Kotani K., Teramoto A.* Feasibility and Usefulness of a Joystick-Guided Robotic Scope Holder (Soloassist) in Laparoscopic Surgery // Visceral Medicine. 2018. V. 34. P. 37.
4. *Глазунов В. А., Ларюшкин П. А., Шалюхин К. А.* Структура, кинематика и прототипирование параллельного манипулятора с удаленным центром вращения // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2023. № 6. С. 54.
5. *Zhang X., Lehman A., Nelson C. A., Farritor S. M., Oleynikov D.* Cooperative robotic assistant for laparoscopic surgery: CoBRASurge // The 2009 IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems October 11–15, 2009 St. Louis, USA, 2009. P. 5540.
6. *Филиппов Г. С., Глазунов В. А., Алешин А. К. и др.* Перспективы применения механизмов параллельной структуры в зондовой диагностике плазменных потоков // Лесной вестник. 2019. Т. 23 (6). С. 88.
7. *Warren J.-D., Adams J., Molle H.* Arduino for Robotics. In: Arduino Robotics. NY: Apress, Berkeley, 2011. 628 p.
8. *Shalyukhin K. A.* Control of a Four-Coordinate Manipulator with a Remote Center of Motion // J. of Mach. Manuf. and Reliab. 2024. V. 53 (1). P. 73.
9. *Шалюхин К. А.* Разработка задатчиков движения для управления роботизированными системами с постоянной точкой ввода инструмента // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2023. № 9 (762). С. 45.  
<https://doi.org/10.1109/iros.2009.5354446>

---

---

**МЕХАНИКА МАШИН**

---

---

УДК 534.1

**КОЛЕБАНИЯ СИСТЕМ, ОБЛАДАЮЩИХ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ СИММЕТРИЕЙ. ВЛИЯНИЕ АСИММЕТРИИ**

© 2024 г. Л. Я. Банах

*Институт машиноведения им. А. А. Благодравова, Москва, Россия  
e-mail: banl@inbox.ru*

Поступила в редакцию 21.03.2024 г.

После доработки 03.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

Исследуются колебания механических систем, обладающих геометрической симметрией. Показано, что в системах с малой асимметрией возникает расщепление кратных собственных частот, что приводит к неустойчивости вынужденных колебаний в этой частотной области, а также возникновению биений при собственных колебаниях. В механических системах симметрично расположенные элементы конструкции имеют, как правило, несколько степеней свободы или являются отдельными подсистемами. Поэтому введены блочные операторы симметрии и базисные векторы, характеризующие взаимодействия этих элементов конструкции, обусловленных условиями симметрии. Показано, что для систем с иерархией симметрий результирующий оператор симметрии равен произведению операторов, соответствующих каждой группе симметрии. Найдено, что базисные векторы для данного типа симметрии остаются такими же и для нелинейных систем с тем же типом симметрии. Их использование позволяет разделить исходные уравнения с нечетной функцией нелинейности на независимые нелинейные уравнения, каждое из которых описывает свою координату. Используется математический аппарат теории представления групп.

*Ключевые слова:* колебания, симметрия, обобщенные базисные векторы, рамы, нелинейные системы, теория групп

**DOI:** 10.31857/S0235711924050025, **EDN:** NURYFE

**Постановка задачи.** Системы, имеющие симметричную структуру, широко распространены в природе и технике. Они используются, например, в промышленном и гражданском строительстве, в авиационных и космических технологиях, в роторных системах. Их применение удобно из требований технологии, типизации. Кроме того, системы с симметричной структурой обладают целым рядом динамических свойств, которые делают их применение чрезвычайно удобным. Так, в частности, в симметричных системах: 1) отсутствует связь между поступательными и поворотными перемещениями при свободных колебаниях; 2) при поворотных колебаниях имеется «спокойная» точка — центр симметрии, что важно для проблем виброизоляции; 3) их поведение хорошо прогнозируемо, и в ряде случаев возможно аналитическое решение.

Особенно важно отметить, что такие свойства присущи как линейным, так и нелинейным системам, и их изучение является целью настоящей статьи.

Исследованию статике и динамики систем с учетом симметрии конструкций посвящена обширная литература [1–6].

Универсальным методом исследования систем с дискретной симметрией является теория представления конечных групп (теории дискретных групп) [7–9]. Этот подход позволяет найти основные динамические особенности систем, используя лишь свойства симметрии, не решая уравнения движений. В теории групп применяются проективные операторы симметрии  $\mathbf{P}$  и базисные векторы  $\mathbf{V} = \mathbf{P}\mathbf{x}$ , которые определяются только типом симметрии системы.

**Обобщенные операторы симметрии и формы колебаний.** Применение теории представления групп для задач механики имеет ряд особенностей. Так, в частности, симметрично расположенные элементы конструкции (узлы симметрии) могут иметь  $n$  степеней свободы. Более того, в качестве таких элементов могут быть также подсистемы со своей группой симметрии. Поэтому требуется обобщение имеющихся подходов для таких систем.

Если каждый элемент симметричной системы имеет только одну координату, тогда базисные векторы  $V_i$  — это скаляры, определяющие формы колебаний такой системы. Однако, если элемент содержит  $n$  степеней свободы, то целесообразно использовать блочные векторы, в которых каждый блок имеет  $n$ -й порядок [4, 10]. Обобщенные блочные базисные векторы характеризуют взаимодействия симметрично расположенных многомерных элементов системы, полагая их твердыми телами. Их можно трактовать как «симметричные» формы колебаний для твердотельного приближения расчетной модели. Далее для краткости мы будем называть обобщенные базисные векторы симметричными *типами* колебаний.

Используя блочные базисные векторы  $\mathbf{V}$ , можно при необходимости определить и собственные формы колебаний, описывающие каждую координату в отдельности в  $n$ -мерном узле. Для этого достаточно определить формы колебаний  $\Phi_1$  отдельного узла, рассматривая его как парциальную подсистему. Образуя затем матрицу  $\Phi = [\Phi_1 \dots \Phi_n]$ , где  $n$  — число степеней свободы узла, найдем произведение матриц

$$\Phi\mathbf{P} = \mathbf{H},$$

где  $\mathbf{H}$  и определит собственные формы колебаний.

Прежде, чем переходить к изучению колебаний общего случая симметричной системы, поясним введенные выше понятия на простом примере двухмассовой системы (рис. 1), симметричной относительно вертикальной оси и совершающей вследствие этого только симметричные и кососимметричные формы колебаний.

Система состоит из двух одинаковых твердых тел 1 и 2, каждое из которых имеет две степени свободы — перемещение вдоль осей  $(x, y)$ ; угловые колебания для простоты не учитываем. Тела имеют упругое закрепление вдоль осей  $x, y$ , с коэффициентами главной и взаимной жесткости, равными  $k_1, k_2, k_{12}$ , соответственно. Масса тел равна  $M$ , и они связаны между собой упругим элементом 3, жесткость которого

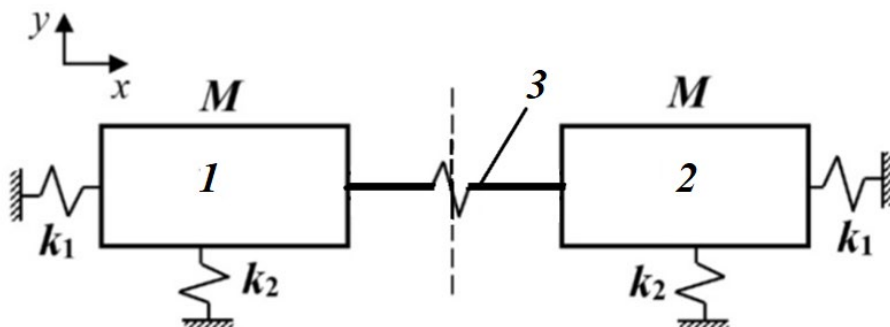


Рис. 1. Двухмассовая система, симметричная относительно вертикальной оси  $y$ .

вдоль осей  $x$ ,  $y$  равна соответственно  $K_1$ ,  $K_2$ . Уравнение свободных колебаний такой системы имеет вид

$$D = \begin{bmatrix} -M\lambda^2 + k_1 + k_{12} + K_1 & -k_{12} & -K_1 & & \\ & -k_{12} & -M\lambda^2 + k_2 + k_{12} + K_2 & & -K_2 \\ & -K_1 & & -M\lambda^2 + k_1 + k_{12} + K_1 & -k_{12} \\ & & -K_2 & -k_{12} & -M\lambda^2 + k_2 + k_{12} + K_2 \end{bmatrix} = 0. \quad (1)$$

Если бы каждое тело имело только одну степень свободы, например  $x$ , то известное линейное преобразование координат

$$\begin{bmatrix} x_{\text{сим}} \\ x_{\text{кс}} \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix},$$

приводило бы к разделению исходных уравнений на два независимых, описывающих симметричные и кососимметричные колебания соответственно. Но в случае двух степеней свободы в узле необходимо обобщение этого преобразования. Оно теперь имеет вид блочной матрицы

$$P_2 = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} E & E \\ E & -E \end{bmatrix}, \quad E = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (2)$$

где  $E$  — единичная матрица  $2 \times 2$ .

Тогда найдем из (1)

$$D^* = P_2^T D P_2 = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} -M\lambda^2 + k_1 & k_{12} & & & \\ k_{12} & -M\lambda^2 + k_2 & & & \\ & & -M\lambda^2 + k_1 + 2K_1 & k_{12} & \\ & & k_{12} & -M\lambda^2 + k_2 + 2K_2 & \end{bmatrix} = 0. \quad (3)$$

Таким образом, исходные уравнения распались на два независимых блока, имеющих очевидный физический смысл: левый верхний блок описывает синхронные колебания тел 1 и 2 при которых упругая связь 3 между ними не работает; правый нижний блок описывает кососимметричные колебания тел в противофазе, при этом узел колебаний находится в середине упругого элемента 3. В уравнении (3) этому соответствует жесткое закрепление этого узла, в результате чего величина жесткости удваивается и становится равной  $2K_1$ ,  $2K_2$ . Следовательно, базисные векторы (2) являются обобщенными формами (типами) колебаний.

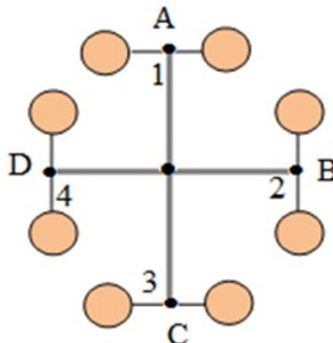


Рис. 2. Система с иерархией симметрий: 1–4 — узлы с группой симметрии  $C_{4v}$ , подсистемы А, В, С, D — с группой симметрии  $C_{2v}$ .

*Системы с иерархией симметрий.* Рассмотрим теперь случай систем с иерархией симметрий, когда узлы симметрии сами являются подсистемами, имеющими свою группу симметрии. Например, система, представленная на рис. 2, имеет группу симметрии  $C_{4v}$  (типа квадрата), а ее узлы 1–4 — подсистемы А, В, С, D с 2-мя степенями свободы — совершают симметричные и кососимметричные колебания, т.е. имеют группу симметрии  $C_{2v}$ , (в теории групп системы с циклической симметрией типа  $n$ -угольника обозначают символом  $C_{nv}$ ).

Найдем вначале проективный оператор  $P_4$  [8, 9] системы (рис. 2), считая подсистемы А, В, С, D твердыми телами и полагая  $E$  ( $2 \times 2$ )

$$P_4 = \begin{bmatrix} E & E & E & E \\ E & -E & -E & E \\ E & E & -E & -E \\ E & -E & E & -E \end{bmatrix}.$$

Затем определим проективный оператор  $P_2$  (2) для подсистем, рассматривая их как парциальные. Тогда матричное произведение

$$P^* = P_2 P_4 = \begin{bmatrix} P_2 & P_2 & P_2 & P_2 \\ P_2 & -P_2 & -P_2 & P_2 \\ P_2 & P_2 & -P_2 & -P_2 \\ P_2 & -P_2 & P_2 & -P_2 \end{bmatrix},$$

определил проективный оператор  $P^*$  рассматриваемой иерархической системы. Таким образом, результирующий оператор равен произведению операторов, отвечающих твердотельной модели и парциальных подсистем, т.е. происходит как бы произведение симметрий. Такой вид решения определяет возникновение модулированных колебаний, модулируемых низшей частотой, отвечающей, как правило, твердотельной модели. Поэтому обобщенные базисные векторы позволяют выявить основные динамические свойства симметричной системы, являясь первой ступенью иерархии при построении расчетной модели. Отметим еще, что оператор симметрии  $P$  описывает колебания любых точек системы, расположенных в соответствии с рассматриваемой группой симметрии.

Заметим, что этот результат аналогичен полученному ранее результату при анализе периодических структур, образованных периодическими подсистемами [11], и такая аналогия вполне ожидаема. Действительно в [11] показано, что результирующее решение для таких периодических систем можно представить в виде произведения волновых функций, отвечающих колебаниям системы без учета упругих свойств подсистем и самих подсистем, рассматривая их как парциальные. В случае вынужденных колебаний это приводит к появлению модулированных колебаний. В то же время, симметричные структуры также можно рассматривать как периодические структуры, т.е. системы с трансляционной симметрией, но при граничных условиях, соответствующих замыканию концов периодической структуры.

**Колебания симметричных рам. Влияние асимметрии и возникновение биений.** Рассмотрим колебания симметричной рамы (рис. 3а).

Запишем уравнения колебаний рамы, используя метод конечных элементов (МКЭ) [12–14] в аналитической форме [4, 10]. Проанализируем плоские колебания рамы в плоскости  $(x, y)$ . Положим для простоты, что каждый пролет рамы 1–2, ..., 6–1 можно представить как один конечный элемент (хотя полученные далее результаты будут справедливы и в общем случае  $n$  конечных элементов). Матрица жесткости для 1-го и 2-го концов плоского балочного элемента в плоскости  $(x, y)$  (рис. 3б) имеет вид блочной матрицы, описывающей поступательные перемещения  $u$  и угол поворота сечения  $\theta$  вокруг поперечной оси [12–14]

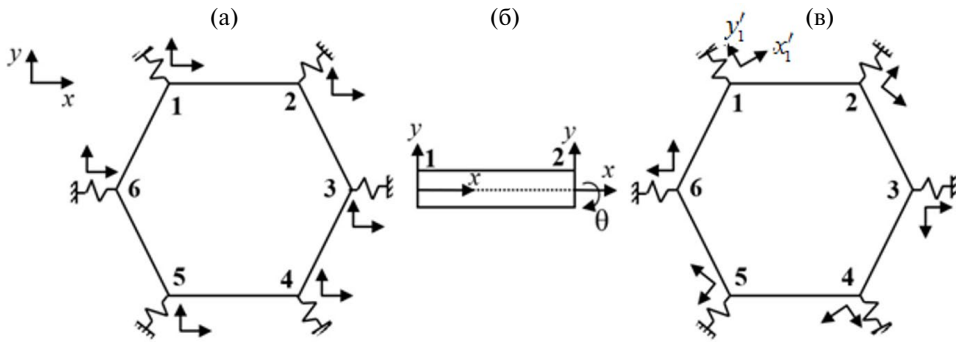


Рис. 3. Симметричная шестиугольная рама: (а) — направление осей координат при расчете МКЭ; (б) — плоский конечный элемент; (в) — «симметричная» система координат.

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}^{11} & \mathbf{K}^{12} \\ \mathbf{K}^{21} & \mathbf{K}^{22} \end{bmatrix}; \quad \mathbf{K}^{11} = \begin{bmatrix} \frac{12EI}{l^3} & \frac{6EI}{l^2} \\ \frac{6EI}{l^2} & \frac{4EI}{l} \end{bmatrix}.$$

В МКЭ традиционно направления осей координат выбираются одинаковыми в каждой точке расчета (рис. 3а). Матрицы жесткости и матрицы инерции элементов, входящих в  $i$ -й узел симметрии рамы, записываются в этих осях с помощью поворота местных осей координат конечных элементов на угол  $\vartheta_i$ , соответствующий данному узлу. Это означает умножение координат на матрицу поворота

$$\theta_i = \begin{bmatrix} \cos \vartheta & -\sin \vartheta \\ \sin \vartheta & \cos \vartheta \end{bmatrix}_i.$$

Численные расчеты на основе МКЭ проводятся на основе стандартных программ, однако выявление *общих закономерностей* возможно только с использованием аналитических, и, в частности, теоретико-групповых подходы. Для проведения аналитических исследований выберем локальную систему координат  $(x'_i, y'_i)$  ( $i = 1, \dots, n$ ), симметричную относительно каждого узла (рис. 3в): ось  $y'_i$  направлена по биссектрисе соответствующего узла и, следовательно, оси координат для каждого последующего узла поворачиваются на угол, равный  $2\pi/n$ . На рис. 3в в качестве примера приведено обозначение этих осей для 1-го узла ( $i = 1$ ). В этой системе координат, каждый узел симметрии расположен совершенно идентично и поэтому матрица, описывающая колебания, состоит из одинаковых блоков и приобретает особенно простой вид, не зависящий от нумерации узлов. Так, для  $n$ -угольной симметричной рамы получим

$$\mathbf{D}_n = \begin{matrix} \text{узлы} & 1 & 2 & 3 & \dots & n-1 & n \\ \begin{bmatrix} \mathbf{d}_{11} & \mathbf{d}_{12} & 0 & \dots & 0 & \mathbf{d}_{21} \\ \mathbf{d}_{21} & \mathbf{d}_{11} & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \mathbf{d}_{11} & 0 & 0 & \dots & \mathbf{d}_{21} & \mathbf{d}_{11} \end{bmatrix} & -\lambda \mathbf{M}; \end{matrix} \quad (4)$$

$$\mathbf{d}_{11} = \theta_\varphi^{tr} \mathbf{K}_{11} \theta_\varphi + \theta_{-\varphi}^{tr} \mathbf{K}_{22} \theta_{-\varphi} + k, \quad (5)$$

$$\mathbf{d}_{12} = \mathbf{d}_{21} = \theta_\varphi^{tr} \mathbf{K}_{12} \theta_{-\varphi}.$$

Координаты  $(x, y)$  в исходной традиционной системе координат (рис. 3а) и в «симметричной»  $(x', y')$  (рис. 3в) связаны соотношением

$$\mathbf{X}' = \boldsymbol{\theta}\mathbf{X}, \quad \boldsymbol{\theta} = \text{diag}[\boldsymbol{\theta}_0 \quad \dots \quad \boldsymbol{\theta}_{m0}],$$

где  $\boldsymbol{\theta}_{i0}$  — матрица поворота  $i$ -го узла на угол между исходной и «симметричной» осями координат.

Линейное преобразование координат (5) не меняет спектральных свойств системы, следовательно, собственные частоты системы, записанной в традиционной и «симметричной» системе координат, будут одинаковы.

Как видно, строки в матрице (4) получаются друг из друга путем циклической перестановки координат, что и является признаком геометрической симметрии системы.

Этот подход, очевидно, остается справедливым и в общем случае пространственных колебаний.

Найдем теперь основные динамические свойства симметричных рам на примере 4-угольной симметричной (квадратной) рамы, наиболее часто встречающейся в приложениях как основание для размещения оборудования (рис. 4а).

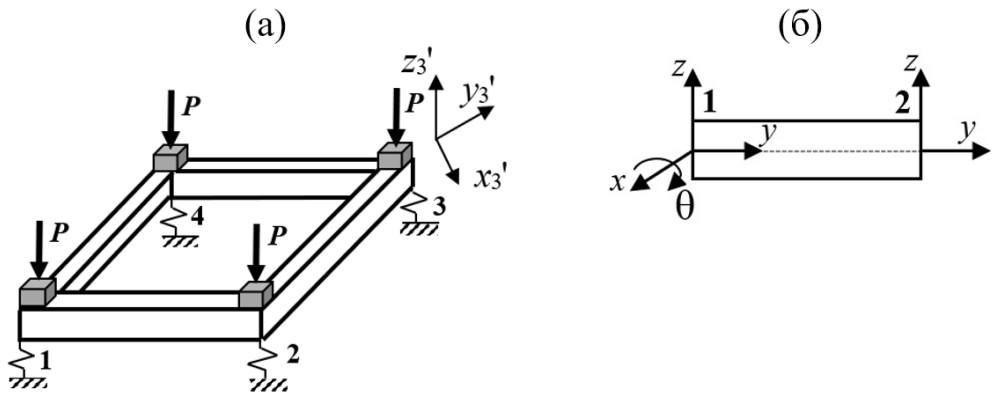


Рис. 4. Четырехугольная симметричная рама: (а) — квадратная амортизированная рама; (б) — плоский вертикальный балочный элемент.

Рама установлена на амортизаторах, жесткость которых равна  $k_{\text{ам}}$ . Рассмотрим колебания рамы в вертикальной плоскости. Предполагаем, как и выше, что рама образована балочными элементами. Здесь каждый конец плоского балочного конечного элемента (рис. 4б) описывает две координаты: перемещение вдоль вертикали  $z$  и угол поворота сечения  $\theta$  вокруг поперечной оси.

Как и выше, выберем в каждом узле «симметричную» систему координат  $(x_i', y_i', z_i')$  ( $i = 1, 2, 3, 4$ ), в которой ось  $z_i'$  направлена вертикально вверх, а ось  $y_i'$  вдоль биссектрисы соответствующего узла. На рис. 4а показаны в качестве примера оси координат  $x_3', y_3', z_3'$  для 3-го узла. Уравнение колебаний рамы в этих осях имеет вид, аналогичный (4)

$$\mathbf{D}_4 = \begin{bmatrix} \mathbf{d}_{11} + k_{\text{ам}} & \mathbf{d}_{12} & & \mathbf{d}_{21} \\ & \mathbf{d}_{11} + k_{\text{ам}} & \mathbf{d}_{12} & \\ & & \mathbf{d}_{11} + k_{\text{ам}} & \mathbf{d}_{12} \\ \text{symm} & & & \mathbf{d}_{11} + k_{\text{ам}} \end{bmatrix} - \lambda \mathbf{M} = 0, \quad (6)$$

где  $\mathbf{d}_{11}$  определяются аналогично (5).

Проективный оператор  $\mathbf{P}_4$  и базисные векторы (типы колебаний)  $\mathbf{V}_4$  для 4-угольной рамы [8, 9]

$$\mathbf{P}_4 = \begin{bmatrix} \mathbf{E} & \mathbf{E} & \mathbf{E} & \mathbf{E} \\ \mathbf{E} & -\mathbf{E} & -\mathbf{E} & \mathbf{E} \\ \mathbf{E} & \mathbf{E} & -\mathbf{E} & -\mathbf{E} \\ \mathbf{E} & -\mathbf{E} & \mathbf{E} & -\mathbf{E} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{V}_4 = \begin{bmatrix} \mathbf{X}_1 = \mathbf{X}_2 = \mathbf{X}_3 = \mathbf{X}_4 \\ \mathbf{X}_1 = -\mathbf{X}_2 = -\mathbf{X}_3 = \mathbf{X}_4 \\ \mathbf{X}_1 = \mathbf{X}_2 = -\mathbf{X}_3 = -\mathbf{X}_4 \\ \mathbf{X}_1 = -\mathbf{X}_2 = \mathbf{X}_3 = -\mathbf{X}_4 \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Отсюда следует, что типы колебаний 4-угольной рамы следующие: 1) низший 1-й тип колебаний соответствует перемещению всех узлов в фазе, а высший 4-я — в противофазе; 2) собственные частоты 2-го и 3-го типов колебаний описывают поворотные колебания рамы относительно осей  $x$ ,  $y$  соответственно; они имеют кратность, равную двум, а типы колебаний получаются круговой перестановкой друг друга.

Применяя к матрице  $\mathbf{D}_4$  (6) групповое преобразование (7), найдем

$$\mathbf{D}_4^* = \mathbf{P}_4^{\text{tr}} \mathbf{D}_4 \mathbf{P}_4 = \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{11} & & & \\ & \mathbf{D}_{22} & \mathbf{D}_{23} & \\ & \mathbf{D}_{23}^{\text{tr}} & \mathbf{D}_{32} & \\ & & & \mathbf{D}_{44} \end{bmatrix}_4 - \lambda \mathbf{M} = 0. \quad (8)$$

Таким образом, исходная матрица разделилась на независимые блоки, каждый из которых описывает свой тип колебаний: блок  $\mathbf{D}_{11}^*$  описывает синфазные колебания всех узлов рамы; блок  $\mathbf{D}_{44}^*$  — противофазные колебания, а сдвоенные диагональные блоки  $\mathbf{D}_{22}^*$ ,  $\mathbf{D}_{23}^*$ ,  $\mathbf{D}_{33}^*$  соответствуют кратным частотам, описывающим поворотные колебания вокруг ортогональных осей. Сдвоенные блоки, получаются в результате того, что соответствующие им базисные векторы в (7) не ортогональны между собой.

Предположим далее, что имеется некоторый разброс жесткостей балочных элементов и амортизаторов. Тогда система перестает быть строго симметричной и в матрице (8) появятся малые добавки  $\delta_i \ll \varepsilon$ , описывающие эту асимметрию

$$\mathbf{D}_4^* = \mathbf{P}_4^{\text{tr}} \mathbf{D}_4 \mathbf{P}_4 = \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{11}^* & \delta_{12} & \delta_{13} & \delta_{14} \\ \delta_{21} & \mathbf{D}_{22}^* & \mathbf{D}_{23}^* + \delta_{21} & \delta_{24} \\ \delta_{31} & \mathbf{D}_{32}^* + \delta_{21} & \mathbf{D}_{33}^* & \delta_{34} \\ \delta_{41} & \delta_{42} & \delta_{43} & \mathbf{D}_{44}^* \end{bmatrix} - \lambda \mathbf{M}^* = 0. \quad (9)$$

Структура матрицы  $\mathbf{D}_4^*$  (9) асимметричной системы совпадает с матрицей слабосвязанных систем. Степень взаимодействия подсистем определяется безразмерными коэффициентами энергетической связи [10]

$$\alpha_{ij}^{pr} = \frac{(\mathbf{h}_i^p)^T \mathbf{K}_{ij} \mathbf{h}_j^r}{(\lambda_i^{(p)} \lambda_j^{(r)})^{1/2}}, \quad p = 1 \dots n_i, \quad r = 1 \dots n_j,$$

где  $\mathbf{h}_i$ ,  $\lambda_i$  — собственные векторы и собственные частоты  $i$ -й парциальной подсистемы;  $\mathbf{K}_{ij}$  — матрица жесткости связи между подсистемами  $i$  и  $j$ . Этот коэффициент отражает отношение работы, произведенных связями между подсистемами к энергии этих парциальных подсистем.

При решении слабосвязанных систем, когда  $\alpha_{ij}^{pr} < \varepsilon$ , применяются методы теории возмущений. При отсутствии кратных собственных частот поправки, как для частот, так и для собственных векторов будут иметь порядок  $\varepsilon$ . Однако, в случае кратных собственных частот  $\lambda_r = \lambda_{r+1}$  происходит их расщепление, собственные



векторы при этом резко меняются и определяются в виде линейной комбинации соответствующих собственных векторов [10]

$$\lambda_{i,i+1} = \lambda_{i0} \pm \alpha_{is} \Delta\lambda + o(\epsilon^2), \quad \mathbf{h}_i = \mathbf{h}_i \pm \mathbf{h}_{i+1} + \epsilon s_{ij} \mathbf{h}_i + o(\epsilon). \quad (10)$$

Из (10) следует, что вследствие малой расстройки частот  $\lambda_r, \lambda_{r+1}$  частотная полоса  $\lambda_{i0} \pm \alpha_{is} \Delta\lambda$  характеризуется неустойчивостью при вынужденных колебаниях, когда формы колебаний резко меняются при малом изменении частоты, а при собственных колебаниях в окрестности этой частоты возникает режим биений. Этот результат особенно важен для симметричных систем, поскольку они имеют кратные корни.

**Колебания квадратной рамы при наличии асимметрии. Пример расчета.** В качестве примера рассмотрим вертикальные колебания квадратной амортизированной рамы (рис. 4а) при малой асимметрии, возникающей вследствие разброса жесткостных параметров.

Рама образована балочными элементами со следующими параметрами: длина  $l = 0.3$  м,  $b = h = 0.08$  жесткость амортизаторов  $k_{i \text{ ам}} = 0.1 \cdot 10^{11}$  Н/м. Инерционные элементы  $M = 20$  кг полагаем расположенными в узлах. Расчеты проводились с помощью программы matrixcalc.org.

Собственные частоты симметричной рамы  $\omega$  (рад/с): 71; 210; 210; 290 собственные формы совпадают с (7).

Предположим теперь, что имеется разброс жесткостных параметров: жесткость балки между узлами 1–2 стала меньше на 0.1%, жесткость балки 2–3 — на 0.2%, жесткость балки 3–4 — больше на 0.2%, жесткость балки 4–1 осталась без изменений.

Собственные частоты  $\omega$  (рад/сек): 71; 207; 212; 290. Соответствующие собственные формы: (1; 1; 1; 1), (–0.9; –1.1; 1; 1), (1.2; –1.1; –1.1; 1), (–0.9; 0.8; –0.9; 1). Таким образом, видим, что в результате асимметрии возникает расслоение кратных собственных частот. При вынужденных колебаниях в окрестности этих частоты происходит резкое изменение амплитуд колебаний при малом изменении частот возбуждения.

На рис. 5а, б представлены амплитуды колебаний асимметричной рамы при частотах возбуждения  $\omega_1 = 2.07$  рад/с (рис. 5а) и  $\omega_2 = 212$  рад/с (рис. 5б). Отношение амплитуд колебаний  $A_i$   $i$ -го узла ( $i = 1, 2, 3, 4$ ) к амплитуде возмущающей силы  $F$ :  $A_i/F$  на этих частотах следующие:

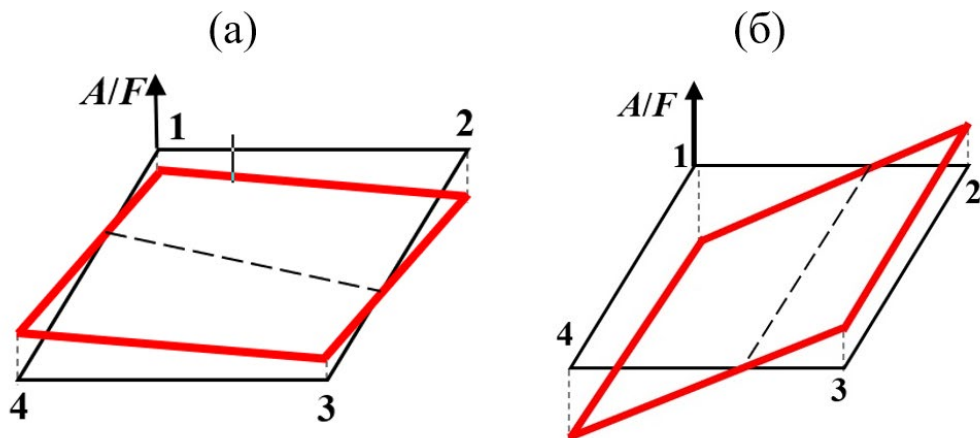


Рис. 5. Вынужденные колебания асимметричной рамы: (а) — возбуждение с частотой  $\omega = 207$  рад/с; (б) — возбуждение с частотой  $\omega = 212$  рад/с.

$$\omega_1 = 207 \text{ рад/с} : A_i / F : (-0.3, -0.42, 0.11, 0.3);$$

$$\omega_2 = 212 \text{ рад/с} : A_i / F : (-0.7, 0.3, 0.4, -0.5).$$

Как видим, амплитуды колебаний каждого узла рамы 1–4 резко меняются при малом изменении частоты возбуждения всего на 5 рад/с < 1 Гц. Пунктиром на рис. 5а, б выделены узловые оси, вокруг которых происходит поворот рамы при колебаниях. Как следует из сравнения рис. 5а, б, эти оси также существенно отличаются.

**Формы колебаний нелинейных симметричных систем.** Покажем, что полученные выше результаты можно применить и для определения нормальных форм колебаний нелинейных систем, обладающих геометрической симметрией.

Понятие формы колебаний нелинейной системы впервые ввел Р. М. Розенберг [15]. Он также выделил класс нелинейных систем, допускающих прямолинейные нормальные формы колебаний, к которым, в частности, относятся симметричные системы с потенциальной энергией. Проблема нормальных колебаний в нелинейных системах посвящены также работы [16–18].

Для определения нормальных форм колебаний нелинейных систем, обладающих симметрией, можно предложить двухэтапный способ решения. На первом этапе используются базисные векторы  $V_i$ , учитывающие тип симметрии системы. Покажем, что и в нелинейных симметричных системах базисные векторы будут такими же, как и в линейном случае, и приведут к разделению исходных уравнений на независимые нелинейные уравнения для каждой координаты. Необходимым условием для этого является требование нечетности нелинейной функции.

Запишем уравнения квадратной рамы в «симметричной» системе координат (рис. 4), полагая, что каждый узел рамы 1–4 теперь описывается только одной координатой  $x_i$  ( $i = 1-4$ ). Предположим, что балочные элементы, связывающие узлы  $i, i + 1$ , описываются нелинейной функцией  $f_{I,i+1}(x_{I+1} - x_i)$ . Получим следующие уравнения:

$$m\ddot{x}_1 = f_{11}(x_1) - f_{12}(x_1 - x_2) - f_{12}(x_1 - x_4); \tag{11}$$

$$m\ddot{x}_2 = f_{11}(x_2) - f_{12}(x_2 - x_1) - f_{12}(x_2 - x_3); \tag{12}$$

$$m\ddot{x}_3 = f_{11}(x_3) - f_{12}(x_3 - x_2) - f_{12}(x_3 - x_4); \tag{13}$$

$$m\ddot{x}_4 = f_{11}(x_4) - f_{12}(x_4 - x_3) - f_{12}(x_4 - x_1). \tag{14}$$

В силу нечетности нелинейных функций:  $f(-x) = -f(x)$ .

Применяя к (11)–(14) оператор Р (7), найдем эквивалентную систему уравнений (15)–(18) в виде

$$\left. \begin{aligned} m\ddot{x}_1 + m\ddot{x}_2 + m\ddot{x}_3 + m\ddot{x}_4 &= f_{11}(x_1) + f_{11}(x_2) + f_{11}(x_3) + f_{11}(x_4) - f_{12}(x_1 - x_2) - f_{12}(x_1 - x_4) - \\ &\quad - f_{12}(x_2 - x_1) - f_{12}(x_2 - x_3) - f_{12}(x_3 - x_2) - f_{12}(x_3 - x_4) - f_{12}(x_4 - x_3) - f_{12}(x_4 - x_1) \\ m\ddot{x}_1 - m\ddot{x}_2 - m\ddot{x}_3 + m\ddot{x}_4 &= f_{11}(x_1) - f_{11}(x_2) - f_{11}(x_3) + f_{11}(x_4) - f_{12}(x_1 - x_2) - f_{12}(x_1 - x_4) + \\ &\quad + f_{12}(x_2 - x_1) + f_{12}(x_2 - x_3) + f_{12}(x_3 - x_2) + f_{12}(x_3 - x_4) - f_{12}(x_4 - x_3) - f_{12}(x_4 - x_1) \\ m\ddot{x}_1 + m\ddot{x}_2 - m\ddot{x}_3 - m\ddot{x}_4 &= f_{11}(x_1) + f_{11}(x_2) - f_{11}(x_3) - f_{11}(x_4) - f_{12}(x_1 - x_2) - f_{12}(x_1 - x_4) - \\ &\quad - f_{12}(x_2 - x_1) - f_{12}(x_2 - x_3) + f_{12}(x_3 - x_2) + f_{12}(x_3 - x_4) + f_{12}(x_4 - x_3) + f_{12}(x_4 - x_1) \\ m\ddot{x}_1 - m\ddot{x}_2 + m\ddot{x}_3 - m\ddot{x}_4 &= f_{11}(x_1) - f_{11}(x_2) + f_{11}(x_3) - f_{11}(x_4) - f_{12}(x_1 - x_2) - f_{12}(x_1 - x_4) + \\ &\quad + f_{12}(x_2 - x_1) + f_{12}(x_2 - x_3) - f_{12}(x_3 - x_2) - f_{12}(x_3 - x_4) + f_{12}(x_4 - x_3) + f_{12}(x_4 - x_1) \end{aligned} \right\} \tag{15}$$

Далее на следующем этапе подставляем в систему уравнений (15) базисные векторы (7)

$$\begin{aligned}
 x_1 &= x_2 = x_3 = x_4, \\
 x_1 &= -x_2 = -x_3 = x_4, \\
 x_1 &= x_2 = -x_3 = -x_4, \\
 x_1 &= -x_2 = x_3 = -x_4.
 \end{aligned}$$

В результате получим, учитывая нечетность функции  $f(x)$ ,

$$\begin{aligned}
 m\ddot{x}_1 &= f_{11}(x_1), \\
 m\ddot{x}_2 &= f_{11}(x_2) - 0.5f_{12}(2x_2) - 0.5f_{12}(2x_3), \\
 m\ddot{x}_3 &= f_{11}(x_3) - 0.5f_{12}(2x_2) - 0.5f_{12}(2x_3), \\
 m\ddot{x}_4 &= f_{11}(x_4) - 2f_{12}(2x_4).
 \end{aligned} \tag{16}$$

Эти преобразования, очевидно, представляют собой скалярный аналог матричных преобразований, использованных выше, что легко проверить непосредственно.

Таким образом, получили независимые нелинейные уравнения (16) для каждой координаты в отдельности. Как и выше, уравнения для 2-й и 3-й форм колебаний оказались связанными в силу неортогональности базисных векторов (7).

На втором этапе для окончательного определения нормальных форм колебаний системы необходимо решить нелинейные уравнения (16) и найти амплитудно-частотную характеристику для каждой координаты нелинейной системы.

**Выводы.** Для симметричных систем, в которых узлы симметрии имеют несколько степеней свободы, введены блочные операторы симметрии и базисные векторы. Показано, что блочные базисные векторы характеризуют взаимодействия симметрично расположенных элементов конструкции, полагая их твердыми телами. Их можно трактовать как «симметричные» формы колебаний для твердотельного приближения расчетной модели.

Для систем с малой асимметрией возникает расслоение кратных собственных частот. Это приводит к неустойчивости вынужденных колебаний в данной частотной области, а также возникновению биений при собственных колебаниях.

Базисные векторы для такого типа симметрии остаются такими же и для нелинейных систем, имеющих тот же тип симметрии. Их использование позволяет разделить исходные уравнения с нечетной функцией нелинейности на независимые нелинейные уравнения, каждое из которых описывает свою координату.

Для систем с иерархией симметрий показано, что результирующий оператор симметрии равен произведению операторов, соответствующих каждой группе симметрии.

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета ИМАШ РАН. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Zingoni A.* Group-theoretic exploitations of symmetry in computational solid and structural mechanics // *Int. J. Numer. Meth. Engng* 2009. V. 79 (3). P. 253. <https://doi.org/10.1002/nme.2576>
2. *Дьяченко М.И., Павлов А.М., Темнов А.Н.* Продольные упругие колебания многоступенчатой жидкостной ракеты-носителя // *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана*. 2015. № 5. С. 14. <https://doi.org/10.18698/0236-3941-2015-5-14-24>
3. *Костюк А.Г.* Динамика и прочность турбомашин. М.: Изд-во МЭИ, 2000. 480 с.
4. *Banakh L. Ya., Kempner M. L.* Vibrations of Mechanical Systems with Regular Structure. Heidelberg, New York, London: Springer, 2010. 261 p. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-03126-7>

5. *Srinivasan A. V.* Vibrations of Bladed-Disk Assemblies — A Selected Survey (Survey Paper) Vib., Acoust., Stress, and Reliab. Apr. 1984. V. 106 (2). P. 165.  
<https://doi.org/10.1115/1.3269162>
6. *Samaranayake G., Samaranayake A., Bajaj K.* Resonant vibrations in harmonically excited weakly coupled mechanical systems with cyclic symmetry // Chaos Solitons & Fractals. 2000. V. 11 (10). P. 1519.  
[https://doi.org/10.1016/S0960-0779\(99\)00075-2](https://doi.org/10.1016/S0960-0779(99)00075-2)
7. *Любарский Г. Я.* Теория групп и ее применение в физике. М.: Гостехиздат. 1957, 356 с.
8. *Хаммермеш М.* Теория групп и ее применение к физическим проблемам. М.: Мир, 2002. 588 с.
9. *Злокович Дж.* Теория групп и G-векторных пространств в колебаниях, устойчивости и статике конструкций. М.: Стройиздат, 1977. 168 с.
10. *Банах Л. Я.* Методы декомпозиции при исследовании колебаний механических систем. Москва: РХД, 2016. 292 с.
11. *Банах Л. Я., Бармина О. В., Волоховская О. А.* Колебания и волны в многосекционных роторных системах // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2021. № 5. С. 23.  
<https://doi.org/10.31857/S0235711921050060>
12. *Постнов В. А., Хархурим И. А.* Метод конечных элементов в расчетах судовых конструкций. Л.: Судостроение. 1974. 341 с.
13. *Зенкевич О.* Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975. 539 с.
14. *Галлагер М.* Метод конечных элементов. Основы. М.: Мир, 1983. 428 с.
15. *Rosenberg R. M., Hsu C. S.* On the Geometbrization of Normal Vibrations of Nonlinear Systems Having Many Degrees of Freedom // Труды международного симпозиума по нелинейным колебаниям. Киев: Изд-во АН УССР. 1963. Т. 1. С. 380.
16. *Маневич Л. И., Михлин Ю. В., Пилипчук В. Н.* Метод нормальных колебаний для существенно нелинейных систем. М.: Наука, 1989. 216 с.
17. *Блакьер О.* Анализ нелинейных систем. М.: Мир, 1969. 400 с.
18. *Брюно А. Д.* Локальный метод нелинейного анализа дифференциальных уравнений. М.: Наука, 1973. 253 с.

---

---

## НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

---

---

УДК621.86 + 06

### ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ И ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ВЫСОКОЭНТРОПИЙНЫХ СПЛАВОВ CrMnFeCoNi, CuCrMnFeCoNi, ИХ СТАБИЛЬНОСТЬ И ПРОГНОЗ СТРУКТУРЫ

© 2024 г. В. И. Колесников<sup>1</sup>, А. А. Гуда<sup>1</sup>, И. В. Колесников<sup>1</sup>,  
С. А. Гуда<sup>1</sup>, К. Н. Политыко<sup>1, \*</sup>, Ю. А. Абзаев<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Ростовский государственный университет путей сообщения,  
Ростов-на-Дону, Россия

<sup>2</sup>Томский государственный архитектурно-строительный университет, Томск, Россия  
\*e-mail: politykokirill@yandex.ru

Поступила в редакцию 16.04.2024 г.  
После доработки 13.06.2024 г.  
Принята к публикации 15.06.2024 г.

Высокоэнтропийные покрытия на основе 3d-металлов обладают уникальным сочетанием прочности и пластичности в широком температурном диапазоне, и могут быть получены по технологии вакуумного ионно-плазменного магнетронного напыления. Однако модельные расчеты термомеханических свойств таких сплавов осложнены отсутствием в литературе стабильных и равновесных решеток с полной структурной информацией. В статье реализован прогноз стабильности фаз эквивалентного высокоэнтропийного покрытия CrMnFeCoNi методом обратных выпуклых оболочек, определены термодинамические, механические свойства. Обнаружено, что вплоть до комнатной температуры к стабильным фазам относится также среднеэнтропийный, 4-х элементный сплав состава MnFeCoNi.

*Ключевые слова:* CrMnFeCoNi, MnFeCoNi, высокоэнтропийные сплавы, механические, трибологические, термодинамические свойства, стабильность высокоэнтропийных сплавов

DOI: 10.31857/S0235711924050038, EDN: NUCPIK

Использование функциональных покрытий в тяжело нагруженных трибосистемах в авиации, на транспорте, в машиностроении характеризуется повышенным вниманием к проблемам трения и износа. Актуальность этого обусловлена безопасностью и надежностью работы узлов трения, а также стремлением к экономии дорогостоящих материалов для узлов трения, в которых рабочей зоной является поверхность трибосоприжения. Эти проблемы можно решить путем нанесения вакуумных ионно-плазменных износостойких покрытий на контактные поверхности. Объектом исследований были выбраны высокоэнтропийные сплавы (ВЭС) — до настоящего времени недостаточно изученный класс материалов. Исследовательские усилия были направлены не только на изучение физико-механических и трибологических характеристик ВЭС, но и их стабильности в широком температурном диапазоне. Роль температуры в механизме трения и износа является определяющей и характеризующей прочностные и деформационные свойства материалов.

Высокоэнтропийные материалы с эквивалентным содержанием компонентов характеризуются высокой конфигурационной энтропией, низкой атомной диффузией, решеточными искажениями и формированием простых кубических решеток (ГЦК, ОЦК, ГПУ) [1–9]. В работе [1] впервые было показано, что CoCrFeMnNi является однофазным и характеризуется заметной микроструктурной стабильностью в течение длительного времени. Обнаружено, что при растяжении предел текучести, предел прочности и удлинение до разрушения одновременно увеличиваются при понижении температуры от комнатной и до 77 К. Установлена высокая вязкость разрушения [2]. Особенности мехсвойств CoCrFeMnNi связывают, как правило, с особенностями упругих характеристик сплава, медленной кинетикой диффузий при повышенных температурах. Интерес к ВЭС также связан с исключительными прочностными характеристиками при высоких температурах, пластичностью, ударной вязкостью при криогенных температурах [7]. В связи с отсутствием кристаллографической базы ВЭС в литературе, существенно осложнено изучение структурного состояния ВЭС методом Ритвелда [10, 11], а также модельных термодинамических, механических свойств ВЭС различного элементного состава. В литературе отсутствуют сведения о ВЭС CoCrFeMnNi с полной кристаллографической информацией: пространственной группой, координатами атомов, параметрами решеток, занятости узлов и т.д. Как следствие, невозможно исследование термодинамических, механических свойств материалов. Представляется актуальной идентификация структур ВЭС — CrMnFeCoNi, и на их основе изучение термодинамических, механических свойств при конечных температурах. Прогноз равновесных, стабильных решеток однофазного сплава CrMnFeCoNi можно реализовать методом обратной выпуклой оболочкой [12] (InverseHubWeb) в интервале температур  $T = 300 - T_{\text{melt}}$  К, эволюционным кодом USPEX [13, 14] с интерфейсом VASP, равновесные состояния в коде vaspkit [15]. Последующие ab initio расчеты структурных, термодинамических характеристик решеток в коде Phonopy [16], Vasp на суперкомпьютере Blochi.

**Целью** статьи является прогноз структурного и равновесного состояния, стабильности ВЭС — CrMnFeCoNi с простой кубической (ПК) решеткой. Анализ энергии, энтропии смешения двойных сплавов вблизи температуры плавления в рамках модели Миедема, а также энтропии смешения 5-ти элементного состава CrMnFeCoNi. Прогноз стабильных фаз CrMnFeCoNi эволюционным методом, температурных интервалов стабильности InverseHubWeb кодом в интервале температур  $T = 300 - T_{\text{melt}}$  К. Исследование термодинамических, механических свойств ВЭС CrMnFeCoNi с ПК решеткой в широком температурном интервале, а также физико-механических и трибологических свойств покрытия CuCrMnFeCoNi.

**Материалы, методы исследований.** Появление нового класса материалов — высокоэнтропийных сплавов (ВЭС) объясняется тем, что если сформировать многокомпонентную систему в виде однофазного твердого раствора замещения, то его конфигурационная составляющая энтропии будет на порядок выше остальных составляющих. При этом энергия Гиббса такой системы становится минимальной и придает системе высокую термодинамическую устойчивость. Причем, чем большее число компонентов  $n$  замешано в растворе, тем выше устойчивость системы (минимальным набором считается  $n = 4-5$ ). При этом сплав может считаться высокоэнтропийным, если он удовлетворяет следующим критериям: разница атомных размеров (атомных радиусов компонентов  $\delta$  должна находиться в пределах  $0 \leq \delta \leq 8.5\%$ ); энтальпия смешения  $\Delta H_{\text{mix}}$  должна находиться в пределах:  $7 \leq \Delta H_{\text{mix}} \leq 22$  кДж/моль; энтропия смешения  $\Delta S_{\text{mix}}$  в пределах:  $11 \leq \Delta S_{\text{mix}} \leq 19.5$  Дж/(К·моль).  $\Delta S_{\text{mix}}$  определяется по Больцману:  $\Delta S_{\text{mix}} = -R \sum_{i=1}^n c_i \ln c_i$ , при эквивалентной концентрации компонентов  $C_i = 1/n$  и  $\Delta S_{\text{mix}} = R \ln(n)$ , где  $R = 8.314$  Дж/(К·моль) — универсальная газовая постоянная. С ростом количества компонентов  $n$  эквивалентного состава энтропия

смешения  $\Delta S_{\text{mix}}$  — растет: так при  $n = 5$ ,  $\Delta S_{\text{mix}} = 13.8$  Дж/(К·моль); при  $n = 10$ ,  $\Delta S_{\text{mix}} = 19$  Дж/(К·моль).

Для усиления трибологического акцента покрытия в состав порошковых мишеней CrMnFeCoNi была введена медь: CuCrMnFeCoNi. Таким образом, состав реальных мишеней, с которых осуществлялось напыление покрытий на образцы, соответствовал эквиатомной концентрации компонентов системы CuCrMnFeCoNi. При этом увеличение количества компонентов до 6 повышает показатель энтропии смешения до значения  $\Delta S_{\text{mix}} = 15$  Дж/(К·моль) и исследуемая система становится еще более высокоэнтропийной.

Нанесение покрытий системы CuCrMnFeCoNi осуществлялось в режиме магнетронного напыления с помощью вакуумной установки BRV600 (производитель ООО «БелРосВак», г. Минск, Беларусь) оснащенной мощным ионным источником. Покрытие наносилось на образцы из конструкционной стали 40ХН2МА. Физико-механические характеристики стали 40ХН2МА после закалки и низкого отпуска с мартенситной структурой составляют  $H = 5.2$  ГПа;  $E = 200$  ГПа;  $H/E = 0.026$  — сопротивление упругой деформации;  $H^3/E^2 = 0.00352$  ГПа — сопротивление пластической деформации.

В магнетроне были использованы мишени, изготовленные методом порошковой металлургии. Образцы из стали 40ХН2МА выполненные в виде пластины размерами  $50 \times 30 \times 5$  мм, перед стадией нанесения покрытия подверглись ионному травлению с помощью  $\text{Ag}^+$  при давлении в камере  $\sim 0.7$  Па, температуре  $\sim 400^\circ\text{C}$  и напряжении смешения 1000 В в течение пяти минут.

Для исследования физико-механических образцов в нано- и микромасштабе применялась измерительная платформа «NanoTest 600». По методу непрерывного индентирования [17] определяли модуль упругости  $E$  и твердость  $H$ , а также  $H/E$  и  $H^3/E^2$ . При измерениях в микродиапазоне (нагрузка менее  $2H$  — глубина отпечатка более 0.2 мкм) применялся четырехгранный индентор Виккерса, для работы в нанодиапазоне (глубина отпечатка не более 0.2 мкм) — трехгранный индентор Берковича. Условия испытаний и обработка полученных данных осуществлялась в соответствии с ГОСТ 8.748—2011 [18].

Трибологические испытания покрытий проводились на машине трения TRB по схеме «штифт—пластина» либо при возвратно-поступательном движении пластины (образец с покрытием) с частотой 10 Гц и амплитудой 800 мкм, либо при радиальном движении по окружности диаметром 6 мм. Нормальное усилие на штифте варьировалось дискретно и составляло 1.5 и 10 Н. Контрообразец представлял собой закрепленный в штифте шарик диаметром 6.35 мм из Кермета (твердого сплава) WC—Co. В силу того, что шарик неподвижен в штифте, испытания относятся к типу трения скольжения. Продолжительность испытания составляла 50000 циклов. Определяли такие трибологические параметры, как коэффициент трения  $\mu$ , интенсивность объемного износа образца  $J$  и контртела  $JK$ , а также длину пути (дорожки трения)  $L$ , пройденного образцом до разрушения покрытия и измеряемого в метрах.

Исследование стабильности сплава CrMnFeCoNi эквиатомного состава можно реализовать методом InverseHubWeb [12]. В InverseHubWeb проводятся ab initio расчеты свободной энергии структур на основе кластерного метода [12]. Стабильность фаз известного эквиатомного состава определяется на основе расчетов энергии формирования и смешения в выпуклых оболочках одиночных ВЭС на базе эталонов Material Project. Детали оценок обсуждаются в работе [12]. В методе InverseHubWeb результаты представляются на плоской 2D-диаграмме с осями энергия образования и смешения (рис. 1), уровень последней определяется движущей силой фазового разделения ВЭС на низкокомпонентные реактанты. Сплавы с энергией смешения, превышающей нулевой уровень относятся к квазистабильным структурам. Вершинами многомерных выпуклых оболочек являются стабильные фазы (реактанты вы-

пуклой оболочки), или интерметаллические сплавы из кристаллографической базы Material Project. Состав фаз на качественном уровне характеризуется формой и цветовой градацией маркеров, а стрелки и их ширина свидетельствуют о направлении реакций соседних сплавов и долю фаз. С формой маркеров связано число компонент в фазе. Стабильность сплавов определяется выражением [12]

$$\Delta G = \Delta H - TS, \quad (1)$$

$$\Delta S_{ss} = k_B \sum_{i=1}^n x_i \ln x_i = R \ln(n),$$

где  $G$  — свободная энергия Гиббса;  $\Delta H$  — энтальпия смешения;  $\Delta S_{ss}$  — энтропия смешения твердых растворов;  $x_i$  — молярная доля  $i$ -го элемента в ВЭС. С учетом разделения на низкокомпонентные реактанты

$$\Delta S_{ss} = R \ln\left(\frac{n}{n-1}\right).$$

Энтальпия  $\Delta H$   $n$ -атомной смеси равна

$$\Delta H = \sum_i \sum_{i>j} \Omega_{i,j} x_i x_j = \sum_i \sum_{i>j} \Omega_{i,j} \left(\frac{1}{n}\right)^2, \quad (2)$$

где  $\Omega_{i,j}$  — бинарное взаимодействие, и для эквиатомного состава определяется выражением [18]

$$\Omega_{i,j} = 4 \left[ E_{ij}^{SQS} - \frac{1}{2}(E_i - E_j) \right], \quad (3)$$

где  $E_{ij}^{SQS}$  — энергия бинарной решетки, определяемой из первых принципов в рамках кластерного приближения в АТАТ [19];  $E_i, E_j$  — энергии решеток компонентов. Результаты расчетов стабильности по формуле (1) приведены на рис. 1. Стабильность сплава CrMnFeCoNi оценивалась в температурном интервале  $\Delta T = 300-1795$  К. Энтальпия образования, смешения оказываются в целом отрицательными. Однако энтальпия смешения при температурах ниже  $\sim 800$  К находится вблизи нулевого уровня, и, следовательно, 5-ти элементный сплав CrMnFeCoNi склонен к релаксации. Поиск решеток CrMnFeCoNi с полной структурной информацией можно реализовать эволюционным методом USPEX [13, 14]. В статье в коде USPEX исследовались эталоны эквиатомного фиксированного состава CrMnFeCoNi и MnFeCoNi. Прогноз был реализован при следующих условиях: доля поколений, генерируемая из случайных структур, и обусловленная наследственностью составляла 0.3 и 0.5 соответственно, генерация из мутаций — 0.2. Доля текущего поколения, которая использовалась для генерации следующего поколения, была равной 0.6. В каждой генерации были рассмотрены популяции из 30 атомов, начальное число было также равно 30 атомам. Расчеты производились с шестью шагами оптимизации в рамках функционала электронной плотности в градиентном псевдопотенциале электронной плотности (GGA) в коде VASP. Полная энергия решеток определялась при 0 К. Расчеты орбиталей электронных состояний, распределение одноэлектронной плотности и энергии основного состояния проводились самосогласованным образом. Волновые функции валентных электронов атомов фаз разных поколений анализировались в базе плоских волн с радиусом обрезания кинетической энергии в 330 эВ. В этом случае сходимости полной энергии составляла  $\sim 0.5 \cdot 10^{-6}$  эВ/атом. Равновесное состояние, температурные зависимости термодинамических, механических свойств рассчитывались в vaspkit [15], phonopy [16] с интерфейсом Vasp. Входными данными были решетки CrMnFeCoNi, MnFeCoNi как в исходном состоянии, так и после объемного деформирования.



### Результаты и обсуждение.

1. По физико-механическим характеристикам покрытия CuCrMnFeCoNi следует отметить, что уровень его прочностных свойств находится на уровне закаленной стали 40ХН2МА с достаточно высоким сопротивлением как упругой (в 1.5 раза), так и пластической деформации (в 2.5 раза), что существенно отражается на адгезионных свойствах покрытие–подложка.

2. Использование магнетронного способа нанесения покрытия CuCrMnFeCoNi по сравнению с другими ВЭС покрытиями позволило: 1) увеличить скорость осаждения покрытий; 2) получать покрытия большой толщины ( $h = 10\text{--}15$  мкм); 3) обеспечить при заданных условиях трибологических испытаний ( $V = 1$  мм/с,  $N = 5$  Н) высокую износостойкость и малый коэффициент трения ( $\mu = 0.07\text{--}0.1$ ).

3. Для оценок энтальпии  $H_{\text{mix}}$  ВЭС — CrMnFeCoNi необходимо воспользоваться следующими двойными сплавами с кубической решеткой: AlNi, AlNb, AlTi, AlCo, NiNb, NiTi, NiCo, NbTi, NbCo, TiCo. Температура плавления двойных сплавов оценивалась по формуле

$$T_{\text{melt}} = \sum c_i T_i,$$

где  $T_i$  — температура плавления элементов сплава CrMnFeCoNi. Для металлов Cr, Mn, Fe, Co, Ni, температуры равны  $T_{\text{melt}} = 2136, 1519, 1811, 1768, 1728$  К соответственно. Эффективные температуры плавления CrMnFeCoNi, MnFeCoNi найденные по формуле (2) равны  $T_{\text{melt}} = 1792, 1706$  К соответственно. Температуры плавления двойных сплавов приведены в табл. 1. На основе полученных значений  $T_{\text{melt}}$  и известных элементов была определена энтальпия смешения, а также энтропийный вклад в свободную энергию двойных сплавов в рамках модели Miedema [20], результаты расчетов приведены в табл. 1. Необходимо отметить, что не все из списка двойных сплавов оказываются стабильными. В частности, к нестабильным сплавам относятся CrMn, MnFe. Методом InverseHubWeb было установлено, что однофазный ВЭС — CrMnFeCoNi является стабильным ниже температуры плавления. Интересным оказывается то, что сплав MnFeCoNi также стабилен, причем вплоть до  $T \approx 300$  К. Результаты стабильности ВЭС — CrMnFeCoNi представлены на рис. 1.

В статье поиск решеток CrMnFeCoNi, а также MnFeCoNi был реализован эволюционным методом в USPEX [13, 14]. В процессе прогноза было обнаружено около 300 и 420 эталонов фиксированных составов CrMnFeCoNi, CrMnFeCoNi соответственно, из которых были выбраны структуры ортогонального класса с пространственными группами 47 и 25 соответственно. После конвертирования до  $P_1$ , оценок

**Таблица 1.** Эффективная температура плавления двойных сплавов

Двойные сплавы	$T_{\text{melt}}$ , К	$\Delta H$ , кДж/моль	$\Delta S$ , кДж/моль
CrMn	1827.5	2.139	10.54
CrFe	1973.5	−1.444	11.37
CrCo	1952	−4.305	11.25
CrNi	1932	−6.387	11.13
MnFe	1665	0.286	9.59
MnCo	1643.5	−4.929	9.469
MnNi	1623.5	−7.739	9.354
FeCo	1789.5	−0.5491	10.31
FeNi	1769.5	−1.47	10.2
CoNi	1748	−0.206	10.7

энергии решеток в коде CASTEP, детали кода обсуждаются в [21], были выделены решетки эквиатомного состава CrMnFeCoNi, MnFeCoNi с наименьшей энергией, для которых дополнительно определялось равновесное состояние в коде vaspkit [15]. Представленные решетки в табл. 1 соответствуют стабильным и равновесным состояниям.

Необходимо отметить также, что для всех ПК решеток известны координаты атомов, однако вследствие большого объема эти данные в статье не приводятся. В табл. 2 приведены энергии равновесных решеток, вычисленные в коде CASTEP.

В статье было проведено исследование энергии ПК решеток в зависимости от вариации объема на основе уравнения состояния. Термодинамическое уравнение

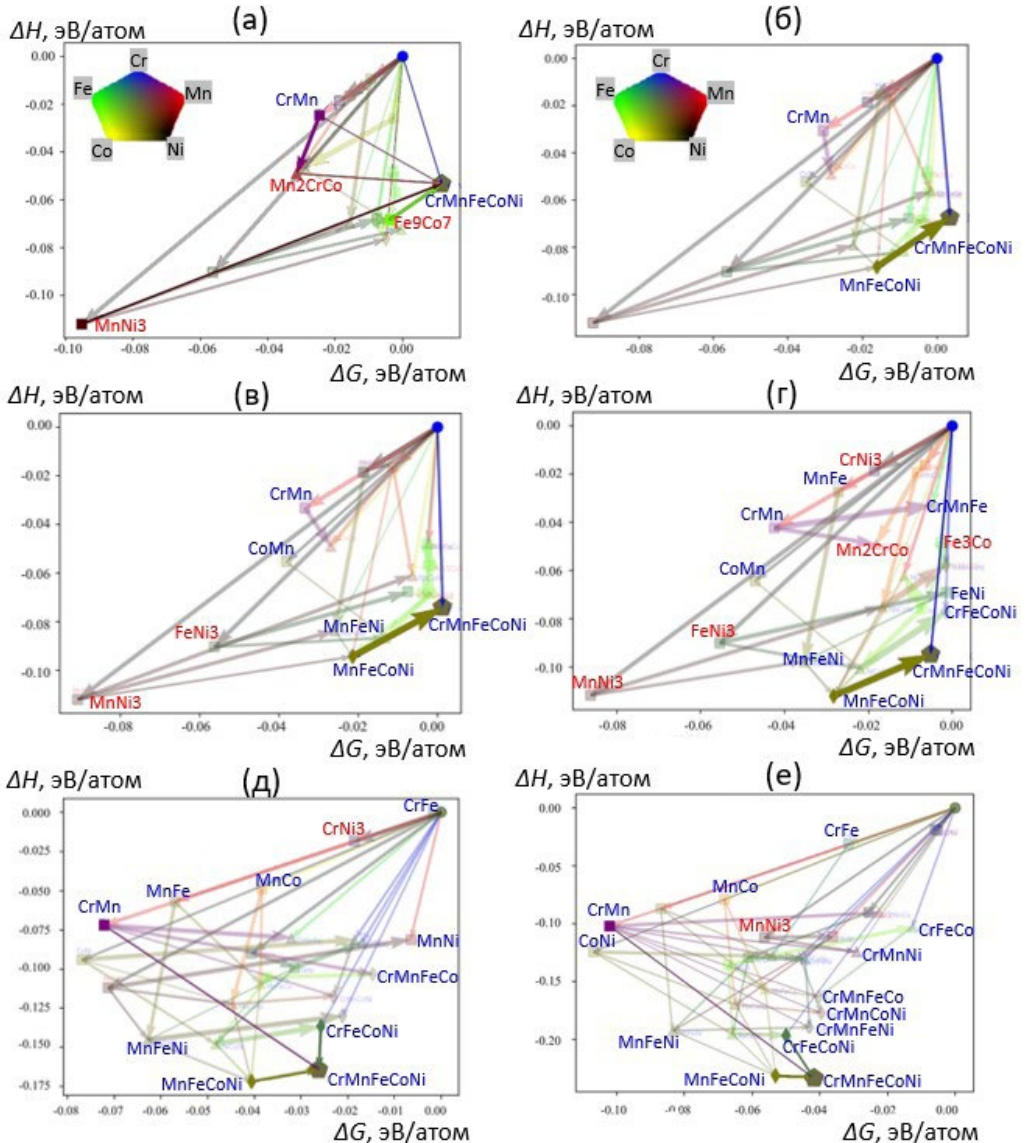


Рис. 1. Обратная выпуклая оболочка ВЭС — CrMnFeCoNi при разных температурах: (а) —  $T = 700$  К; (б) —  $T = 800$  К; (в) —  $T = 850$  К; (г) —  $T = 1000$  К; (д) —  $T = 1500$  К; (е) —  $T = 1795$  К.

**Таблица 2.** Структурные параметры ВЭС

Фаза	$a, \text{Å}$	$b, \text{Å}$	$c, \text{Å}$	alpha	beta	gamma	$V, \text{Å}^3$	$F, \text{эВ}$	Space group
CrMnFeCoNi	4.1853	4.1853	4.1853	90	90	90	73.315	-6375.86	P1, Triclinic
MnFeCoNi	3.4759	3.4759	3.4759	90	90	90	41.997	-3915.67	

состояния (EOS), связывающее внутреннюю энергию, давление и объем решетки, играет важную роль в предсказании структурных, термодинамических свойств материалов при высоких температурах, которое позволяет, в частности, поиск и определение равновесного состояния решетки. На первоначальном этапе в статье было использовано уравнение в формулировке Vinet [15]

$$F = F_0 + \frac{BV_0}{C^2} \left[ 1 - \left( 1 + C \left( V^{\frac{1}{2}} - 1 \right) \right) e^{C \left( V^{\frac{1}{2}} - 1 \right)} \right],$$

где  $V = \frac{V}{V_0}$ ;  $V_0$  и  $F_0$  — объем и энергия при нулевом давлении соответственно. Значения объемного модуля упругости  $B$  и его производная по давлению  $B_p$  были найдены после аппроксимацией (3) зависимости энергии от объема решетки, параметры аппроксимации приведены в табл. 3.

В рамках квазигармонического приближения (QHA) свободная энергия Гельмгольца записывается в виде

**Таблица 3.** Параметры аппроксимации в модели Vinet

Фаза	$V_0, \text{Å}^3$	$F_0, \text{эВ}$	$B_0, \text{ГПа}$	$B'_p$
CrMnFeCoNi	73.316	-31.575	129.583	2.249
MnFeCoNi	41.996	-29.128	254.813	2.745

$$F(V, T) = E_0(V) + F_{\text{vib}}(V, T) + F_{\text{elec}}(V, T),$$

где  $E_0$  — энергия решетки при 0 К;  $F_{\text{vib}}$ ,  $F_{\text{elec}}$  — фононный и электронный вклады в свободную энергию;  $V$  — текущий объем решетки. Фононный вклад в свободную энергию определяется из фононной плотности состояний

$$F_{\text{vib}}(V, T) = k_B T \sum_{q, \lambda} \ln \left\{ 2 \sinh \left( \frac{\hbar \omega_{q, \lambda}(V)}{2k_B T} \right) \right\},$$

где  $k_B$ ,  $h$  и  $\omega = 2\pi\nu$  — постоянная Больцмана, постоянная Планка и частота соответственно. Суммирование проводится по всем фононным ветвям и волновым векторам 1-й зоны Бриллюэна. Электронный вклад  $F_{\text{elec}}$  при низких температурах, как правило, незначителен, поэтому его коррекция не производилась. Фононная удельная теплоемкость определяется по формуле

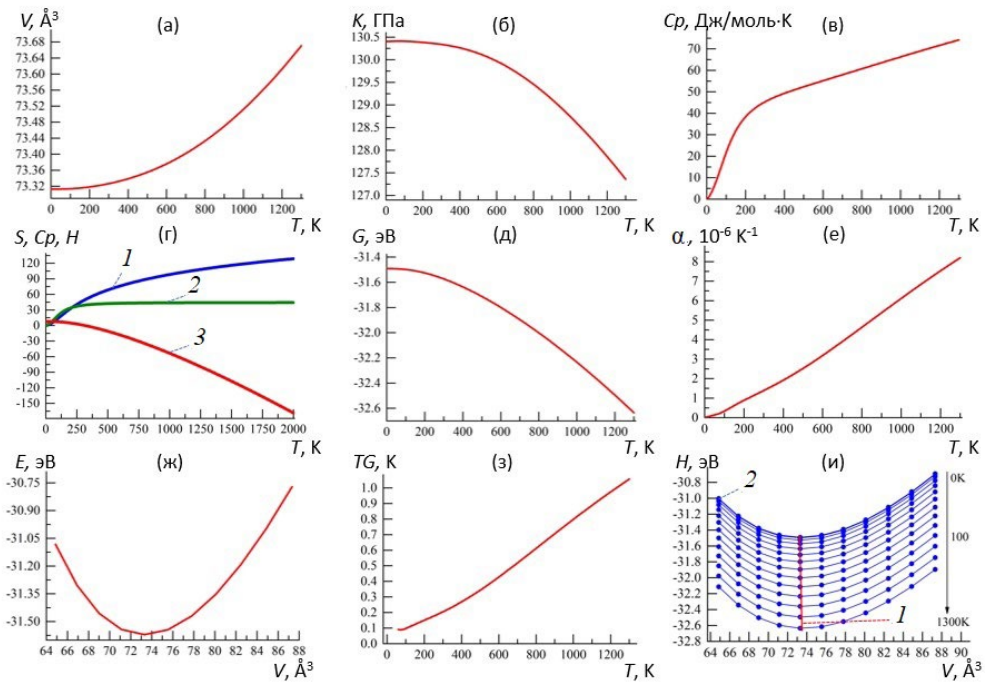
$$C_v^{\text{vib}} = \sum_{q, \lambda} k_B \cosh^2 \left( \frac{\hbar \omega_{q, \lambda}(V)}{2k_B T} \right)^2.$$

Если известна температурная зависимость расширения решетки  $\alpha(T)$ , или параметр Грунайзена, тогда на основании уравнения EOS возможно вычислить различные термодинамические характеристики. В коде Phonopy используется уравнение EOS в формулировке Берча–Мурнагана [16]

$$F(V) = F_{eq} + \frac{BV_0}{B_p} \left[ \frac{\left( \frac{V_{eq}}{V} \right)^{B_p}}{B_p - 1} - 1 \right] - \frac{BV_0}{B_p - 1},$$

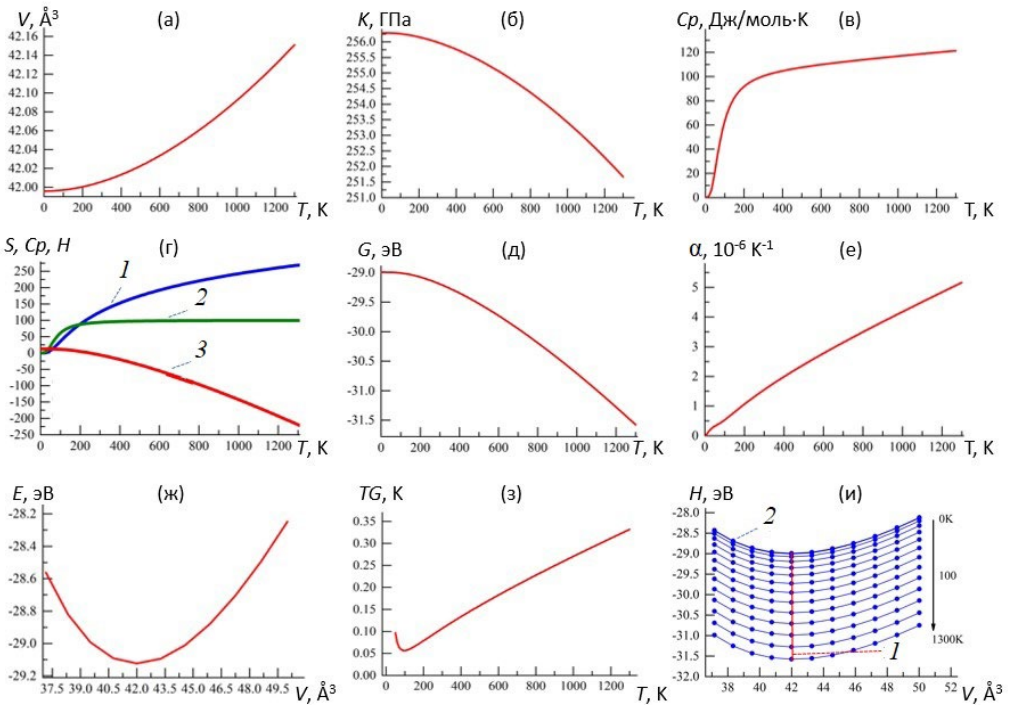
где  $F_0$ ,  $B$ ,  $V_0$  и  $B_p$  — аппроксимирующие параметры. Параметр Грунайзена  $\gamma$  равен производной динамической матрицы по объему, зависящей также от волновых векторов известных фоновых ветвей в первой зоне Бриллюэна. Температурная зависимость  $\gamma(T)$  позволяет предсказать параметр  $\alpha(T)$ , а также удельную теплоемкость  $C_v$ . Результаты расчетов термодинамических, механических характеристик ВЭС — CrMnFeCoNi, MnFeCoNi приведены на рис. 2 и 3.

Термодинамические свойства ВЭС — CrMnFeCoNi, MnFeCoNi (рис. 2г, 3г) были рассчитаны в модели Дебая, а остальные свойства в рамках QHA приближения (учтено температурное расширение решеток). Результаты не были нормированы на число атомов. Из полученных результатов следует, что с ростом температуры энергия решетки в равновесном состоянии в ВЭС — CrMnFeCoNi, MnFeCoNi значительно снижа-



**Рис. 2.** Термомеханические свойства ВЭС — CrMnFeCoNi в зависимости от температуры: (а) — объем решетки; (б) — объемный модуль упругости; (в) — удельная теплоемкость; (г) — термодинамические свойства: 1 — энтропия  $S$ , Дж/К/моль, 2 — фоновая удельная теплоемкость  $C_v$ , Дж/К/моль, 3 — энтальпия  $H$ , кДж/моль; (д) — энергия Гиббса; (е) — коэффициент термического расширения; (ж) — энергия элементарной ячейки в зависимости от объема; (з) — коэффициент Грунайзена; (и) — свободная энергия решетки от объема при разных температурах: равновесная свободная энергия  $I$  и зависимость свободной энергии от объема при различных температурах 2.

ются. Заметно возрастают объем решетки, коэффициент термического расширения, объемный модуль упругости, параметр Грюнрайзена, в котором наблюдается слабое отклонение от линейной зависимости. Удельная теплоемкость существенно возрастает в исследуемом температурном интервале, причем наиболее интенсивный рост обнаружен в интервале до  $\sim 300$  К. В сплаве MnFeCoNi интенсивность роста, оказывается существенно ниже, чем в ВЭС — CrMnFeCoNi при высоких температурах. Значительно уменьшается свободная энергия Гиббса с ростом температуры. Вызывают интерес температурные зависимости энтропии и объемных модулей упругости. В 5-элементном ВЭС энтропия примерно в два раза меньше, чем в 4-х элементном сплаве. В 4-элементном ВЭС — MnFeCoNi объемный модуль ( $B \sim 2$  раза) существенно превышает значение для ВЭС — CrMnFeCoNi при всех исследованных температурах. Нормированные свободные энергии решеток ВЭС — CrMnFeCoNi, MnFeCoNi в температурном интервале  $T \approx 0-800$  К изменяются в пределах  $F \approx -6.3-(-6.5)$ ,  $-7.4-(-7.63)$  эВ/атом соответственно. Ab initio расчеты свободных энергий свидетельствуют, о том что равновесные ВЭС — CrMnFeCoNi, MnFeCoNi относятся к квазистабильным и стабильным сплавам, однако CrMnFeCoNi склонен к релаксации в направлении среднеэнтропийного состава, а MnFeCoNi, вследствие более высоких значений объемного модуля упругости предпочтителен на практике. Детальный анализ механических свойств в коде vaspkit, показал, что MnFeCoNi с гранцентрированной решеткой относится к высокопрочным материалам. Про-



**Рис. 3.** Термомеханические свойства ВЭС — MnFeCoNi в зависимости от температуры: (а) — объем решетки; (б) — объемный модуль упругости; (в) — удельная теплоемкость; (г) — термодинамические свойства: 1 — энтропия  $S$ , Дж/К·моль, 2 — фоновая удельная теплоемкость  $C_v$ , Дж/К·моль, 3 — энтальпия  $H$ , кДж/моль; (д) — энергия Гиббса; (е) — коэффициент термического расширения; (ж) — энергии элементарной ячейки в зависимости от объема при 0 К; (з) — коэффициент Грюнрайзена; (и) — равновесная свободная энергия 1 и зависимость свободной энергии от объема при различных температурах 2.

пространственное распределение атомов в решетке сплавов MnFeCoNi и CrMnFeCoNi представлено на рис. 4.

Из расчетов упругих констант из первых принципов, представленных в табл. 4, следует, что объемный модуль упругости, модуль Юнга и сдвига как для монокристаллов, так и поликристаллов характеризуются высокими значениями.

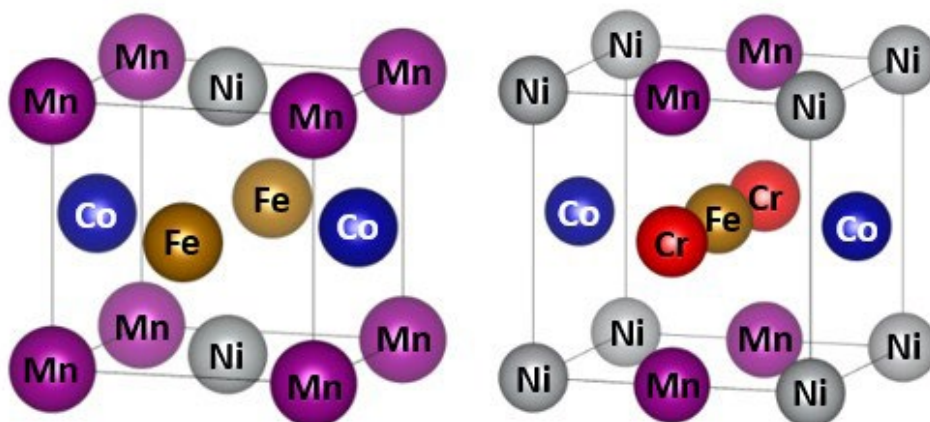
**Таблица 4.** Тензор упругих констант  $C_{ij}$  ВЭС MnFeCoNi (ГПа)

394.192	210.412	198.504	0.000	0.000	0.000
210.412	390.368	171.549	0.000	0.000	0.000
198.504	171.549	389.176	0.000	0.000	0.000
0.000	0.000	0.000	153.476	0.000	0.000
0.000	0.000	0.000	0.000	200.852	0.000
0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	218.400

ВЭС MnFeCoNi механически стабилен, и склонен к хрупкому разрушению. Механические свойства ВЭС — MnFeCoNi представлены в табл. 5.

**Таблица 5.** Механические свойства ВЭС — MnFeCoNi (ГПа)

Параметр	Монокристаллы			Поликристаллы		
	Минимум	Максимум	Анизотропия	Voigt	Reuss	Hill
Объемный модуль (ГПа)	236.117	300.622	1.273	259.41	258.791	259.099
Модуль Юнга (ГПа)	245.093	457.864	1.868	385.88	348.772	367.494
Модуль сдвига (ГПа)	90.432	218.392	2.415	154.10	136.732	145.415
Коеф. Пуассона	-0.011	0.503	-45.404	0.25	0.275	0.264



**Рис. 4.** Пространственное распределение атомов в решетке: (а) — MnFeCoNi; (б) — CrMnFeCoNi.

Для сплава выполнены следующие условия механической стабильности:

$$C_{11}, C_{44}, C_{55}, C_{66} \text{ — знакоположительны;}$$

$$C_{11} \cdot C_{22} > C_{12}^2;$$

$$C_{11} \cdot C_{22} \cdot C_{33} + 2C_{12} \cdot C_{13} \cdot C_{23} - C_{11} \cdot C_{23}^2 - C_{22} \cdot C_{13}^2 - C_{33} \cdot C_{12}^2 > 0.$$

В статье были проведены оценки микротвердости в рамках модели Оганова [22]. Было обнаружено, что микротвердость по Викерсу равна 17.56 ГПа.

**Заключение.** Таким образом, методами, используемыми в InverseHubWeb, USPEX, vaspkit, phonopy было установлено, что ВЭС — CrMnFeCoNi относятся к стабильным и равновесным структурам. Методом InverseHubWeb был обнаружен также средне-энтропийный, однофазный ВЭС — MnFeCoNi, интервал стабильности которого составляет  $\Delta T \approx (300 - T_{\text{melt}})$  К. Интервал стабильности для CrMnFeCoNi составляет  $\Delta T \approx (800 - T_{\text{melt}})$  К. На основе кристаллографической базы ВЭС — CrMnFeCoNi, MnFeCoNi в коде USPEX были выделены ПК ГЦК, ОЦК равновесные решетки с *P1*. В рамках QHA-модели установлено, что среднеэнтропийный равновесный ВЭС — MnFeCoNi обладает меньшей удельной энергией при конечных температурах по сравнению с CrMnFeCoNi, он механически стабилен и обладает более высокими прочностными свойствами, которые практически в 1.5–2.0 раза превышают соответствующие значения для CrMnFeCoNi. Добавление Cu в состав порошковых мишеней CrMnFeCoNi значительно усиливает трибологические характеристики — снижение коэффициента трения и повышение износостойкости.

**Финансирование работы.** Работа выполнена при финансовой поддержке Российского Научного Фонда (проект № 21–79–30007).

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

**Информация о вкладе авторов.** Изучение и анализ физико-механических и трибологических характеристик экспериментальных высокоэнтропийных вакуумных ионно-плазменных покрытий выполнено В. И. Колесниковым, И. В. Колесниковым, К. Н. Политыко. Исследование стабильности высокоэнтропийных покрытий проведено Ю. А. Абзаевым. Прогноз структур и их валидация осуществлены А. А. Гудой, В. И. Колесниковым, С. А. Гудой.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Cantor B., Chang I., Knight P., Vincent A.J.B. Microstructural development in equiatomic multicomponent alloys // Materials Science and Engineering A. 2023. V. A375–377. P. 213. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2003.10.257>
2. Gludovatz B., Hohenwarter A., Catoor D., Chang E. H., George E. P., Ritchie R. O. A fracture-resistant high-entropy alloy for cryogenic applications // Science. 2014. V. 345 (6201). P. 1153. <https://doi.org/10.1126/science.1254581>
3. Otto F., Dlouhý A., Pradeep K. G., Kubenov M., Raabe D., Eggeler G., George E. P. Decomposition of the single-phase high-entropy alloy CrMnFeCoNi after prolonged anneals at inter-mediate temperatures // Acta Materialia. 2016. V. 112. P. 40. <http://dx.doi.org/10.1016/j.actamat.2016.04.005> 1359–64542016
4. Laplanche G., Gadaud P., Horst O., Otto F., Eggeler G., George E. P. Temperature dependencies of the elastic moduli and thermal expansion coefficient of an equiatomic, single-phase CoCrFeMnNi high-entropy alloy // J. of Alloys and Compounds. 2014. V. 623. P. 348. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jallcom.2014.11.061>
5. Sahlberg M., Karlsson D., Zloteca C., Jansson C. U. Superior hydrogen storage in high entropy alloys // Scientific Reports. 2016. V. 6. P. 36770. <https://doi.org/10.1038/srep36770>
6. Senkov O.N., Wilks G. B., Scott J. M., Miracle D. B. Mechanical properties of Nb<sub>25</sub>Mo<sub>25</sub>Ta<sub>25</sub>W<sub>25</sub> and V<sub>20</sub>Nb<sub>20</sub>Mo<sub>20</sub>Ta<sub>20</sub>W<sub>20</sub> refractory high entropy alloys // Intermetallics. 2011. V. 19 (5). P. 698. <https://doi.org/10.1016/j.intermet.2011.01.004>

7. *Li Z., Pradeep K. G., Deng Y., Raabe D., Tasan C. C.* Metastable high-entropy dual-phase alloys overcome the strength–ductility trade-off // *Nature*. 2016. V. 534. P. 227.  
<https://doi.org/10.1038/nature17981>
8. *Li R., Xie L., Wang W. Y., Liaw P. K., Zhang Y.* High-Throughput Calculations for High-Entropy Alloys: A Brief Review // *Front. Mater.* 2020. V. 7. P. 12.  
<https://doi.org/10.3389/fmats.2020.00290>
9. *Lee K., Ayyasamy M. V., Delsa P., Hartnett T. O., Balachandran P. V.* Phase classification of multi-principal element alloys via interpretable machine learning // *npj Comput Mater.* 2022. V. 8 (25). P. 12.  
<https://doi.org/10.1038/s41524-022-00704-y>
10. *Abzaev Yu.A., Guda S.A., Guda A.A., Zelenkov A.A., Kolesnikov V.I.* Structural Phase State of High-Entropy NbTiHfVZr Alloy // *Physics of Metals and Metallography*. 2023. V. 124 (8). P. 807.
11. *Ivanov Yu.F., Abzaev Y.A., Gromov V.E., Konovalov S.V., Klopotov A.A., Semin A.P.* Phase analysis and structural state of AlCoFeCrNi high-entropy alloy of non-equiatomic composition // *AIP Conference Proceedings*. 2022. V. 2509. P. 020087.
12. *Evans D., Chen J., Bo-kas G., Chen W., Hautier G., Sun W.* Visualizing temperature-dependent phase stability in high entropy alloys // *Computational Materials*. 2021. V. 7 (151). P. 1.
13. *Oganov A.R., Glass C.W.* Crystal structure prediction using ab initio evolutionary techniques: Principles and applications // *The Journal of Chemical Physics*. 2006. № 124. 244704.
14. *Oganov A.R., Lyakhov A. O., Valle M.* How Evolutionary Crystal Structure Prediction Works—and why // *Accounts of Chemical Research*. 2011. № 44 (3). P. 227.
15. *Wang V., Xu N., Liu J.-C., Tang G., Geng W.-T.* Vaspkit: A User-Friendly Interface Facilitating High-Throughput Computing and Analysis Using VASP Code // *Computer Physics Communications*. 2021. № 267. P. 108033.  
<https://doi.org/10.1016/j.cpc.2021.108033>
16. *Togo A., Oba F., Tanaka I.* First-Principles Calculations of the Ferroelastic Transition between Rutile Type and CaCl<sub>2</sub>-Type SiO<sub>2</sub> at High Pressures // *Physical Review B*. 2008. № 78 (3). P. 134106.  
<http://dx.doi.org/10.1103/PhysRevB.78.134106>
17. *Головин Ю. И.* Наноиндентирование и его возможности. М.: Машиностроение, 2009. 312 с.
18. ГОСТ 8.748–2011 (ИСО 14577–1:2002) Металлы и сплавы. Измерение твердости и других характеристик материалов при инструментальном индентировании. Часть I: Метод испытаний.
19. *Bäker M.* Calculating phase diagrams with ATAT // arXiv: 1907.10151v1
20. *Zhang R. F., Zhang S. H., He Z. J., Jing J., Sheng S. H.* Miedema Calculator: A thermodynamic platform for predicting formation enthalpies of alloys within framework of Miedema's Theory // *Computer Physics Communications*. 2016. V. 209. P. 58.
21. *Kosmachev P. V., Abzaev Yu.A., Vlasov V.A.* Quantitative phase analysis of plasma-treated high-silica materials // *Russian Physics J*. 2018. V. 61 (2). P. 264.
22. *Mazhnik E., Oganov A. R.* Application of machine learning methods for predicting new superhard materials // *J. of Applied Physics*. 2020. № 128. P. 075102.



---

---

## НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

---

---

УДК 621.74.042

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТОЛЩИНЫ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКОГО НАНОМЕДНОГО ПОКРЫТИЯ, СОЗДАННОГО НА ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ВЫСОКОПРОЧНОГО ЧУГУНА, НА УРОВЕНЬ ЗВУКОВОГО ДАВЛЕНИЯ

© 2024 г. А. А. Гулиев<sup>1</sup>, А. С. Ахмедов<sup>1</sup>, А. В. Шарифова<sup>1, \*</sup>, Р. С. Шахмарова<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Азербайджанский государственный университет нефти и промышленности,

Баку, Азербайджан

\*e-mail: aynur.sh84@mail.ru

Поступила в редакцию 16.01.2024 г.

После доработки 12.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

В настоящей статье изучается влияние однослойных электролитических покрытий из наноразмерных медных порошков, полученных методом химического осаждения на уровень звука, т.е. на уровень звукового давления высокопрочных чугунов. Однако демпфирующая способность высокопрочного чугуна ниже, а прочность его высокая. Это позволяет создавать новые материалы покрытий с использованием новых технологий и новых методов улучшения свойств высокопрочного чугуна. С целью улучшения демпфирующей способности путем нанесения гальванического покрытия на поверхность высокопрочного чугуна удалось несколько приблизить его демпфирующие способности к способностям серого чугуна.

*Ключевые слова:* высокопрочный чугун, химическое редуцирование, реагент, электроосаждение, наномедный порошок, омедненный слой, эффект звуковое давление, демпфирование и др.

DOI: 10.31857/S0235711924050047, EDN: NUBDGI

**Актуальность темы.** В связи с широким развитием и применением нанотехнологий особое внимание уделяется получению наноразмерных металлических, в том числе медных порошков новым способом и изучению их свойств. При создании большой удельной поверхности высокодисперсных металлических порошков удастся снизить уровень звука и получить эксплуатационные характеристики. При этом расширяется спектр конструкционных материалов с демпфирующими свойствами, используемых в машиностроении. Разработка таких материалов позволяет уменьшить объем и массу деталей, разрушаемых вибрациями и звуками, а в некоторых случаях, позволяет полностью их устранить [1, 2].

Установлено, что чугун как конструкционный материал имеет широкую область применения и превосходит сталь по своим технологическим, звукопоглощающим и некоторым другим свойствам. Серые и ковкие чугуны обладают низкими механическими и другими свойствами, но высокими демпфирующими свойствами [3].

В настоящее время высокопрочный чугун не теряет своей актуальности применения в промышленности и является в этой области конструкционным материалом. Физико-механические и технологические свойства чугуна делают его незаменимым в промышленности. Одной из основных задач является сохранение наличие графита в составе и нанесения омедненного слоя на поверхность высокопрочного чугуна. Это позволяет развивать демпфирующие свойства чугуна. В отличие от других чугунов высокопрочный чугун обладает достаточно высокой прочностью после деформации, пластичностью, ударной вязкостью, износостойкостью, коррозионной стойкостью, высокой устойчивостью к циклическим нагрузкам [4, 5].

Правильный отбор конструкционных материалов, создание различных виброгающих и демпфирующих материалов на поверхности оборудования и вибрирующих деталей дает необходимые результаты по снижению шума.

В производстве широко используются электролитические покрытия из меди, цинка, никеля и хрома. Одним из основных вопросов, исследуемых в настоящей статье, является создание слоя с наноразмерными частицами меди на поверхности высокопрочного чугуна.

**Цель исследования** — создание звукопоглощающего наномедного покрытия на поверхности высокопрочных чугунных деталей, используемых в узлах трения, и сравнительный анализ влияния структуры и толщины покрытия на эффективность снижения уровня звукового давления.

В настоящей статье как объект и область применения указаны узлы торцевого уплотнения, разделяющего газовую и масляную полости в турбинах (рис. 1), которые применяются в областях гидравлических машин и гидравлических приводов [6]. Для реализации этой задачи были оптимизированы первичные реагенты, восстанавливающие элементы в электролите, осаждаемый оксид, измерение спектра образцов, работающих в частотной области, зависимости плотности слоя от пористости и т.д.

В реальных условиях может иметь место переход от одного режима работы в другой. Он сопровождается резкими изменением величины коэффициента трения и износа. Такие явления могут возникать в узлах трения в тех случаях, когда происходит повышение нагрузки или скорости, что вызывает повышение звукового давления на поверхности трения.

**Материалы, методы исследования, результаты, обсуждения.** Методика исследования проводилась на разнородных образцах из высокопрочных чугунов. В качестве металлической основы для улучшения демпфирующих свойств был выбран высоко-

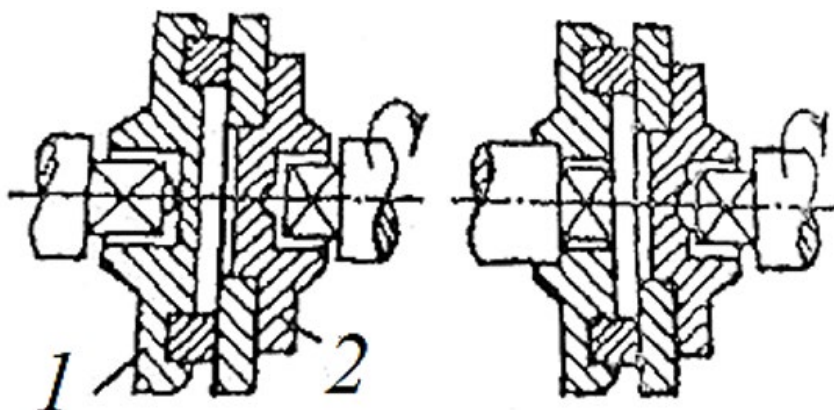


Рис. 1. Схема торцевого уплотнения, разделяющего газовую и масляную полости в турбинах: 1 — неподвижный; 2 — подвижный.

прочный чугун с феррито-перлитной, перлитной структурой [7]. Стандартный химический состав и твердость исследованных образцов высокопрочного чугуна, определенные на оптико-эмиссионном спектрометре марки ДВ-4, приведены в табл. 1.

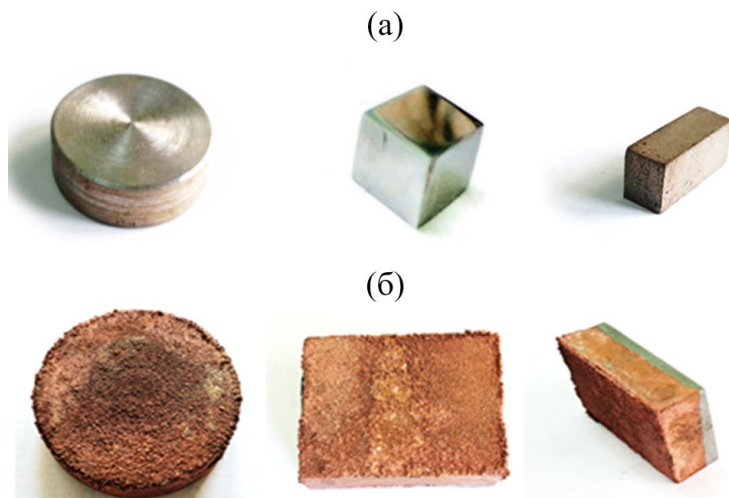
**Таблица 1.** Химический состав исследуемого чугуна

Название материала	Химический состав, % (масса)							
	C	Mn	Si	P	S	Mg	Ni	Fe
Высокопрочный чугун	3.2–3.6	0.5–0.7	1.7–2.1	<0.08	<0.01	0.04–0.06	0.4–0.6	ост.

Структуру первичного отливного чугуна определяют по ГОСТ 3443–87. Графитовое включение в структуре после деформации не может сохранять свою первоначальную шаровидную форму. Например, в высокопрочном чугуне шаровидный графит проявляется в различной степени волокнистости [8]. Микроструктурное исследование выполнено на металлографическом комплексе марки «ME520T». Для определения количества структурных составляющих использовали «Tescan vega3». Сканирующий электронный микроскоп может предоставить точную информацию о морфологии и кинетике эволюции электроосажденных металлов.

В нашей исследовательской работе было получено электронно-микроскопическое изображение микросталлов наноразмерных медных порошков, полученных методом химического редуцированного осаждения.

Для изучения микроструктуры и морфологию поверхности образцов с наноразмерным медным покрытием, а также определения зависимости пористости от толщины медного слоя, спектра звука и распределение звуковой энергии по частотному диапазону в результате удара шара были изготовлены образцы круглого, призматического и квадратного сечения из заготовок высокопрочного чугуна (рис. 2). В качестве материала сравнения использовали цементированную сталь марки 20ХН3А (ГОСТ 4543–2016.) Для определения уровня звукового давления заготовке или образцу придавали частоту вращения  $625 \text{ мин}^{-1}$ . Для измерения уровня звукового давления использовали измерительный прибор «Larson-Davis», звукомер — анализатор спектра, калибратор CAL200, микрофонный усилитель 25–41.



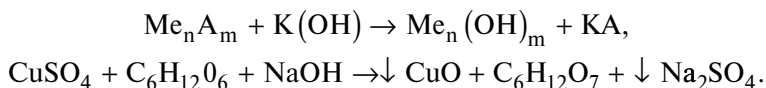
**Рис. 2.** Вид образцов из высокопрочного чугуна для изучения микроструктуры (а) и с осажденным на поверхности наноразмерным медным покрытием (б).

Измерение уровня шума проводили на приборе Flus типа «ET-965». С помощью прибора можно измерять звуки частотой 31.5–8000.0 Гц в диапазоне 30–140 дБ.

**Обоснование технологии получения наноразмерных медных порошков различной дисперсности нанесения.** Приведена методика получения покрытий из медных порошков способом электролитического и химического редуцирования для поверхности образцов. Частицы медных порошков получают отдельными фракциями. Получение медных порошков химическим редуцированием и осаждением на образец чугуна носит очень простой характер. Наличие наноразмерности частицы порошка оказывает большое влияние на пористость покрытия, плотность, а также на структуру поверхности. Толщину покрытий определяли по методике испытаний [9] в семи точках по диагонали образцов.

В связи с этим получение с помощью электролитического химического редуцирования наноразмерного порошка и регулирование потока и дисперсии порошка, а также нанесение в виде покрытия на чугун и улучшение его демпфирующих свойств рассматриваются как важнейшая исследовательская работа.

В статье в качестве первичных реагентов для получения наноразмерных медных порошков использовались  $\text{CuSO}_4$ ,  $\text{C}_6\text{H}_{12}\text{O}_6$ ,  $\text{NaOH}$ , и данная технология была оптимизирована.



После того как процесс пройдет, очень быстро наступает индукционный период. Именно здесь начинается взаимодействие с редуцирующим элементом раствора и осажденного оксида. Формируются сердцевинки из металлической меди, после чего ускоряется редуция и образуется порошок металлической меди.

Также важно спроектировать и подготовить устройство (рис. 3) для осаждения медного нанопорошка, полученного химическим редуцированием, на поверхность чугуна, а также разработать технологические схемы. По схеме, представленной на рис. 3, в первую очередь образец или заготовку помещают на дно устройства с целью создания слоя на поверхности образца и заготовки химическим способом. После этой операции сульфат меди растворяют в 10–40% глюкозе, затем нагревают до 60–70°C и добавляют необходимое количество (10 г)  $\text{NaOH}$ . При заданной концентрации реагентов реакция протекает в течение 40–80 минут при среде  $pH = 6$  и температуре 80–90°C, при этом медь оседает на образце и заготовке, после чего образец и заготовка очищаются по заданной технологии, т.е. образцы, покрытые медным порошком, промывают и сушат. Изучается влияние медного слоя на звукопоглощения полученных образцов из высокопрочных чугунов.

**Определение влияние концентрации реагентов на дисперсность, выход медного нанопорошка и зависимости пористости от толщины медного слоя.** Одним из самых современных методов создания наноразмерного медного порошка  $(35\text{--}40) \pm 0.5$  нм является метод химического редуцирования. Осаждение такого порошка на чугун — это одна из новых технологий. Одной из основных задач является измерение толщины осажденного медного слоя, изучение плотности и пористости слоя покрытия (рис. 4).

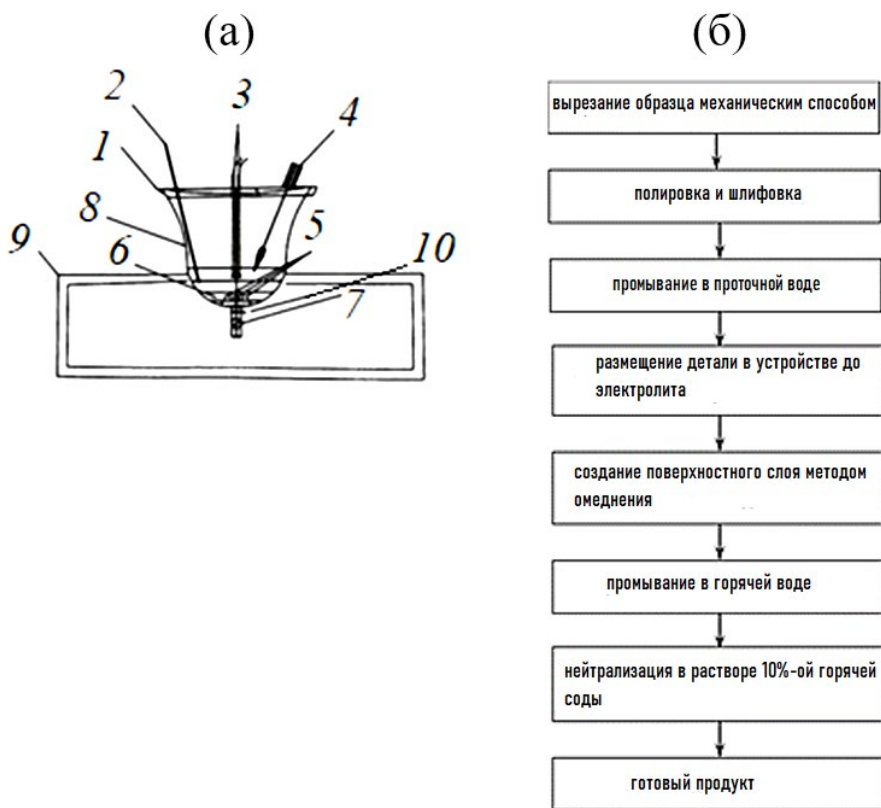
Образец, изготовленный из высокопрочного чугуна марки ВЧ40 (наименшее звуковое давление имеет феррит-перлитная структура), полируется и шлифуется, а также созданные на его поверхности наноразмерные медные покрытия предназначены для использования в качестве звукопоглотителей в диапазоне температур до 400 °С.

Полученные результаты влияния концентрации исходных и реагентных веществ на дисперсность и практический выход осаждающей на поверхности медного порошка, вес и весовое соотношение  $\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$  (17.0–28.3) и  $\text{C}_6\text{H}_{12}\text{O}_6$ :  $\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$  (1.5–2.5) влияют на различный выход (73–92%) и дисперсию меди  $(35\text{--}45) \pm 0.5$ .

На исследовательских образцах отработана технология создания омедненных однослойных образцов. Стало ясно, что медное покрытие толщиной 1–3 мкм оказывает влияние на характеристики, которые мы исследуем. С этой точки зрения было обнаружено, что пористость уменьшается с увеличением толщины. Увеличение толщины  $\text{CuSO}_4$ ,  $\text{C}_6\text{H}_{12}\text{O}_6$ ,  $\text{NaOH}$  регулировалось временем осаждения порошка.

**Изучение спектра звука на образце из высокопрочного чугуна с медным покрытием, работающим в частотной области.** На рис. 5 звуковые спектры образцов из материала, работающего в условиях большой нагрузки, были показаны при частоте 0–5000 Гц. В табл. 2 показано среднее значение уровня звукового давления (УЗД) в 3-х точках с помощью микрофонного устройства.

Анализ данных в табл. 2 и рис. 5 показывает, что звуковые характеристики образца из высокопрочного чугуна напрямую связаны с материалом образца и технологией изготовления. В результате исследований установлено, что уровень звукового давления в образцах из высокопрочного чугуна более нестабилен, чем в стали, обработанной в том же режиме. Иной скачок показателя УЗД в чугуне находится при частоте 1400 Гц. С другой стороны, видно, что уровень звукового давления на заданной частоте 1800 Гц у чугуна выше, чем у стали.



**Рис. 3.** Схема устройства для создания наноразмерного покрытия (а) и технологическая схема создания омедненного слоя на поверхности образцов (б): 1 — внутреннее окно раствора; 2 — термометр; 3 — нагреватель; 4 — рН-метр; 5 — образец; 6 — раствор сульфат меди; 7 — фильтрация; 8 — электролизер; 9 — опора; 10 — дренажная труба.

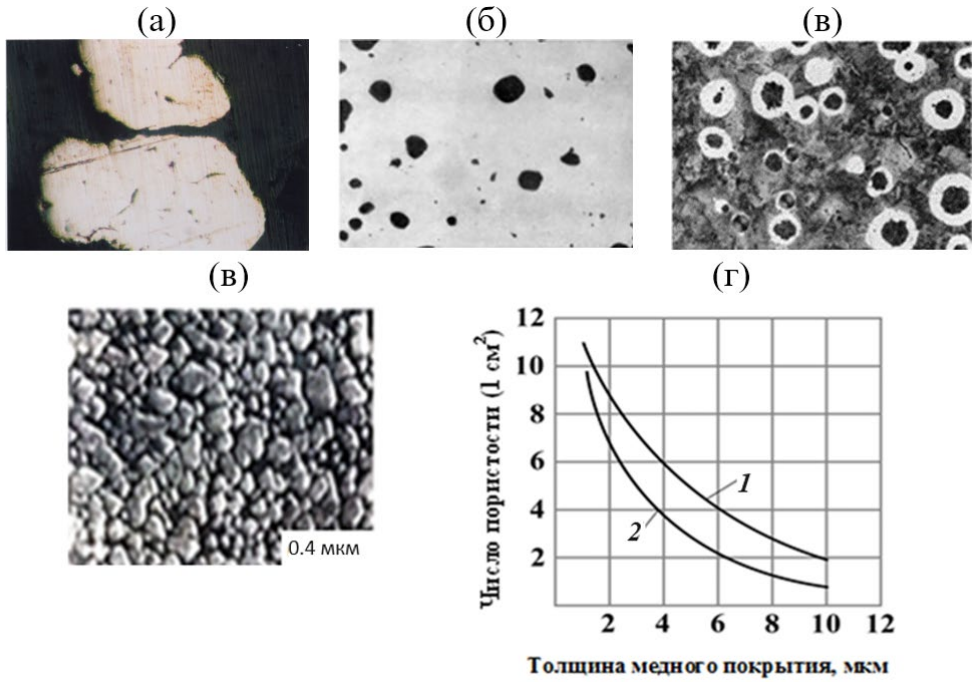


Рис. 4. Форма частиц наноразмерного медного порошка (а), высокопрочный чугун ВЧ40 с шаровидным графитом (б) и перлитно-ферритной структурой (П85+Ф15) (в), морфология поверхности образцов высокопрочного чугуна с наноразмерным медным покрытием (г) и зависимость пористости от толщины медного слоя (д): (а) — нетравленный,  $\times 14000$ , СЭМ (сканирующий электронный микроскоп);

(б) — до травления,  $\times 200$ ; (в) — после травления,  $\times 400$ ;

1 —  $C_6H_{12}O_6$ ;  $CuSO_4 \cdot 5H_2O$  — 2.50; 2 —  $C_6H_{12}O_6$ ;  $CuSO_4 \cdot 5H_2O$  — 1.75.

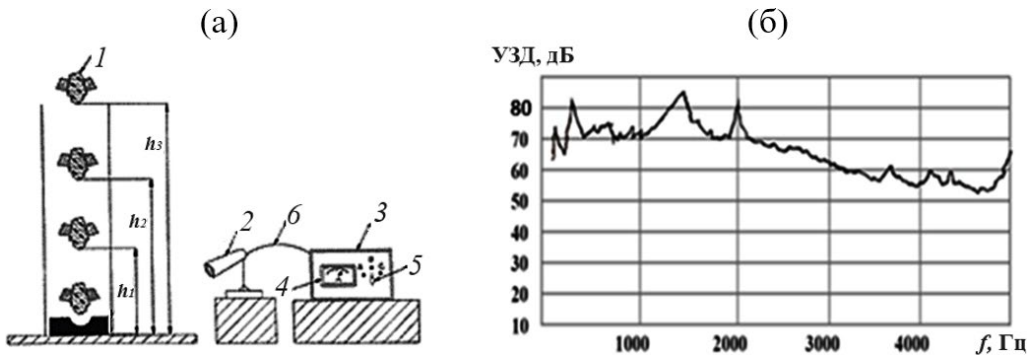


Рис. 5. Схема шумомера (а) и спектр звука, записанный микрофоном, на образце из высокопрочного чугуна с медным покрытием, работающим в частотной области (б): 1 — ударная нагрузка; 2 — микрофон; 3 — индикатор неоновой лампы, указывающей включено или нет питание; 4 — стрелочный индикатор; 5 — двухпозиционный тумблер; 6 — провода.

**Таблица 2.** Средний уровень звукового давления

Материал	Уровень звукового давления по трем точкам микрофона, дБ		
	1	2	3
Сталь 20ХНЗА	75.3	77.2	77.4
Высокопрочный чугун	74.5	76.4	76.3

**Изучение распределения звуковой энергии образцов из высокопрочного чугуна по частотному диапазону в результате удара шара.** В статье впервые изучается влияние на звукопоглощающие свойства высокопрочных чугунов омедненного слоя, созданного из наноразмерных медных частиц различной дисперсности, полученных химическим способом. С этой целью процесс получения осажденной меди из сульфата меди химическим редуцированием на образцах, изготовленных из высокопрочного чугуна, проводится в два основных этапа. Первый этап процесса проходит очень быстро, затем наступает индукционный период. Этот период имеет решающее значение для взаимодействия редуцирующего раствора с осадком твердого оксида, приводящего к образованию сердцевины металлической меди. После этого реакция ускоряется и образуется металлический медный порошок. Изготовленные образцы из высокопрочного чугуна полируются, а также на его поверхности формируется медное покрытие из наноразмерного порошка (рис. 2).

Морфологическое исследование медного покрытия, полученного методом химического редуцирующего осаждения, необходимо проводить в сканирующем электронном микроскопе в рабочей камере в условиях высокого вакуума. Каждое исследование заканчивают удалением загрязнения внутри колонки после извлечения образца (рис. 4).

Предварительные исследования распределения звуковой энергии удара по частотному диапазону образцов из феррито-перлитных, перлитных и ферритовых структурных высокопрочных чугунов показали, что основное влияние на звуковое давление оказывает высокочастотная составляющая спектра (рис. 6). Так как в низкочастотном и среднечастотном диапазонах суммарные уровни различаются по высокой частоте до 40–50 дБ.

Максимальное количество звуковой энергии в диапазоне высоких частот исследуется на частотах 8000 Гц и 16000 Гц. Поэтому шум, создаваемый в результате ударов твердых деталей друг о друга, изготовленных из чугуна с шаровидным графитом, в основном является высокочастотным шумом, что вызывает резкое ухудшение условий работы по сравнению с низкочастотным и среднечастотным шумом.

Определено что, однослойное покрытие снижает звуковую энергию до определенного значения, которое выше нижнего эффективного уровня звукового давления. Снижение звукового давления созданного покрытия более наглядно видно в феррито-перлитной структуре. С учетом всех трех структур можно предположить, что частота эффекта снижения звукового давления находится в области 63–4000 кГц. В настоящее время продолжают исследования по повышению твердости однослойных покрытий и снижению звукового давления за счет увеличения толщины покрытия до диапазона 8.9–13.0 мкм.

В результате теоретического анализа, проведенного в исследованиях, установлено, что при ударе шара на величину звукового импульса влияют упругие свойства металла, коэффициент Пуассона, масса и скорость шара при ударе, все эти величины надо учитывать [10]. В отличие от серого и ковкого чугуна в высокопрочном чугуне с шаровидным графитом на внутреннее поглощение энергии влияет металлическая основа, структура и химический состав металла.

**Исследование эффективности снижения и сравнения уровня звукового давления чугунов и стали.** Нестабильность УЗД в высокопрочном чугуне объясняется многими влияющими факторами. Такие факторы требуют учета влияния микрогеометрии образца на структуру материалов. Например, по структурной природе чугун нестабилен по сравнению со сталью. Кроме того, эффект модификации зависит от времени и количества заливаемого в форму металла. Здесь наблюдается количество включений графита в химическом составе и структуре чугуна (рис. 4).

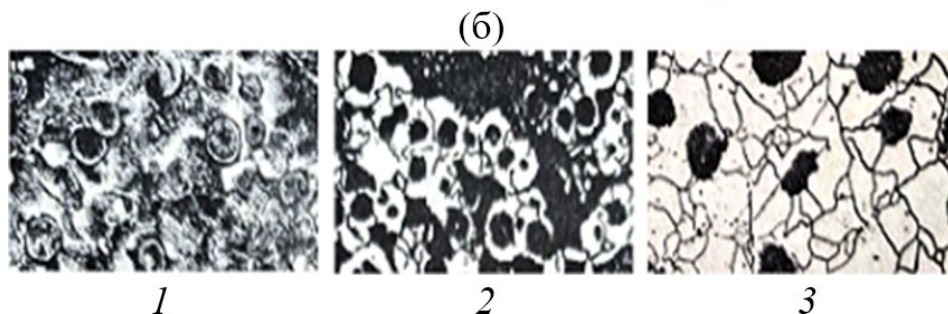
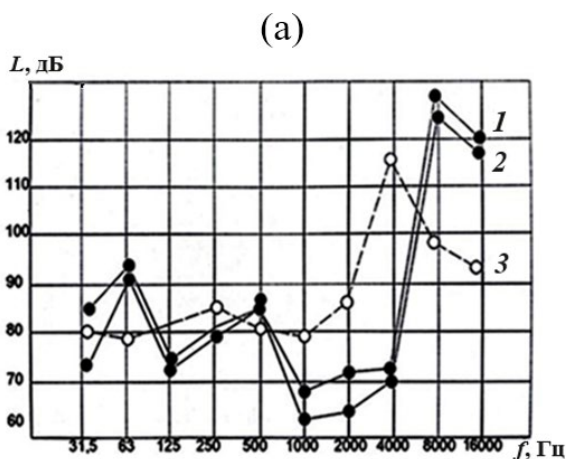
Представляет интерес также сравнительное исследование уровня звука в чугуне и стали. Результаты измерения уровня звукового давления представлены в виде гистограммы на рис. 7.

Из гистограммы ясно видно (рис. 7в), что у чугунных образцов уровень звука ниже, чем у стальных образцов. Это различие заключается в следующем:

- в высокопрочном чугуне — <1.43 дБ;
- в ковком чугуне — <1.68 дБ.

Определено, что однослойные электролитические покрытия снижают излучение звуковой энергии до определенного предела, выше которого эффективность снижения уровня звуковой энергии невысока (рис. 7).

В однослойных, односторонних покрытиях толщиной более 12–15 мкм наблюдается начало эффекта, при этом снижается общий уровень звукового давления до 12–14 дБ. Более экономичны односторонние электролитические медные покрытия, снижающие уровень звукового давления до 24 дБ при толщине покрытия 11–13 мкм.



**Рис. 6.** Распределение звуковой энергии образцов из высокопрочного чугуна по частотному диапазону в результате удара шара (а) и соответственно микроструктуре (б): 1 — чугун с перлитной; 2 — чугун с ферритно-перлитной; 3 — чугун с ферритной структурой.



В однослойных, двусторонних покрытиях уровень звукового давления в диапазоне 44–52 мкм снижается до 30–32 дБ.

Наиболее эффективными из покрытий, сокращающих продолжительность звука, являются медные покрытия, сокращающие продолжительность затухания более чем в 4 раза при толщине 25 мкм.

Однослойные, двусторонние медные электролитические покрытия более эффективны чем однослойные односторонние покрытия. При общей толщине 22–26 мкм уровень звукового давления снижается до 30–32 дБ и составляет 74.4–75.1 дБ.

Отсюда следует, что использование наномедных порошков увеличивает эффект снижения звукового давления 2–3 раза и в то же время уменьшает толщину слоя. На рис. 7 показано снижение уровня звукового давления в зависимости от толщины и внешнего вида однослойного одностороннего и однослойного двухстороннего электролитического покрытия.

**Заключение. 1.** Разработана новая технологическая схема и устройство для получения наноразмерного медного порошка путем химического редуцирования и осаждения на образцы высокопрочного чугуна. **2.** Одним из положительных моментов исследования является то, что покрытия, полученные химическим редуцированием, создают возможность снижения звуковой энергии за счет поглощения дополнительных вибраций. **3.** Исследовано, что после деформации уровень звукового давления высокопрочного чугуна снижается на 1.43 дБ по сравнению стальным образцом. **4.** Исследуя микроструктуры высокопрочного чугуна до и после нанесения покрытия, можно сделать вывод, что металлическая матрица из ВЧ40 играет определенную

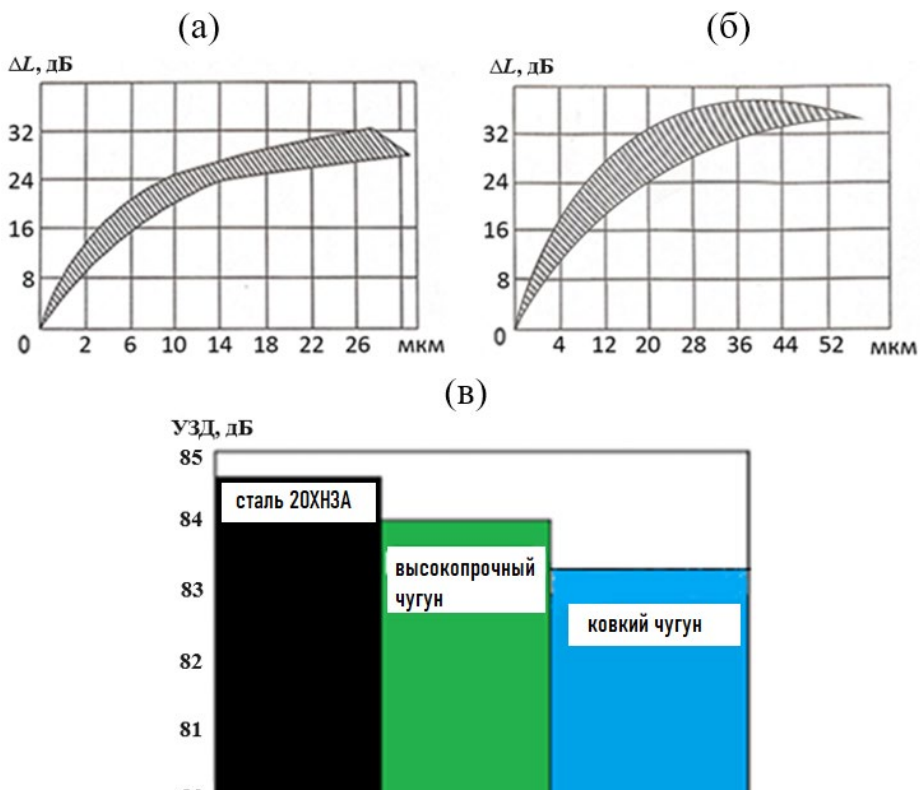


Рис. 7. Эффективность снижения звука ( $\Delta L$ ) однослойного одностороннего (а) и однослойного двухстороннего (б) электролитического покрытия и сравнительная гистограмма уровня звукового давления высокопрочного, ковкого чугуна и стали (в).

роль в снижении шума в кольцах узлов трения торцевого уплотнения. 5. Выяснилось, что нанесение защитного однослойного, двустороннего электролитического медного покрытия из наномедных частиц приводит к дополнительному затуханию колебаний в колебательной системе и уменьшению звуковой энергии.

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Азербайджанского государственного университета нефти и промышленности. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Korobochkin V.V., Potgieter J. H., Usoltseva N. V., Dolinina A. S.* Thermal preparation and characterization of nanodispersed copper-containing powders produced by non-equilibrium electrochemical oxidation of metals // *Solid State Sciences*. 2020. V. 108. P. 106.
2. *Ерконояр А.К., Ахметбекова А. М., Естаева Д. К., Кабасова Ж. К., Оразбаев К. Н., Абенова Д. К.* Исследование акустических и вибрационных характеристик чугунов // *Вестник науки и образования*. 2019. № 23 (77). Часть 3. P. 9.
3. *Fortini A., Soffritti Ch.* Recent Advances in Cast Irons // *Metals*. 2023. V. 13 (5). № 980. P. 13.
4. *Иванов С.Г., Гурьев А. М., Гурьев М.А., Мальков Н. В., Астахов Д.А., Романенко В. В., Черных Е. В.* Исследование влияния термической обработки на структуру и свойства высокопрочного чугуна марки ВЧ 35 // *Фундаментальные проблемы современного материаловедения*. 2023. Т. 20. № 1. P. 123.
5. *Marwan F., Eman El-Sh., Mohamed A. T.* Effect of Deformation Parameters on Microstructural Evolution of GGG 40 Spheroidal Graphite Cast Iron Alloy // *Materials Sciences and Applications*. 2019. V. 10 (6). P. 433.
6. *Дроконов А.М., Дроконов А. Е.* Совершенствование средств снижения шума турбомашин // *Вестник Брянского государственного технического университета*. 2014. № 2 (42). С. 25.
7. *Анцев А.В., Амиров С. С., Вальтер А. И.* Обеспечение качества литейных высокопрочных чугунов // *Известия ТулГУ. Технические науки*. 2021. Вып. 12. С. 358.
8. *Vaer W.* Chunky graphite in ferritic spheroidal graphite cast iron: formation, prevention, characterization, impact on properties: an overview. *Inter. Metalcast // Int. J. of Metalcasting*. 2020. V. 14 (2). P. 454.
9. ГОСТ Р ИСО 3741–2013 Определение уровней звуковой мощности и звуковой энергии источников шума по звуковому давлению.
10. *Benov D., Benova D.* Noise measurement with smart device and external microphone — basics, Accuracy and applications // *Ecological Engineering and Environment Protection*. 2017. № 2. P. 46.

## НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 62–192(075.8)

### ИССЛЕДОВАНИЕ КОРРЕКТИРУЮЩЕЙ ФУНКЦИИ ДЛЯ РАСЧЕТОВ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПРИ СТОХАСТИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

© 2024 г. Ю. П. Маньшин<sup>1</sup>, Е. Ю. Маньшина<sup>1, \*</sup><sup>1</sup>Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия

\*e-mail: elemans@mail.ru

Поступила в редакцию 14.03.2024 г.

После доработки 10.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

В статье проведен численный анализ влияния корректирующей функции на расчетную долговечность. Сформированы границы изменения аргументов — пределов выносливости и максимальных амплитуд напряжений разрушающего блока нагружения. При граничных условиях, приводимых в источниках, получены парадоксальные на первый взгляд результаты, представленные графиками.

*Ключевые слова:* предел выносливости, блок нагружения, амплитуда напряжения, ресурс, функция распределения ресурса

DOI: 10.31857/S0235711924050054, EDN: NTXNCZ

При проведении полевых испытаний зерноуборочных комбайнов и других сельскохозяйственных машин для оценки надежности по записям напряжений в конструкциях использовали программу SPD7 ALT, рассылаемую отраслевым институтом ВИСХОМ. Высокий авторитет отраслевой науки и удобство в использовании программы обеспечило ей широкое использование лабораториями надежности в 1985–2002 гг. Программа воспринимала цифровой массив ординат аналогового процесса, полученного от деформаций в точке измерений, выдавала статистические характеристики ординат, гистограмму амплитуд и расчет ресурса по линейной и скорректированной гипотезам накопления усталостного повреждения с вероятностью 0.5 (50%) и 0.98 (98%) (рис. 1).

Обозначения в таблицах статистических характеристик рис. 1а, б: МАКС, МИН.— максимальное и минимальное значения массива ординат напряжения, М.О.— математическое ожидание, ДИСП.— дисперсия, С.К.О.— среднее квадратическое отклонение.

Для определения ресурса необходимо ввести характеристики выносливости деталей: предел выносливости  $\sigma_{-D}$ , показатель кривой выносливости  $m$ , базовое число циклов  $N_G$  [1] (рис. 1г).

Предположительно, программа SPD7 ALT работала по алгоритму, описанному в [1, 2, 4, 5], который должен был включать:

1. Определение медианных ресурсов деталей на основании линейной гипотезы накопления усталостного повреждения:  $N_{0.5} = \frac{\sigma_{-1D}^m N_G}{\sum \sigma_{aj}^m p_j}$ , циклов, и скорректированной гипотезы

$$N_{0.5} = a_p \frac{\sigma_{-D}^m N_G}{\sum \sigma_{aj}^m p_j}, \text{ циклов,} \tag{1}$$

где  $a_p$  — расчетная корректирующая функция;  $\sigma_{aj}$  — повреждающие (эффективные) амплитуды напряжений, выбранные из разрядов  $j$  гистограммы (рис. 1в) по условию  $\sigma_{aj} \geq \sigma_{-D}$ ;  $p_j$  — разрядные частоты гистограммы амплитуд (рис. 1в).

Медианный ресурс в часах

$$t_{0.5} = \frac{N_{0.5}}{3600n_E}, \text{ час,} \tag{2}$$

где  $n_E$ , Гц — средняя частота эффективных амплитуд ( $\sigma_{aj} \geq \sigma_{-D}$ ), участвующих в процессе накопления усталостного повреждения.

2. Определение ресурсов деталей с требуемой вероятностью безотказной работы (ВБР), по вероятностной модели отказов деталей от роста — усталостных трещин, представленной логарифмически-нормальным законом [1–5] с плотностью

вероятности  $q(t) = \frac{1}{t S_{\lg t_{0.5}} \sqrt{2\pi}} \text{EXP}[-\frac{(\lg t_{0.5} - \lg t)^2}{2 S_{\lg t_{0.5}}^2}]$ , и вероятностью безотказной работы, выраженной через табулированную функцию Лапласа

$$P(t) = \Phi(\frac{\lg t_{0.5} - \lg t}{S_{\lg t_{0.5}}}), \tag{3}$$

где  $\lg t$  — десятичный логарифм ресурса в часах, соответствующего заданной вероятности безотказной работы  $P(t)$ ;  $\lg t_{0.5}$  — десятичный логарифм медианного ресурса в часах, соответствующего вероятности безотказной работы  $P(t) = 0.5$ ;  $S_{\lg t_{0.5}}$  — среднее квадратическое отклонение логарифма медианного ресурса

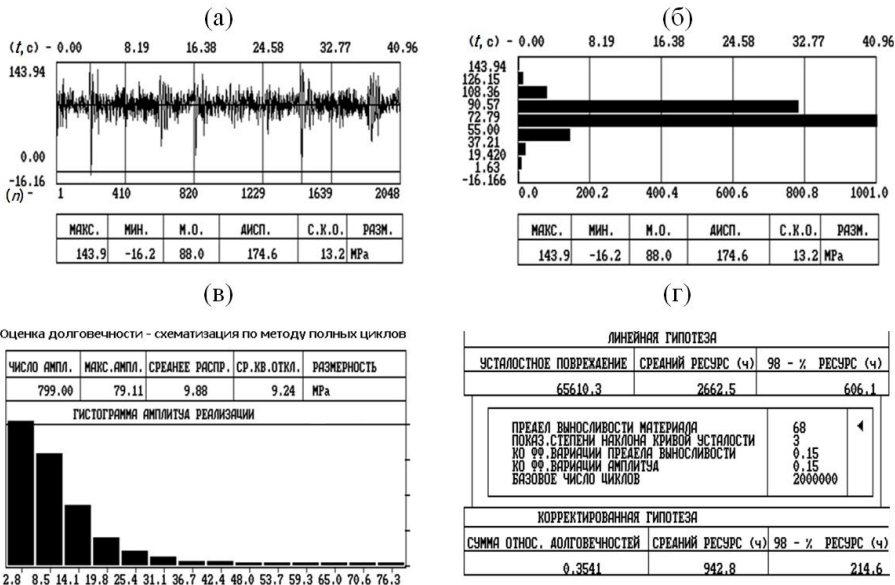


Рис. 1. Визуальные результаты программы расчета ресурса SPD7 ALT: (а) — динамический процесс напряжений и статистические характеристики; (б) — гистограмма ординат; (в) — гистограмма эквивалентных амплитуд напряжений; (г) — Расчеты ресурса в точке измерения напряжений.

$$S_{\lg t_{0.5}} = 0.434m\sqrt{V_{\sigma_{-1D}}^2 + V_{\sigma_j}^2},$$

где  $V_{\sigma_{-1D}}$  — коэффициент вариации предела выносливости детали, который можно принять [1] в диапазоне 0.05–0.2 (0.15 в программе SPD7 ALT);  $V_{\sigma_j}$  — коэффициент вариации амплитуд напряжений (рис. 1в) (0.15 в программе SPD7 ALT, хотя высокая динамичность нагрузки может давать значительно большие значения).

Аргумент функции Лапласа (3)

$$\frac{\lg t_{0.5} - \lg t}{S_{\lg t_{0.5}}} = u_p, \quad (4)$$

где  $u_p$  — квантиль нормального распределения, вычисленный в математических таблицах в функции вероятности безотказной работы  $P(t)$ .

Из (4) получена функция распределения ресурса в виде, приведенном в [1, 2]

$$\lg t = \lg t_{0.5} - u_p S_{\lg t_{0.5}}, \quad (5)$$

которая спрямляется в логарифмически-вероятностных координатах (рис. 2), и позволяет получить значения ресурса с вероятностями в диапазоне 0.5–1.0 графически.

На данном примере (рис. 2):  $\lg t_d$  — полученная в опытном образце функция распределения достигнутого ресурса;  $t_{0.5} = 943$ , час — достигнутый ресурс с ВБР 0.5 по SPD7 ALT;  $t_{0.98} = 215$ , час — достигнутый ресурс с ВБР 0.98 по SPD7 ALT;  $t_{0.9998} = 71$ , час — достигнутый ресурс с требуемой ВБР 0.9998;  $\lg t_T$  — требуемая функция распределения ресурса, имеющая заданный по ТЗ ресурс  $T = 10000$  часов с требуемой ВБР 0.9998. Цель конструктивной доработки по результатам испытаний — модернизация детали, в результате которой функция достигнутого ресурса переместится в положение требуемого.

В [4] приводится решение (5) относительно  $t$ , в результате чего получена функция распределения ресурса в зависимости от заданной ВБР

$$t = t_{0.5} 10^{-u_p S_{\lg t_{0.5}}}, \text{ часов.} \quad (6)$$

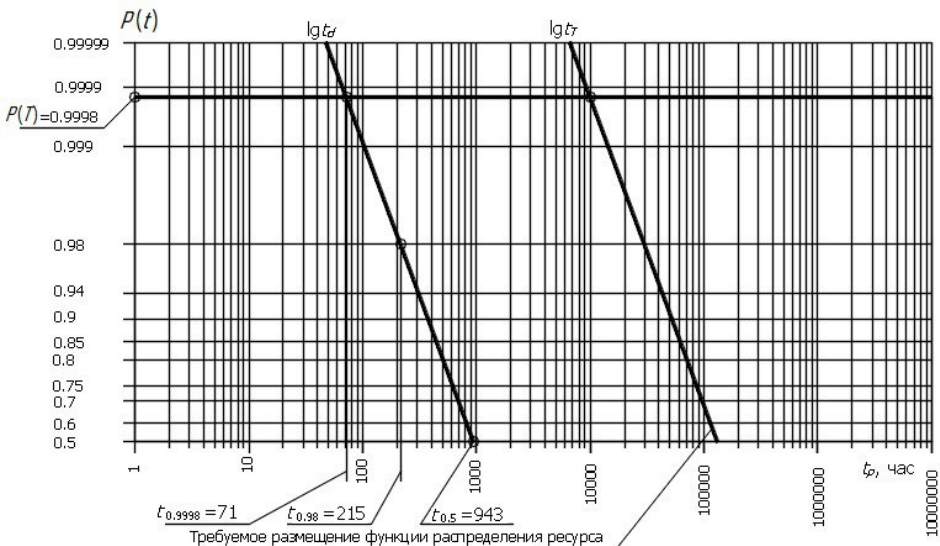


Рис. 2. Графическое представление ресурса в логарифмически-вероятностных координатах.

Функция ресурса в виде (6) позволяет отменить получение ресурса на графике рис. 2 при большом объеме обработки опытных данных.

Со времени опубликования трудов [1, 2] расчеты ресурса внедрились не только в практику экспериментальных исследований, но и в учебные курсы. Это потребовало прояснения всех логических связей и подробностей расчетов, которые должны были быть реализованы в загрузочном модуле программы SPD7 ALT. Логика формулы медианного ресурса  $N_{0.5}$  (1) при  $a_p = 1$  не вызывает вопросов [5]. Но расчетная корректирующая функция  $a_p$ , которая [1, 6] должна учитывать снижение предела выносливости детали при действии больших амплитуд напряжений, в некоторых сочетаниях аргументов дает некорректные результаты, которые по [1, 2] должны обходиться условиями, описанными в формулах (7), (8).

Линейная гипотеза накопления усталостного повреждения определяется [1]: разрушение наступит, когда сумма относительных долговечностей под влиянием каждого цикла напряжений станет равной единице

$$\sum_{j=1}^r \frac{n_j}{N} = 1, \quad (7)$$

где  $n_j$  — число повреждающих амплитуд напряжений  $\sigma_{aj} \geq \sigma_{-D}$ , в каждом из разрядов гистограммы;  $N$  — общее число циклов до разрушения.

Корректированная гипотеза накопления усталостного повреждения определяется в [1] по результатам экспериментов: разрушение наступит при условии

$$\sum_{j=1}^r \frac{n_j}{N} = a_E, \quad (8)$$

где  $a_E$  — сумма относительных долговечностей (экспериментальный корректирующий коэффициент), которая по результатам различных испытаний [1] зафиксирована в диапазоне  $a_E = 0.1-2.0$  при значениях параметров по формуле (7).

Расчетное значение суммы относительных долговечностей предлагается получать [1] из функции, которую можно записать для детали, испытывающей стохастические напряжения в продолжении наработки (блока нагружения), завершающейся отказом детали в виде усталостной трещины

$$a_p = \frac{\sigma_{a \max} \xi - 0.5 \sigma_{-1D}}{\sigma_{a \max} - 0.5 \sigma_{-1D}}, \quad (9)$$

$$\xi = \sum_{j=1}^r \frac{\sigma_{aj}}{\sigma_{a \max}} p_j, \quad (10)$$

где  $\sigma_{aj} \geq 0.5 \sigma_{-D}$  — учитываемые амплитуды напряжений по разрядам гистограммы  $j$ ; 0.5 — коэффициент, рекомендованный в [1] по опытным данным, для ограничения нижнего уровня амплитуд, влияющих на процесс накопления усталостного повреждения;  $r$  — число разрядов гистограммы;  $\sigma_{a \max}$  — максимальная амплитуда блока нагружения;  $p_j = \frac{n_j}{N}$  — разрядная частота амплитуд напряжений;  $n_j$  — количество учитываемых амплитуд в блоке нагружения по разрядам гистограммы  $j$ ;  $N$  — общее число циклов в блоке нагружения.

Формулы (7), (8) дают основание для представления: если модель повреждающего действия амплитуд напряжений  $\sum \sigma_{aj}^m p_j$  в формуле (1) обладает невысокой динамичностью (коэффициент вариации амплитуд близок к единице), значение  $a_p$  приближается к единице; если динамичность нагрузки высокая,  $a_p$  снижается в пределе до условного минимального значения  $a_p = 0.1$  [1], снижая в формуле (1) медианное число циклов до разрушения.

**Основная часть.** Для проверки этого представления был проведен численный эксперимент, для которого (10) подставлена в (9) и получена формула той же корректирующей функции, в которой представлены ее связи с аргументами

$$a_p = \frac{\sum \sigma_{aj} p_j - 0.5\sigma_{-1D}}{\sigma_{a\max} - 0.5\sigma_{-1D}}, \quad (11)$$

при  $\sigma_{aj} \geq 0.5\sigma_{-1D}$ .

При подстановке аргумента  $\sum \sigma_{aj} p_j$  в указанных границах  $a_p$  должна быть ограничена по условию [1, 2]: «если по расчету  $a_p < 0.1$ , принимается  $a_p = 0.1$ ».

Представление  $a_p$  в виде (11) приводится также в [1]. Из структуры формулы  $a_p$  можно рассмотреть некоторые ее свойства: 1) корректирующая функция есть отношение разности средней амплитуды  $\sum \sigma_{aj} p_j$  и половины предела выносливости детали  $0.5\sigma_{-1D}$  к разности максимальной амплитуды  $\sigma_{a\max}$  и половины предела выносливости детали; 2) выражение (11) малочувствительно как к приращениям предела выносливости, так и к его величине при условии  $\sigma_{aj} \geq 0.5\sigma_{-1D}$ ; 3) так как среднее значение гистограммы стохастического процесса меньше его максимального значения,  $a_p$  1 при случайном нагружении; 4) с ростом среднего значения амплитуд напряжений функция  $a_p$  должна расти, приближаясь к единице; 5) так как среднее значение и максимальная амплитуда принадлежат одному распределению стохастического процесса, рост максимальной амплитуды в знаменателе будет сопровождаться ростом среднего в числителе. Поэтому снижение функции  $a_p$  к нижней границе в диапазоне  $0.1 \leq a_p \leq 1$  можно представить для гистограммы амплитуд напряжений со смещенной влево модой; 6) пределом роста средней амплитуды является максимальная амплитуда, что имеет место при регулярном нагружении с постоянной амплитудой  $\sigma_{a\max}$ , при этом  $a_p = 1$ , независимо от величин  $\sigma_{a\max}$  и  $\sigma_{-1D}$ .

Количественные характеристики и их визуализация находятся путем численного эксперимента.

Исходным для формирования блока нагружения принимается стохастический процесс напряжения (рис. 1а). После приложения  $N$  циклов (порядка  $10^6 - 10^8$ ) случайных напряжений происходит разрушение детали. Полагаем, что амплитуда напряжения процесса  $\sigma_{ai}$  есть случайная независимая величина, подверженная действию многих случайных факторов. Согласно центральной предельной теореме математической статистики распределение выборочного массива амплитуд стремится к нормальному, когда  $N$  стремится к бесконечности.

Дальнейшие шаги по формированию блока нагружения приведены на рис. 3.

На рис. 3: 1) статистический ряд циклов случайных напряжений (рис. 3а), приведенных к эквивалентным симметричным значениям амплитуд  $\sigma_{ai} = 0.5\sigma_{Ri} + \psi_\sigma \sigma_{mi}$  ( $\sigma_{Ri}$  и  $\sigma_{mi}$  — размахи и средние значения случайных циклов,  $\psi_\sigma$  — коэффициент чувствительности к асимметрии цикла нормальных напряжений); 2) распределения эквивалентных циклов амплитуд напряжений представлено стандартным нормальным законом с математическим ожиданием на линии нулевого значения циклов  $f(\sigma_a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \text{EXP}\left(-\frac{\sigma_a^2}{2}\right)$ ; 3) наибольшие экстремумы процесса  $\sigma_{a\max}$  размещены на границах интервала  $\pm 3S$ , где  $S$  — среднее квадратическое отклонение; 4) размах  $\pm 3S$  разделен на шесть разрядов, имеющих значение  $S$ , МПа; 5) вариационный ряд эквивалентных циклов напряжений (рис. 3б), поделенных на разряды с ценой  $S$ , МПа; 6) формирование гистограммы амплитуд с разрядными частотами  $p_j$ , в соответствии с нормальным законом при условии  $\sum_{j=1}^3 p_j = 1$  (табл. 1); 7) трехступенчатая гисто-

грамма блока нагружения (рис. 3в) с ценой разряда  $S$ , МПа, в котором числа циклов ступени блока  $N_j$  пропорциональны разрядным частотам  $p_j$  (табл. 1).

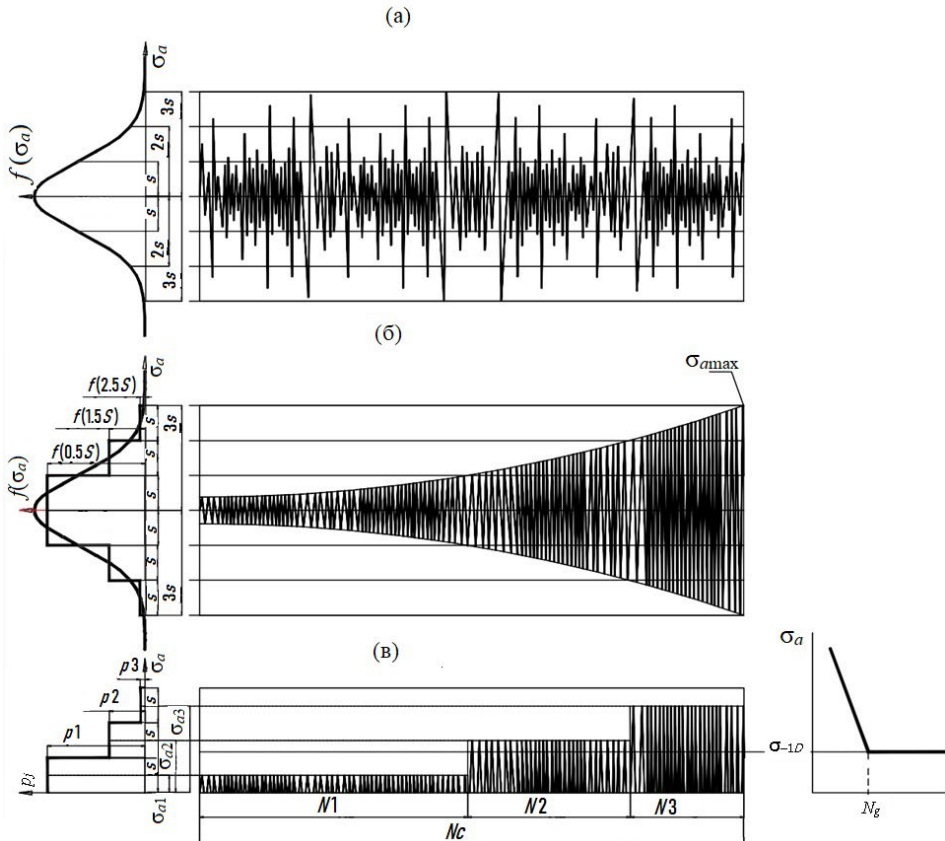
**Таблица 1.** Характеристики гистограммы амплитуд напряжений

№ разряда, $j$	Значение разряда $\sigma_{aj}$ , МПа (середины разрядов)	Разрядная частота, $p_j$
1	$0.5S$	0.7042
2	$1.5S$	0.2590
3	$2.5S$	0.0368

На рис. 3в приведено демонстрационное совмещение блока нагружения и кривой выносливости, амплитуды  $\sigma_{a1} = 0.5S < \sigma_{-1D}$  и должны исключаться из суммирования в формуле (11).

Максимальная амплитуда напряжения блока принята  $\sigma_{amax} = 3S$  (рис. 1б), и значения разрядов так же выражены через  $S$  (табл. 1).

Корректирующая функция после выбора функции распределения амплитуд содержит два аргумента:  $\sigma_{amax}$  и  $\sigma_{-1D}$ , диапазоны изменения которых в достаточном количестве наборов должны быть выбраны.



**Рис. 3.** Формирование гистограммы амплитуд напряжений  $\sigma_{aj}$  блока нагружения, разрушающего деталь после накопления  $N$  циклов.



**Диапазон пределов выносливости.** Наименьший предел выносливости  $\sigma_{-1D} = 40$  МПа принят по результатам стендовых исследований штампосварных конструкций [7].

Минимальное расчетное значение предела выносливости детали получено путем деления предела выносливости на максимальный коэффициент концентрации от прессовой посадки [8] материала Сталь 45 по ГОСТ 1050-1988 с пределом текучести  $\sigma_T = 650$ , МПа при твердости *HB270*

$$\sigma_{-1D\min} = \sigma_{-1(45)} / K_{\sigma\max} = 380 / 4.6 = 83 \text{ МПа.}$$

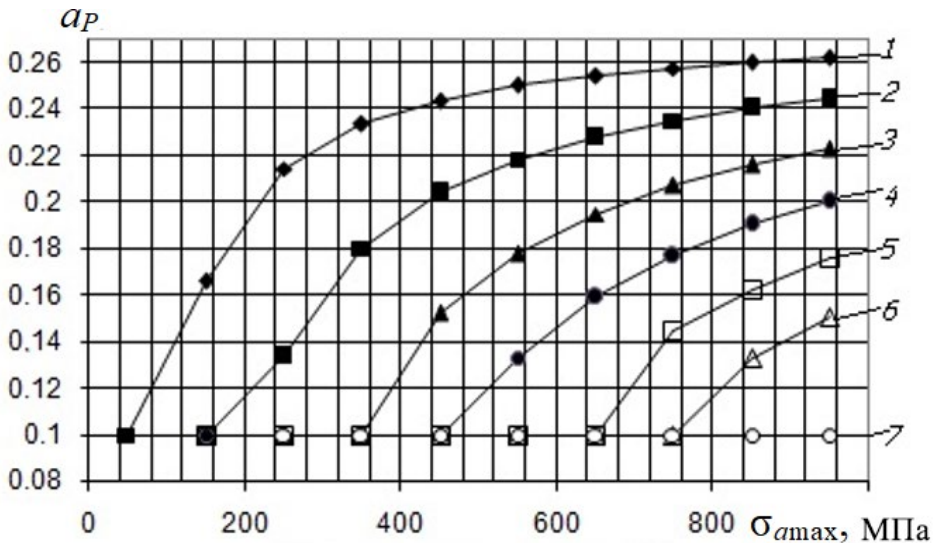
Максимальное расчетное значение предела выносливости детали получено путем деления предела выносливости на минимальный коэффициент концентрации от галтели наиболее прочного конструкционного материала Сталь 30ХГТ по ГОСТ 4543-2016 с пределом текучести  $\sigma_T = 1200$  МПа при твердости *HB415*:  $\sigma_{-1D\max} = \sigma_{-1(30ХГТ)} / K_{\sigma\min} = 650 / 1.5 = 438$  МПа.

В этом диапазоне принят ряд  $\sigma_{-1D}$ : 40; 83; 133; 183; 233; 283; 333; 383 МПа.

Диапазон нагрузок, задается в виде максимальных амплитуд напряжений. Нижний уровень максимальных амплитуд принят 50 МПа. Верхний уровень максимальных амплитуд для сохранения напряжений в упругой области принят:  $\sigma_{a\max} = 0.8\sigma_{T(30ХГТ)} = 0.8 \cdot 1200 = 960$  МПа. В этом диапазоне приняты ступени максимальных амплитуд  $\sigma_{a\max}$ : 50; 150; 250; 350; 450; 550; 650; 750; 850; 950 МПа.

Алгоритм расчетов предполагал на каждом уровне предела выносливости  $\sigma_{-1D}$  выполнение действий: 1) расчеты значений  $\sigma_{aj}$ ,  $p_j$  для ступеней гистограммы (табл. 1) и их суммирование для подстановки в (11); 2) расчеты рядов  $a_p$  (11) для каждого значения ряда  $\sigma_{a\max}$ ; 3) расчеты отношений  $K = \sigma_{a\max} / \sigma_{-1D}$  для каждого значения ряда  $\sigma_{a\max}$ .

В этом процессе из суммирования (11) исключались амплитуды напряжений  $\sigma_{aj} < 0.5\sigma_{-1D}$ , из дальнейшего рассмотрения исключались  $a_p$ , полученные при зна-



**Рис. 4.** Корректирующая функция  $a_p$  для ряда пределов выносливости детали, МПа: 1 –  $\sigma_{-1D} = 40$ ; 2 –  $\sigma_{-1D} = 83$ ; 3 –  $\sigma_{-1D} = 133$ ; 4 –  $\sigma_{-1D} = 183$ ; 5 –  $\sigma_{-1D} = 233$ ; 6 –  $\sigma_{-1D} = 283$ ; 7 –  $\sigma_{-1D} = 333$ , на различных ступенях максимальных амплитуд напряжений  $\sigma_{a\max}$ . График  $a_p$  при значении  $\sigma_{-1D} = 383$  МПа не приведен, т.к. в пределах шкалы  $\sigma_{a\max}$  он повторяет значения графика 7.

чениях  $K \leq 0.5$ , всем значениям  $a_p < 0.1$  по величине и по знаку были присвоены значения  $a_p = 0.1$ . На рис. 4 и 5 приводится графическая интерпретация результатов.

Из графиков (рис. 4) видны тенденции функции  $a_p$ : 1) с ростом максимальных амплитуд  $\sigma_{amax}$  при фиксированных пределах выносливости функция  $a_p$  растет, асимптотически приближаясь к неопределенному в границах исследования значению  $a_p < 1$ . Это значение ориентировочно составляет 0.3. Однако для расширения рядов аргументов численного эксперимента пришлось бы пользоваться предполагаемыми характеристиками несуществующих материалов; 2) наращивание  $\sigma_{amax}$  создает признаки ограниченного роста ресурса детали при подстановке  $a_p$  в (1), что противоречит исходной предпосылке о необходимости использования корректирующей функции при действии высоких амплитуд; 3) с ростом пределов выносливости  $\sigma_{-1D}$  растет число значений функции  $a_p = 0.1$ ; при значениях ряда пределов выносливости  $\sigma_{-1D} = 333$  МПа и более на всех ступенях  $\sigma_{amax}$  получены значения  $a_p = 0.1$ ; 4) наращивание  $\sigma_{-1D}$  сопровождается отклонением  $a_p$  к ее нижней границе 0.1 и при подстановке в (1) сокращает расчетный ресурс, нивелируя упрочнение, на которое может рассчитывать разработчик, повышая  $\sigma_{-1D}$ .

Зависимость корректирующей функции  $a_p$  от аргумента  $K = \sigma_{amax}/\sigma_{-1D}$  (рис. 5), еще более наглядно проявляет тенденцию  $a_p$  к ограниченному росту при наращивании отношений  $K$ ; тенденция мало зависит от пределов выносливости  $\sigma_{-1D}$ .

Тенденцию  $a_p$  к росту при наращивании амплитуд напряжений  $\sigma_{amax}$  мы видим так же в [1]. В колонках «Закон распределения амплитуд: нормальный и равномерный»  $a_p$  возрастает с ростом отношения  $\sigma_{amax}/\sigma_{-1D}$ , что не расходится со свойствами, проявленными на рис. 4, 5.

Формула (11) идентична формуле (5.33) [1]. Цитируя [1]: «Формула (5.33) была получена на основе анализа ряда экспериментальных данных. Из этих данных следует, что сумма относительных долговечностей  $\alpha$  имеет тенденцию к уменьшению при увеличении разницы между наибольшей  $\sigma_{amax}$  и наименьшей  $\sigma_{amin}$  амплитудами

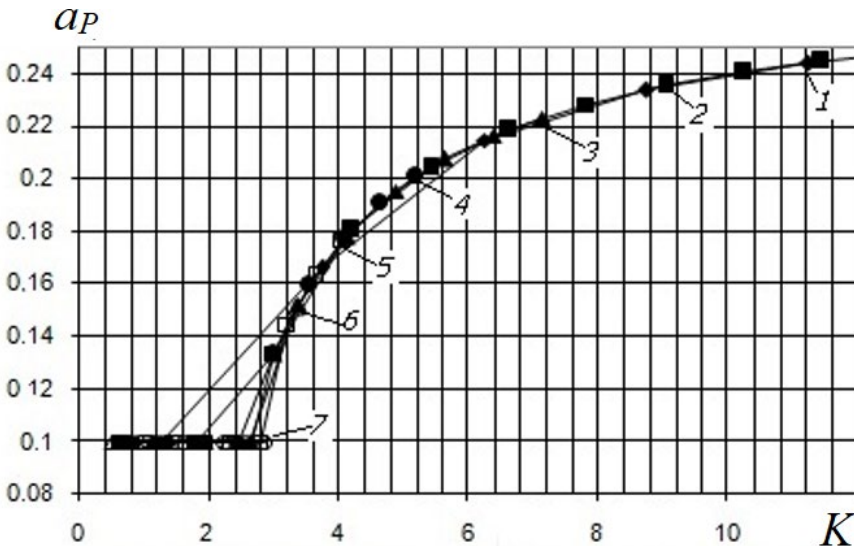


Рис. 5. Корректирующая функция  $a_p$  для ряда пределов выносливости детали, МПа: 1 –  $\sigma_{-1D} = 40$ ; 2 –  $\sigma_{-1D} = 83$ ; 3 –  $\sigma_{-1D} = 133$ ; 4 –  $\sigma_{-1D} = 183$ ; 5 –  $\sigma_{-1D} = 233$ ; 6 –  $\sigma_{-1D} = 283$ ; 7 –  $\sigma_{-1D} = 333$ , на различных ступенях отношений максимальных амплитуд напряжений к пределу выносливости  $K = \sigma_{amax}/\sigma_{-1D}$ .

блока ... », и имея в виду, что  $\sigma_{amin} = 0.5\sigma_{-1D}$ , можно заключить, что упомянутая тенденция  $a_p$  к росту в табл. 5.2 [1] также противоречит физическому смыслу корректированной теории накопления усталостного повреждения, как и результаты нашего численного исследования.

В свете приведенной цитаты вызывает вопрос та же тенденция к росту значений экспериментальной суммы относительной долговечности  $a_E$  в тех же колонках: не являются ли эти результаты технической ошибкой, допущенной при оформлении таблицы 5.2 [1].

Возвращаясь к расчетной корректирующей функции (11), обратим внимание на трудно воспринимаемый момент суммирования амплитуд  $\sum \sigma_{aj} p_j$  при расчете  $a_p$  с нижним пределом  $\sigma_{aj} \geq 0.5\sigma_{-1D}$  (11), но при получении сумм относительных долговечностей (7), (8) и расчете медианного ресурса (1), суммирование тех же амплитуд  $\sum \sigma_{aj} p_j$  и  $\sum \sigma_{aj}^m p_j$  проводится с нижним пределом  $\sigma_{aj} \geq \sigma_{-1D}$  при использовании одной и той же кривой выносливости с горизонтальной правой ветвью.

Преподавая вопросы проектирования машин по условиям надежности [9, 10] (рис. 2), участвуя в консультациях конструкторских бюро и испытывая безусловное доверие к результатам экспериментальных исследований, представляющих [1–6], основу современных методик расчетов прочности конструкций, мы полагаем, что таблицы экспериментальных сумм относительных долговечностей  $a_E$ , привязанных к свойствам материала и характеристикам нагружения, могли бы быть логичной заменой расчетов корректирующей функции (11). Наши надежды на наследников протоколов фундаментальных экспериментов по выносливости материалов и конструкций, на создание по результатам их анализа объективных руководящих технических материалов для разработчиков технических систем.

**Выводы.** Полученные из эксперимента суммы относительных долговечностей  $a_E$  (8) объективно отражают процесс развития усталостного повреждения и, по наблюдениям экспериментаторов [1], имеет тенденцию к уменьшению при увеличении разницы между наибольшей  $\sigma_{amax}$  и наименьшей  $\sigma_{amin}$  амплитудами блока. То есть наличие в процессе нагружения амплитуд напряжений, значительно превосходящих предел выносливости, ведет к разупрочнению образца. Этот физический феномен проявляется в получении суммы  $a_E < 1$ , и ее снижении при возрастании максимальных амплитуд напряжений.

Расчетная функция  $a_p$  (11) при суммировании по гистограмме напряжений стохастического процесса нагружения также дает значения  $a_p < 1$ . Однако рост аргумента  $\sigma_{amax}$  сопровождается ростом  $a_p$ , что не согласуется с гипотезой снижения предела выносливости и числа циклов до разрушения под воздействием высоких амплитуд напряжений.

Наращивание предела выносливости  $\sigma_{-1D}$  сопровождается отклонением корректирующей функции к нижней границе  $a_p = 0.1$  и при расчете медианного числа циклов до разрушения сокращает расчетный ресурс, что расходится с существующими представлениями о возможности повышения ресурса путем повышения  $\sigma_{-1D}$ .

Эти противоречивые реакции корректирующей функции  $a_p$  на приращение аргументов приводят к выводу, что расчеты медианного ресурса (1) приобретут больше объективности, если вместо корректирующей расчетной функции  $a_p$  использовать экспериментальные суммы относительных долговечностей  $a_E$  (8), привязанных к свойствам материалов и характеристикам нагружения.

**Финансирование работы.** Работа выполнена в плане инициативной НИР.

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Когаев В. П.* Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени. М.: Машиностроение, 1977. 232 с., ил.
2. Расчеты деталей машин на выносливость в вероятностном аспекте. Методические указания / Под ред. А. П. Гусенкова, И. М. Петровой, И. В. Гадиной. М.: МЦНТИ, 1991. 85 с.
3. *Когаев В. П., Махутов Н. А., Гусенков А. П.* Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность: Справочник. М.: Машиностроение, 1985. 224 с., ил.
4. *Маньшин Ю. П., Маньшина Е. Ю.* Приближенная оценка ресурса детали, обеспечивающая ее требуемый ресурс с заданной вероятностью безотказной работы // Вестник машиностроения. 2017. № 12. С. 20.
5. *Степнов М. Н., Гиацинтов Е. В.* Усталость легких конструкционных сплавов. М.: Машиностроение, 1973. 317 с.
6. *Петрова И. М., Гадилина И. В.* Оценка циклической прочности конструкционных сталей в области длительной долговечности // Вестник машиностроения. 2005. № 10. С. 23.
7. *Махутов Н. А.* Сопrotивление элементов конструкций хрупкому разрушению. М.: Машиностроение, 1973. 200 с.
8. Детали машин. Расчет и конструирование: Справочник. Т. 1 / Под ред. Н. С. Ачеркана. М.: Машиностроение, 1968. 440 с.
9. *Пронников А. С.* Параметрическая надежность машин. М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2002. 560 с.
10. *Дальский А. М.* Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей машин. М.: Машиностроение, 1975. 225 с.

---

## НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

---

УДК 620.186.8

### МЕТОДИКА ОБРАБОТКИ ИЗОБРАЖЕНИЙ ДИСПЕРСНЫХ МИКРОСТРУКТУР АЛЮМИНИЕВОЙ БРОНЗЫ

© 2024 г. Р. С. Ахметханов<sup>1, \*</sup>, В. В. Столяров<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А. А. Благодирова РАН, Москва, Россия

\*e-mail: mibsts@mail.ru

Поступила в редакцию 27.02.2024 г.

После доработки 06.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

В статье описана методика и выполнен анализ оптической микроструктуры многофазного сплава БрАЖ9-4 на основе меди, подвергнутого структурному измельчению. Особенности микроструктуры сплава исследуются с помощью оценки пространственной однородности материалов по геометрическим характеристикам фаз и структурных составляющих. Для анализа структурных характеристик материала использованы следующие количественные характеристики изображений: статистическое разделение фаз с помощью кластеризации, выделение фаз по уровню окрашенности пикселей изображения серого оттенка, определение гистограмм распределений размеров зерен, суммарных площадей (длины) границ зерен и фаз. По результатам исследования сделан вывод о степени измельчения  $\alpha$  и  $\beta$  фаз, укрупнения  $\gamma$  фазы за счет распада  $\alpha$  и  $\beta$  фаз при охлаждении сплава после обработки РКУП, об увеличении длины границ зерен материала и однородности распределения зерен фаз по площади микрошлифа.

*Ключевые слова:* алюминиевая бронза, микроструктура, фаза, размер зерен, суммарные площади фаз, длина (площадь) границ зерен, степенной закон, статический центр момента инерции изображения

**DOI:** 10.31857/S0235711924050068, **EDN:** NTXDTZ

Металлические сплавы в процессе изготовления конкретных изделий (литье, деформация, термическая обработка) испытывают структурные превращения и соответствующие изменения физико-механических свойств. Для повышения качества полуфабрикатов большую роль играет оперативный количественный контроль эволюции микроструктуры, который включает в себя получение и оценку оптических изображений на предмет размера и распределения структурных элементов. Как правило, для крупнозернистых структур (размер зерен десятки и сотни микрон) это не представляет особой сложности при наличии современных металлографических микроскопов. Однако, для деформированных материалов, например, ультрамелкозернистых с размером зерен менее 1 мкм, анализ структурных особенностей становится затруднительным. Он требует применения более дорогостоящих методов анализа и оборудования, таких как электронные просвечивающие и сканирующие микроскопы, атомносиловые микроскопы и др. В этой связи применение методов оценки оптических изображений, основанных на уровне окрашенности пикселей и методов выделения особенностей изображения микрошлифов, является хорошим дополнением для получения геометрических характеристик структуры.

Анализ микроструктуры материала является важным инструментом для оценки его физико-механических свойств и поведения при эксплуатации. Он позволяет изучать и оценивать различные параметры микроструктуры, такие как размер, форма и распределение зерен, наличие включений, фаз и микродефектов. Количественный анализ микроструктуры может быть полезен при анализе технологических свойств полуфабрикатов, контроле качества готовых изделий, автоматизации процессов производства, идентификации и классификации материалов [1].

При анализе структуры определяют, как правило, следующие характеристики: фазовый состав (природу фаз); форму и размеры частиц отдельных фаз; взаимное расположение фаз и структурных составляющих по отношению друг к другу; количественное соотношение фаз и структурных составляющих и т.п. Эти характеристики можно описать качественно и количественно. Развитие компьютерных методов обработки изображений позволяет выбрать алгоритмы для получения численных характеристик, которые полностью описывают особенности структуры материала. Появляется возможность непосредственно измерить геометрические параметры каждой структурной единицы, обработать результаты и получить не только среднее, но и ряд конкретных зависимостей — распределений определенной величины (размера зерен, площади границ зерен и пр.) по размерам (частотная кривая). В настоящее время существуют специализированные программные продукты для анализа микроструктуры материалов по изображению микрошлифов. Также многие авторы используют различные процедуры компьютерного моделирования. Приведем примеры использования вычислительных процедур в анализе микрошлифов.

Например, в работе [2] представлено алгоритмическое обеспечение для предварительной обработки и дальнейшего анализа изображений микроструктуры металлов, реализующее металлографические методы: сравнение с эталонными шкалами; подсчет зерен на микрошлифе; подсчет пересечения границ зерен; измерения хорд. В качестве исходных данных может использоваться заданное количество цифровых изображений шлифа. Далее выполняется сегментация зерен. Для этого используется комбинация методов адаптивной бинаризации, дистанционного преобразования и водораздела. А для определения границ зерен используется контурный анализ.

В другой работе [3] рассматривается задача выборочного контроля качества металлических функциональных материалов, которые должны обладать строго определенными и настраиваемыми физическими и химическими свойствами, дающими возможность реализовывать служебные характеристики конструкций и устройств, недостижимые при использовании других материалов. Предлагается проверять соответствие получаемых потребительских свойств создаваемого материала заданным значениям путем сравнения параметров микроструктуры, определяемым по фотографиям шлифов с помощью автоматизированной информационной системы. В качестве контролируемых величин выступают параметры фазового состава (объемные доли фаз) и структуры (размеры и степень анизотропии зерен) исследуемого материала. Приводится демонстрационный пример выборочного контроля качества арматурной стали с заданными прочностными свойствами. Показано, что путем сравнения значений трех параметров зеренно-фазовой структуры можно контролировать значение твердости исследуемой стали. В качестве основных параметров зеренно-фазовой структуры выбраны: объем фаз, средний размер зерна, коэффициент вариации размера зерна и степень анизотропии зерен.

Методология обнаружения пластической деформации на микроуровне представлена в работе [4]. Анализ основан на статистических данных, описывающих морфологическую и кристаллографическую текстуру микроструктуры образца, полученных методом оптической микроскопии с использованием цифрового анализа изображений. Важной характеристикой, необходимой для описания микроструктуры, авторами было выбрано распределение зерен по размерам и ориентации.

Подход автоматизированного измерения параметров микроструктуры материалов при промышленном контроле качества представлен в работе [5]. В результате программной обработки изображения шлифа определяются следующие характеристики микроструктуры топливной таблетки: средний размер зерна, средний эффективный диаметр, число зерен, находящихся в исследуемом поле шлифа площадь  $i$ -го отдельного зерна, длина границы  $i$ -го отдельного зерна.

В работе [6] исследуются возможности искусственных нейронных сетей третьего поколения в задачах распознавании микроструктуры материалов. В работе предложена архитектура нейронной сети (относится к сетям третьего поколения), способной к распознаванию элементов микроструктуры. Обучение и апробация сети выполнена на задаче распознавания наличия дендритных структур на снимках микрошлифов металлов. Достигнуты положительные результаты с точностью более 90%. Авторами отмечается, что высокая достоверность полученных результатов говорит о перспективности применения нейронных сетей третьего поколения в задачах распознавания и классификации микроструктур металлов и сплавов.

В работе [7] исследованы особенности распределений размеров зерен. Проведен эксперимент и измерены объемы образца меди, подвергающегося одноосной деформации на разных стадиях деформации. Для каждой стадии были получены большие наборы измерений 7000 зерен, что позволило получить репрезентативные данные: выборка дефектов, накопление и пластическая деформация, и их эволюция. Микроструктурная эволюция изучалась как на макроскопическом, так и на локальном уровнях. Полученные результаты подчеркивают, что в деформации меди преобладает неоднородность, и что каждое зерно находится в уникальной анизотропной среде из-за своего специфического соседства.

**Цель** настоящей статьи — количественная оценка структурных изменений материала при его обработке интенсивной пластической деформацией методом РКУП и представления методологии обработки изображений микрошлифов.

Исследуемый в статье медный сплав (бронза), является более сложным объектом по сравнению с описанными выше. Он является многокомпонентным, состоящим как из медной основы, так и из легирующих элементов алюминия, железа, никеля и марганца [8]. С точки зрения физико-механических свойств и эксплуатационных качеств сплав обладает многими достоинствами и широко применяется для изготовления деталей судовой арматуры, шестерни, втулки, седла клапанов в авиапромышленности. БрАЖ9-4 имеет высокие механические, коррозионные и антифрикционные свойства. Однако для традиционного качественного анализа структуры и фазового состава сплав представляет проблему, поскольку при незначительной вариации химического состава и режима деформационно-термической обработки может быть однофазным или многофазным [9], а также мелкозернистым. В этой связи, авторы полагают, что применяя методы количественного анализа структуры с использованием алгоритмов анализа изображений возможно точнее описать особенности сплава и его свойств.

**Материал и метод исследования.** Материалом исследования служил сплав БрАЖ9-4 (сплав меди с алюминием, железом, никелем и марганцем). Химический состав бронзы представлен в табл. 1.

**Таблица 1.** Химический состав алюминиевой бронзы (вес.%)

Марка сплава	Cu	Al	Fe	Ni	Mn	Примеси
БрАЖНМц 9-4-4	82.4	7.38	4.67	4.56	0.86	0.13

Сплав по ГОСТ 18175-78 был поставлен в форме горячепрессованных прутков диаметром 20 мм и длиной 100 мм в отожженном состоянии при температуре 800 °С в течение 3 часов. Структурное измельчение было выполнено методом равно-ка-

нального углового прессования (РКУП), основные технологические принципы, которого подробно описаны в [10].

В связи с высокой прочностью исследуемого сплава РКУП выполняли при повышенной температуре в интервале 700–850 °С, при угле пересечения каналов 135°. Количество проходов составило четыре. Микроструктура исходного и РКУП сплава исследовалась на образцах, вырезанных методом электроискровой резки в поперечном сечении к направлению прессования.

Изображения микроструктуры получены методом оптической микроскопии при увеличении 50÷250 на микроскопе AXIO Observer.A1m образцов, поверхность которых предварительно подвергалась шлифовке, полировке и травлению в 20% растворе хромового ангидрида в воде.

Количественную оценку структурных параметров и пространственной однородности выполняли с помощью программных продуктов ImageJ, Gwiddion и Matlab. Исползованные программы позволяют получить геометрические характеристики фаз (составляющих материала), определить размеры зерен, их форму, ориентацию и другие параметры микроструктуры.

Используемый подход не ограничен формой зерен (равноосной или другой формы) и количеством фаз в материале. Для анализа структурных характеристик материала использованы следующие количественные характеристики изображения: выделение фаз, оценка гистограмм распределение средних размеров зерен, суммарной площади (длины) границ зерен и фаз. Особенности предложенного подхода — статистическое разделение фаз материала (кластеризация), получение гистограмм распределения зерен фаз по размеру.

**Результаты исследования и их обсуждение.** Обычно основными объектами исследуемых изображений являются зерна (их форма, распределение по размерам), границы зерен (межфазные и межзеренные), межзеренные пространства. На рис. 1 приведены оптические изображения микроструктуры алюминиевой бронзы до (рис. 1а, б) и после (рис. 1в, г) РКУП.

Низкое увеличение на рис. 1а ( $\times 100$ ) не позволяет различить детали микроструктуры, кажущейся относительно однородной. При большем увеличении на рис. 1б ( $\times 200$ ) видно, что имеются светлые участки размером 10–20 мкм и более, внутри которых слабо угадываются мелкодисперсные светлые частицы. Отметим, что внутри светлых участков на рис. 1б, г имеются межзеренные границы. Интенсивная деформация методом РКУП привела к измельчению микроструктуры, анализ которой на рис. 1в при увеличении  $\times 200$  не в состоянии достоверно аттестовать размеры структурных элементов. В таком случае приходится повышать увеличение, при котором на рис. 1г ( $\times 800$ ) более отчетливо видны форма и размеры тех же фазовых составляющих. Даже слабый контраст позволяет предполагать, что структура РКУП сплава является многофазной и состоит из светлых и серых областей, а также темных точек. Тем не менее, количественная оценка микроструктуры и в этом случае затруднительна.

Структура сплава после обработки РКУП из крупнозернистой превратилась в мелкозернистую. На рис. 2 показаны гистограммы распределения окрашенности пикселей в оттенках серого (0–255) до обработки (рис. 2а) и после обработки (рис. 2б). По статистическим данным и форме распределений видно, что структуры материала до и после деформации отличаются друг от друга. Гистограммы являются бимодальными. Изображения микрошлифов рассматривались в формате оттенка серого цвета. Значения пикселей изображения меняются от 0 и до 255. Обозначим условно пиксели изображения, имеющие значения близкие к 0 — как темные (фаза  $\beta$ ), другие пиксели, которые ближе к значению 255 — светлые (фаза  $\alpha$ ), а пиксели между ними серыми (фаза  $\gamma$ ).



Для оценки границ все зерна условно разделим на две фазы — темную и светлую, в которые войдет и серая фаза. Деление на фазы провели по минимальной точке гисторамм (рис. 2) между горбами распределений.

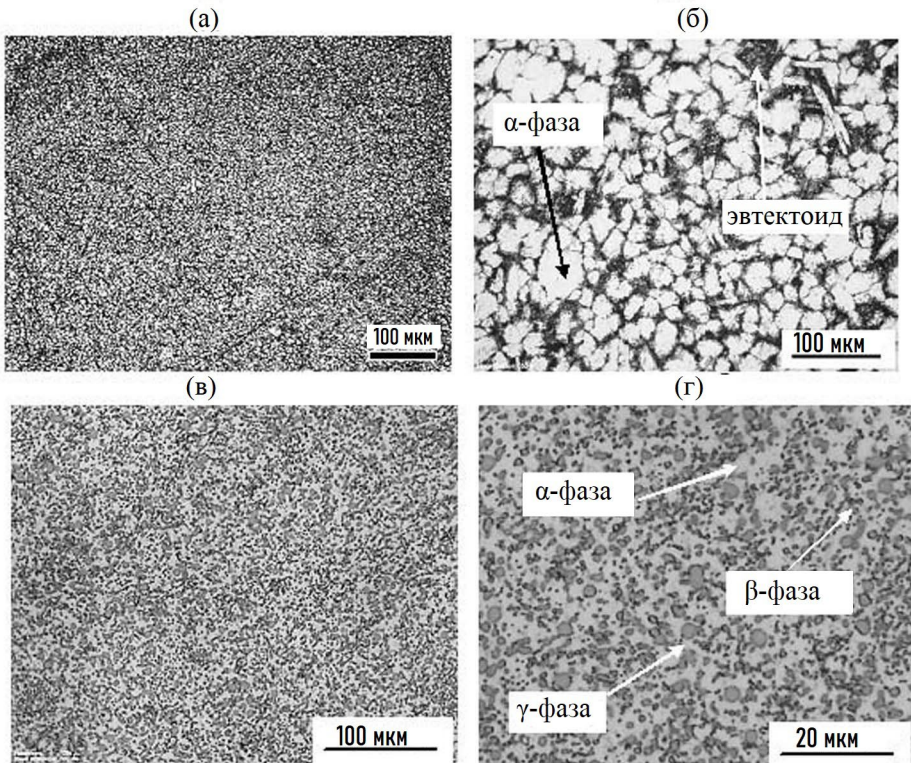
На рис. 3 приведены изображения границ между зернами и фазами.

Для получения этих изображений был применен алгоритм (оператор) Собеля поиска границ зерен [13]. При определении размеров зерен и их границ учитываются все зерна от маленьких до больших. Мелкие зерна хорошо видны на рис. 3. в виде отдельных точек.

При определении границ зерен их ширина принималась величиной в два–три пикселя (2–3 px) в зависимости от формы зерен. В табл. 2 приведены количественные данные по суммарным площадям фаз.

**Таблица 2.** Количественные данные по занимаемой площади  $S$  фаз и границ зерен  $S_g$

Состояние сплава	Суммарная площадь темной фазы ( $\beta+\gamma$ ) $S_{(\beta+\gamma)}$ , %	Суммарная площадь светлой фазы ( $\alpha+\gamma$ ) $S_{(\alpha+\gamma)}$ , %	Суммарная площадь границ фаз $S_g$ , %	Размеры изображения, $n \cdot m$ (px)
До РКУП	44.73	55.27	11.89	2040·1536
После РКУП	48.83	51.17	23.79	2448·1920



**Рис. 1.** Оптическое изображение микроstructures в поперечном сечении исходного (а), (б) и РКУП (в), (г) сплава при низком (а), (в) и повышенном увеличении (б), (г).

Если до РКУП площади темной ( $\beta + \gamma$ ) и светлой ( $\alpha + \gamma$ ) фаз составляли соответственно 44.73% и 55.27%, то после РКУП соответствующие площади фаз изменились на 48.83% и 51.27%, т.е. приблизилось к 1:1. РКУП приводит к объемным изменениям соотношения черных и светлых областей с одновременным их измельчением структуры. Суммарная площадь границ также изменилась, она увеличилась с 11.89%, до 23.29%. Приблизительную суммарную длину границ зерен можно получить пересчетом из суммарной площади границ. После обработки РКУП площадь границ зерен стала примерно вдвое больше.

Выполним оценку однородности распределения белых и черных областей по площади микрошлифа. Для чего применим характеристику расположения центра статического момента инерции сечения (изображения микрошлифа) [14].

Оценим условные центры статического момента инерции сечения условно светлых областей ( $\alpha + \gamma$ ). Расчет ведется относительно начала координат в центре изображения. Если до начала обработки центр момента инерции светлой фазы был смещен от центра изображения на  $X_c = 84.5$  мкм;  $Y_c = 69.73$  мкм, то после обработки смещение стало  $X_c = 83.68$  мкм;  $Y_c = 64.26$  мкм. То есть светлая фаза ( $\alpha + \gamma$ ) распределилась более равномерно по объему материала.

Имеющиеся в литературе [15] данные относятся к двухкомпонентной диаграмме Cu–Al или к изотермическому сечению трехкомпонентной диаграммы Cu–Al–Fe. В соответствии с двухкомпонентной диаграммой состояния Cu–Al в равновесном состоянии при комнатной температуре сплав с содержанием алюминия около 7.5 вес. %

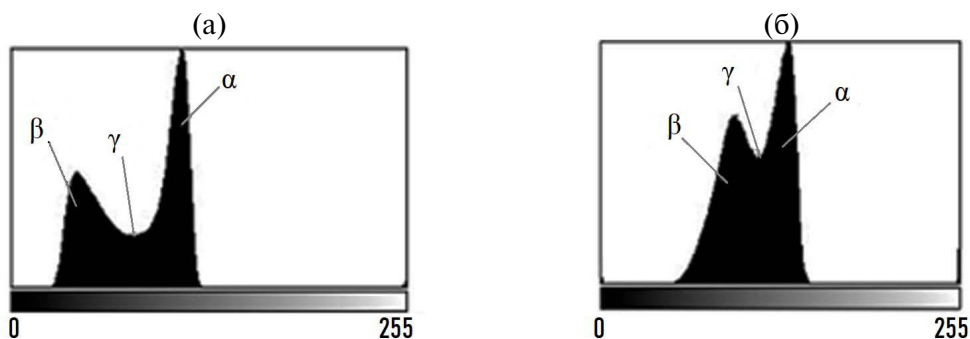


Рис. 2. Гистограммы распределения окрашенности пикселей в оттенках серого (0–255): (а) — до обработки; (б) — после РКУП.

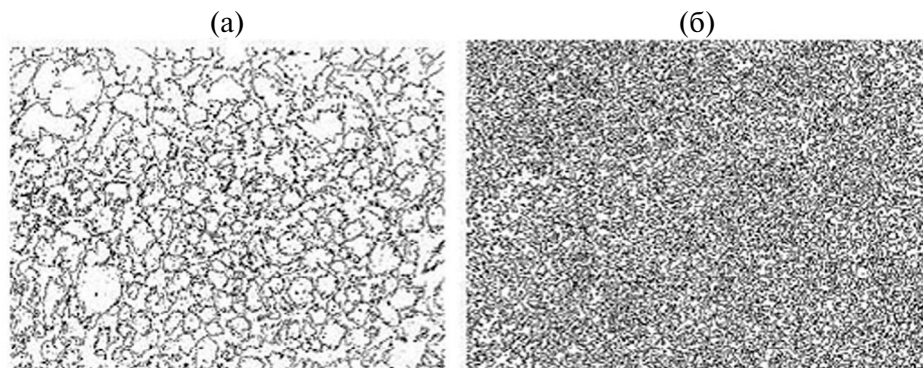


Рис. 3. Границы зерен структуры сплава: (а) — исходное состояние; (б) — после РКУП.

должен быть однофазным, т.е. содержать гранецентрированную (ГЦК)  $\alpha$ -фазу на основе твердого раствора алюминия в меди. Однако вид структуры на рис. 1б, г свидетельствует о присутствии областей серого и темного цвета, которые указывают на многофазность сплава. Исследуемый сплав БрАЖ9-4 кроме алюминия содержит в своем составе также железо и никель. Кроме того, сплав был подвергнут термомеханической обработке РКУП в температурном интервале 700–850 °С с последующим быстрым охлаждением. Эти детали состава и обработки сплава могли привести к формированию неравновесной фазы  $\beta$ , твердого раствора на основе интерметаллидного соединения  $\text{Cu}_3\text{Al}$ .

Теоретическое рассмотрение изотермических сечений трехкомпонентной диаграммы  $\text{Cu}-\text{Al}-\text{Fe}$  [15] показывает, что в интересующей нас области может находиться три фазы:  $\alpha$  — твердый раствор алюминия и железа в меди,  $\beta$  — твердый раствор на основе  $\text{Cu}_3\text{Al}$  и  $\gamma$  — твердый раствор на основе железа.

Таким образом, теоретическое рассмотрение фазового состава сплава БрАЖ9-4 при комнатной температуре показывает, что в нем может находиться не менее трех фаз. Точный ответ на вопрос о фазовом составе сплава мог бы дать рентгеноструктурный анализ, но его возможности в данном случае тоже ограничены. Применение компьютерного анализа изображений в настоящей статье позволило выявить (подтвердить) существование трех фаз.

До обработки серая фаза почти незаметна (она находится в белой и темной фазе в виде дисперсных вкраплений), а после обработки она становится больше в виде отдельных зерен. По-видимому, при РКУП белая и темная фазы испытывают частичный распад с выделением серой фазы.

Выделим серую фазу с помощью кластеризации. Для иллюстрации распределения локальных температур проведем кластеризацию термограмм методом  $K$ -средних [12]. Алгоритм основан на рассмотрении спектров графики, извлекаемых из объемных данных (высота рельефа изображения). Алгоритм инициализируется случайным выбором  $K$  (заданное число кластеров) точек из имеющегося набора спектров в качестве центров кластеров. Затем применяется обычный двух-стадийный алгоритм: статистическое распределение каждой точки по кластерам таким образом, чтобы она принадлежала к кластеру, центр которого будет ближе всего к ней, и затем перемещаются центры кластеров. Результаты последней итерации возвращаются в виде изображения распределения кластеров фаз. При этом цвет кластеров корректируется — происходит их разделение по уровню окрашенности пикселей.

На рис. 4 представлены гистограммы структуры сплава с четким разделением на три фазы: темная  $\beta$ , серая  $\gamma$  и светлая  $\alpha$ .

По гистограммам хорошо видно, что серая фаза наименьшая из трех фаз в исходном состоянии, а после обработки значительно увеличилась. Суммарные площа-

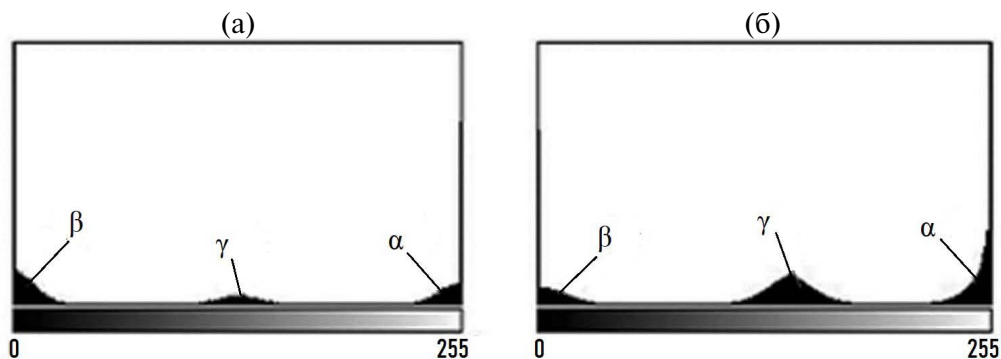


Рис. 4. Гистограммы распределения фаз  $\alpha$ ,  $\beta$  и  $\gamma$ : (а) — исходное состояние; (б) — после РКУП.

ди фаз после РКУП изменились: светлая фаза  $\alpha$  уменьшилась до 41.12%, и темной фазы  $\beta$  стало значительно меньше — 19.85%, а серой фазы  $\gamma$  стало больше — 39.03%. То есть можно предположить, что часть фазы  $\beta$  превратилась в серую фазу  $\gamma$ .

Размеры зерен определялись сегментированием, основанным на алгоритме водораздела — алгоритме Винсента в цифровых пространствах [11].

Для оценки размеров зерен площади зерен в пикселях (px) приводились к форме круга с равной площадью, и определялся средний диаметр этого круга. Обычно при исследовании микроструктуры оцениваются среднеарифметические размеры зерен. Однако наиболее интересно сравнить распределения зерен по размеру, в которых можно оценить количество мелких и крупных зерен.

В результате статистического разделения изображения на три фазы, мелких частиц, которые входили в светлую  $\alpha$  и темную  $\beta$ , стало меньше. На рис. 5 приведены распределения числа зерен по их размеру  $D_z$ . А в табл. 3 приведены статистические данные по геометрическим характеристикам светлых и черных областей, в частности минимальный  $D_{\min}$  и максимальный диаметр  $D_{\max}$  Мартина, средний размер областей  $D_s$ . Диаметр Мартина — это длина особой линии, проходящей через зерно в заданном направлении, которая делит площадь зерна на две равные части (срединная линия).

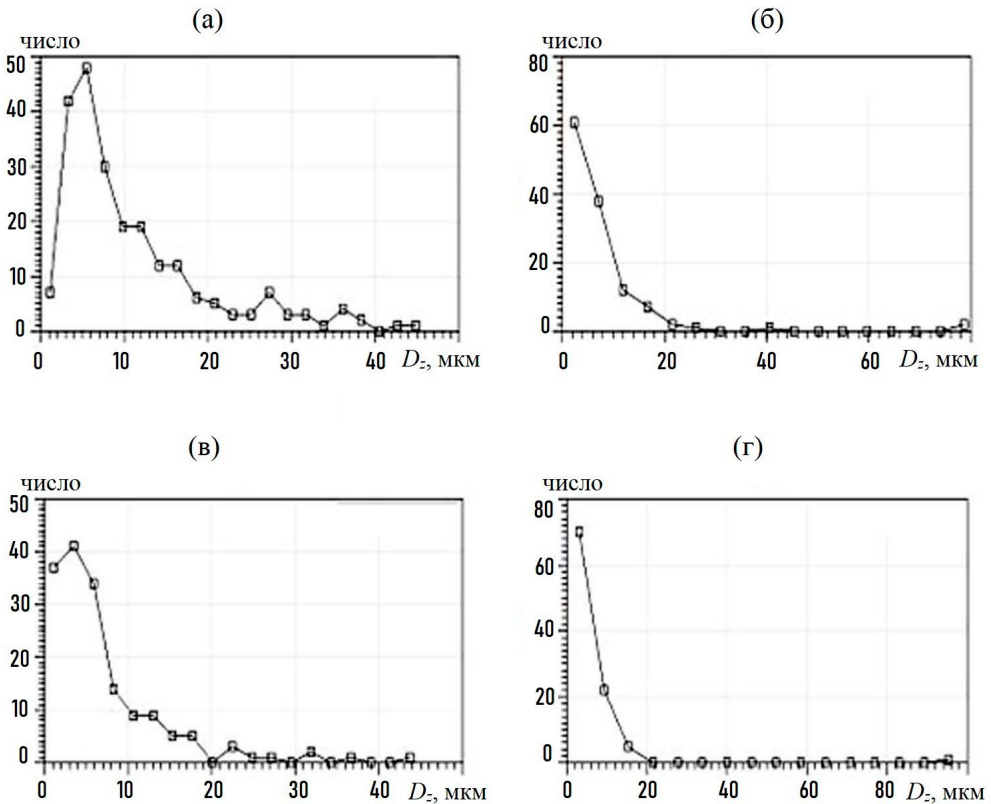


Рис. 5. Распределение размеров зерен фаз: до обработки  $\alpha$  (а) и  $\beta$  (в); после обработки РКУП  $\alpha$  (б) и  $\beta$  (г).

Таблица 3. Статистические данные геометрических характеристик зерен

Фазы сплава и состояние	Мат. ожидание мин. диаметра Мартина, $D_{\min}$ , мкм	Мат. ожидание макс. диаметра Мартина, $D_{\max}$ , мкм	Мат. ожидание усредненного диаметра областей, $D_s$ , мкм	Степень измельчения	Условный коэфф. разносности $D_{\min}/D_{\max}$
Светлая фаза $\alpha$ до обработки	2.771	17.28	5.522	1.78	0.160
Светлая фаза $\alpha$ после РКУП	2.051	11.76	3.098		0.174
Темная фаза $\beta$ до обработки	3.582	20.98	7.004	1.96	0.170
Темная фаза $\beta$ после РКУП	1.94	9.5	3.58		0.202

При РКУП зерна  $\alpha$  и  $\beta$  фаз не только измельчаются, но и меняется соотношение минимального и максимального диаметров Мартина.

Сравним серую фазу  $\gamma$  до обработки и после РКУП. На рис. 6а, б приведены изображения распределения серой фазы по микрошлифу до обработки и после РКУП. Если до обработки серая фаза занимала 12.28% площади изображения микрошлифа, то после обработки она занимает 39.03% площади.

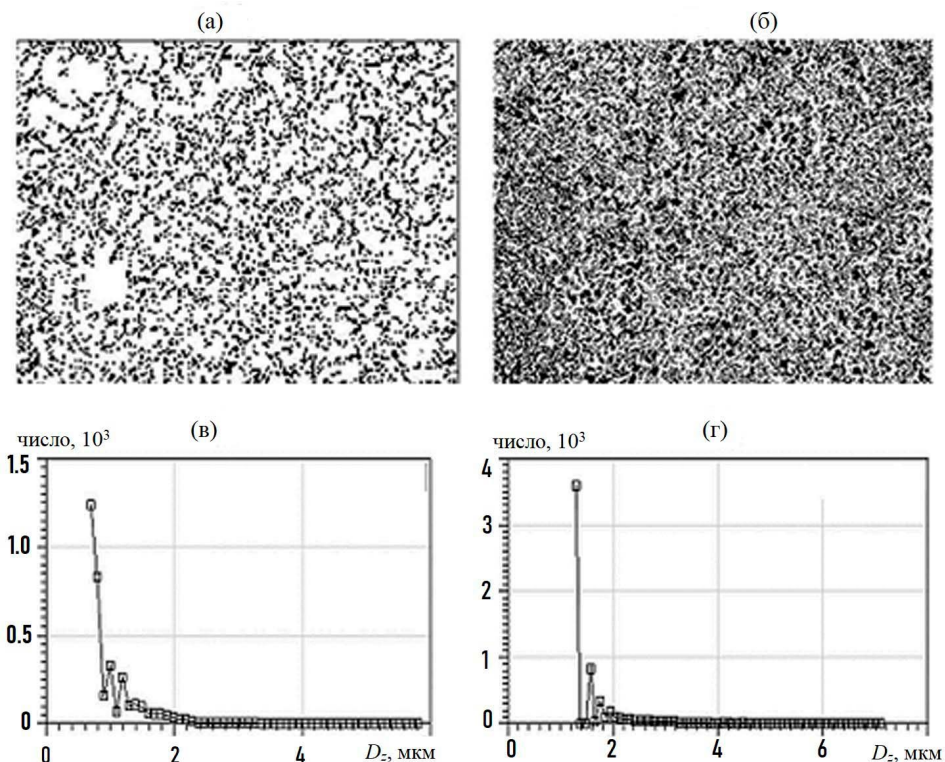


Рис. 6. Распределение серой фазы  $\gamma$  до (а) и после РКУП (б) и распределение серой фазы  $\gamma$  по размеру зерен  $D_2$  до (в) и после РКУП (г).

На рис. бв, г приведены распределения средних диаметров зерен серой фазы  $\gamma$  до обработки и после РКУП. По распределению средних радиусов зерен серой фазы видно, что после РКУП размер зерен серой фазы увеличивается. Если до обработки наибольшее количество зерен имело средний размер примерно 0.6 нм ( $n = 1500$ ), то после РКУП он увеличился до 1.3 мкм ( $n = 3600$ ). Распределение зерен по размеру близко к степенному закону распределения множества.

При обработке методом РКУП происходит измельчение темной  $\beta$  и светлой  $\alpha$  фаз сплава. Степень измельчения светлой фазы  $\alpha$  1.78, а темной  $\beta$  — 1.96 (табл. 3). А размеры зерен серой фазы  $\gamma$  увеличиваются при РКУП, происходит преобразование части темной фазы  $\beta$  в серую  $\gamma$ . И поэтому меняются суммарные площади фаз  $S$ .

Если суммировать число зерен фаз и определить средний размер получим величину близкую к 1.3 мкм за счет большого числа мелких зерен серой фазы  $\gamma$ .

**Выводы.** 1. Методами оптической металлографии и цифровой обработки изображений подтверждено структурное измельчение бронзы БрАЖ9-4 в результате применения интенсивной пластической деформации РКУП, а именно: уменьшение размеров зерен  $\alpha$  и  $\beta$  фаз. 2. Цифровая обработка показывает, что РКУП способствует повышению однородности распределения зерен по микрошлифу, так и по перемешиванию фаз. 3. Цифровые методы обработки изображений микрошлифов позволяют получить исчерпывающие количественные характеристики структуры материала — распределение зерен по размерам, суммарную площадь фаз, длину границ между структурными составляющими, центр статического момента инерции изображений фаз. 4. Количественные характеристики структуры могут быть полезны для обнаружения корреляции с прочностными характеристиками бронзы при деформационно-термической обработке. 5. Особенностью цифрового метода оценки изображений является статистическое разделение фаз кластеризацией изображения микрошлифа на заданное число кластеров и построение гистограмм распределений средних размеров зерен фаз, которые, как показало исследование, являются степенными функциями и имеют фрактальные свойства. 6. Качество цифровой обработки изображений и точность характеристик зерен и фаз зависит от качества микрошлифа.

**Благодарность.** Авторы благодарят проф. Савенкова Г.Г. за предоставленные образцы бронзы.

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета ИМАШ РАН. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Брандон Д., Каплан У. Микроструктура материалов. Методы исследования и контроля. М.: Техносфера, 2004. 384 с.
2. Богущ Р.П., Адамовский Е.Р., Денисьенко С.Ф. Обработка и анализ изображений микроструктуры металлов для определения балла зерна // Доклады БГУИР. 2021. Т. 9. № 4. С. 70. <http://dx.doi.org/10.35596/1729-7648-2012-19-4-70-79>
3. Столбов В.Ю., Федосеев С.А. Выборочный контроль качества металлических функциональных материалов на основе когнитивного анализа фотографий микрошлифов / Вестник ЮУрГУ. Серия «Компьютерные технологии, управление, радиоэлектроника». 2018. Т. 18. № 4. С. 127.
4. Suban M., Svelbar R., Borut B. Digital imaging analysis of microstructures as a tool to identify local plastic deformation // Materials and Technologies. 2012. V. 46 (4). P. 355. <http://www.dlib.si/?URN=URN:NBN:SI:doc-JPQZ1M1L>

5. *Пронищев А. Н.* Автоматизация измерения параметров микроструктуры материалов при промышленном контроле качества. Производственные системы // Автоматизация в промышленности. 2005. № 9. С. 11.
6. *Аристов Г. В., Ключев А. В.* Распознавание и классификация микроструктуры металлов и сплавов с использованием глубоких нейронных сетей. Труды конференции GraphiCon 2017, 24–28 September 2017, Perm, Russia. С. 180.
7. *Pokharel R., Lind J., Li S. F. et al.* In-situ observation of bulk 3D grain evolution during plastic deformation in polycrystalline Cu // Int. J. of Plasticity. 2015. № 67. P. 217.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2014.10.013>
8. *Смаковский М. С., Кацюба М. В., Морендель Ю. Д., Скобин С. А., Луканин В. Л.* Применение наплавленных покрытий, упрочненных боридами, для судовой арматуры из бронзы // Тяжелое машиностроение. 2022. № 3. С. 11.
9. *Святкин А. В., Попова Л. И., Шендерей П. Э.* Моделирование микроструктуры алюминиевой бронзы БрАЖ 9–4, обеспечивающей повышенное сопротивление изнашиванию // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение. 2020. Т. 22. № 2. С. 12.  
<https://doi.org/10.15593/2224-9877/2020.2.02>
10. *Валиев Р. З., Рааб Г. И., Боткин А. В., Дубинина С. В.* Получение ультрамелкозернистых металлов и сплавов методами интенсивной пластической деформации: новые подходы в разработке технологий, Известия высших учебных заведений // Черная металлургия. 2012. Т. 55. № 9. С. 54.  
<https://doi.org/10.17073/0368-0797-2012-9-54-57>
11. *Vincent L., Soille P.* Watersheds in digital spaces: an efficient algorithm based on immersion simulations // IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence. 1991. P. 583.  
<https://doi.org/10.1109/34.87344>
12. *Шредер М.* Фракталы, хаос, степенные законы. Миниатюры из бесконечного рая. Ижевск: НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика». 2001. 528 с.
13. *Klapetek P., Nečas D., Anderson C.* Руководство пользователя Gwyddion. Статистический анализ (gwyddion.net).
14. *Фаворин М. В.* Моменты инерции тел. Справочник / Под ред. М. М. Гернета. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Машиностроение. 1977. 511 с.
15. Диаграммы состояния двойных металлических систем: Справочник. В 3-х т. / Под ред. Н. П. Лякишева. М.: Машиностроение, 1996–2000.

---

**НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ,  
ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ**

---

УДК 621.713.2

**РАСЧЕТ И ВЫБОР ПОСАДОК ДЛЯ СОЕДИНЕНИЙ КОМБИНИРОВАННОЙ  
УПРУГО-ВТУЛОЧНОЙ ПАЛЬЦЕВОЙ МУФТЫ****© 2024 г. О. А. Леонов<sup>1, \*</sup>, Н. Ж. Шкаруба<sup>1</sup>, Ю. Г. Вергазова<sup>1</sup>,  
Д. У. Хасьянова<sup>2</sup>, Д. А. Пупкова<sup>1</sup>**<sup>1</sup>*Российский государственный аграрный университет —  
МСХА им. К. А. Тимирязева, Москва, Россия*<sup>2</sup>*Институт машиноведения им. А. А. Благодрава РАН, Москва, Россия  
\*e-mail: metr@rgau-msha.ru*

Поступила в редакцию 25.03.2024 г.

После доработки 03.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

В статье рассмотрены особенности использования упругих втулочно-пальцевых муфт. Представлен расчет и выбор посадок для случая применения упруго втулочно-пальцевых полумуфт разных исполнений с различными диаметрами посадочных отверстий. В качестве объекта исследований было выбрано соединение вала электродвигателя А280S8 — вала вакуумного насоса ВВН1-25 с упругой втулочно-пальцевой муфтой. Установлено, что соединения вала электродвигателя с муфтой Ø80 мм при сборке методом запрессовки должна быть назначена посадка H8/t6, а при нагреве муфты — H8/i7. Для соединения вала вакуумного насоса ВВН1-25 с муфтой Ø65 мм при любом виде сборки можно назначить посадку H8/t6, при которой наибольший натяг на 4 мкм превышает установленную границу наибольшего технологического натяга, что может привести к разрушению чугунной муфты. В связи с этим, рекомендовано заводу-изготовителю муфт повысить точность оборудования для того, чтобы обеспечить посадку для соединения вала вакуумного насоса ВВН1-25 с муфтой Ø65 мм в виде H7/t6, которая будет удовлетворять рассчитанным требованиям точности.

*Ключевые слова:* упругие втулочно-пальцевые муфты, соединение, посадка, натяг, допуск посадки

**DOI:** 10.31857/S0235711924050077, **EDN:** NTTTRU

Упругая втулочно-пальцевая муфта (МУВП) широко применяется в различных приводах машин и оборудования, т.к. обладает хорошей эластичностью, высокой демпфирующей и электроизоляционной способностью и проста в изготовлении [1, 2]. МУВП обладают низкими компенсационными способностями, в связи с этим быстро изнашиваются даже при небольших смещениях валов [3, 4]. Кроме того, на надежность МУВП влияют такие факторы как нагрузка, температура, запыленность, регулярность технического обслуживания и т.д. [5, 6]. При этом их срок службы часто составляет 20–40% от ресурса машины в целом [7].

Однако применение таких МУВП очень распространено, т.к. они легко изготавливаются и заменяются [8]. Еще одним преимуществом является то, что для МУВП допускается сочетание полумуфт разных исполнений с различными диаметрами посадочных отверстий в пределах одного номинального крутящего момента (комбини-



рованная муфта). Примером такого использования является соединение в приводах водокольцевых вакуумных насосах (ВВН). Использование МУВП обеспечивает погашения вибраций и продления ресурса подшипников и соединения насоса и приводного двигателя, которые установлены на общей фундаментальной раме (рис. 1).



Рис. 1. Водокольцевой вакуумный насос в сборе с электродвигателем.

Насосы ВВН используются для отсасывания воздуха, различных газов (кроме агрессивных) и смесей пара и газа, освобожденных от влаги в капельной форме. Они работают на воде или другой жидкости — например, машинном масле.

Насосы ВВН эксплуатируются в самых разных областях деятельности: 1) в сельском хозяйстве они обеспечивают работу доильных аппаратов; 2) на табачных производствах с их помощью сушат табак; 3) на предприятиях пищевой промышленности эти насосы применяются для дегазации растительных масел.

В рассматриваемом соединении выходной вал электродвигателя и вал ВВН будут иметь разные диаметры и, следовательно, интенсивность нагружения цилиндрических посадочных поверхностей будет разная. Исходя из этого, посадки в рассматриваемом соединении должны быть разными.

В стандарте ГОСТ 21424-93 [9] на изготовление упруго-втулочных пальцевых муфт нормировано основное отклонение в системе отверстия с точность по 8 квалитету ( $H8$ ). При этом следует отметить, что квалитет для упруго-втулочных пальцевых муфт установлен единый не зависимо от номинального крутящего момента, передаваемого через муфты.

В стандарте на основные размеры концов валов ГОСТ 12080-66 [10] указано, что классы допусков можно выбирать из следующего ряда в зависимости от диаметра вала: до 5.8 мм — класс допуска не нормируется; свыше 5.8 мм до 30 мм —  $j6$ ; свыше 30 мм до 50 мм —  $k6$ ; свыше 50 до 630 —  $m6$ .

Допускается принимать классы допусков диаметров валов до 30 мм —  $k6$ , а выше 120 мм —  $r6$ , а для вращающихся электрических машин возможно применение классов допусков диаметров валов от 6 мм —  $h6$ ,  $k6$ ,  $r6$ ,  $u7$ ,  $f9$ .

Таким образом, из анализа рекомендаций стандартов видно, что при выборе классов допусков не учитывается крутящий момент, передаваемый через соединение. В связи с этим необходимо рассчитать и выбрать посадки для соединений комбинированной упруго-втулочной пальцевой муфты с учетом размеров соединений, материалов деталей и передаваемой нагрузки.

**Цель исследования.** Рассчитать и выбрать посадки для случая применения полу-муфт разных исполнений с различными диаметрами посадочных отверстий.

**Объект исследования.** В качестве объекта исследований было выбрано соединение вала электродвигателя А280S8 — вала вакуумного насоса ВВН1-25 с упругой втулочно-пальцевой муфтой (МУВП).

**Методы исследований.** В расчетах использовались основные положения теории точности и взаимозаменяемости деталей и соединений, а также элементы теории сопротивления материалов. В основу положена методика расчета и выбора посадок с натягом для соединений «вал–муфта со шпонкой» [11, 12].

**Результаты исследования и их анализ.** Для выбора посадок в цилиндрических соединениях с натягом со шпонкой необязательно учитывать ширину шпонки, т.к. паз шпонки в поверхностях отверстия полумуфты и вала уменьшает контактную площадь, передающую вращающий момент. Зависимость для определения наименьшего расчетного натяга имеет вид [11]

$$N_{P_{\min}} = \frac{2T}{(d_n - b)lf} \left( \frac{C_D}{E_D} + \frac{C_d}{E_d} \right) N_{P_{\min}} = \frac{2T}{(d_n - b)lf} \left( \frac{C_D}{E_D} + \frac{C_d}{E_d} \right), \quad (1)$$

где  $T$  — вращающий момент, Н·м;  $C_d$ ,  $C_D$  — коэффициенты Ламе вала и отверстия;  $E_d$ ,  $E_D$  — модули упругости материала вала и отверстия, Па;  $f$  — коэффициент трения;  $d_n$  — номинальный диаметр соединения, м;  $l$  — длина соединения, м;  $b$  — ширина шпоночного паза отверстия и вала, м.

Наибольший расчетный натяг зависит от наибольшего давления, которое определяется из условий работы материалов деталей в зоне упругой деформации без перехода в пластическую [13].

Согласно ГОСТ 21424-93 МУВП полумуфты должны изготавливаться из чугуна марки СЧ20 по ГОСТ 1412. Допускается изготовление полумуфт из других материалов с механическими свойствами не хуже, чем у чугуна марки СЧ20.

Чугун СЧ20 имеет предел текучести 200 МПа, а сталь 40Х, из которой изготовлены валы — 363 МПа. Таким образом, при соединении муфты с валом наиболее слабой деталью по условию не превышения предела текучести оказывается муфта, т.к. она изготовлена в виде втулки с небольшой разницей в диаметрах, и такая геометрия значительно снижает прочностные свойства. Вал обычно не имеет внутренних полостей, поэтому его прочностные свойства выше. В этом случае наибольший расчетный натяг определяется по формуле [11]

$$N_{P_{\max}} = 0.58 [\sigma_T] \left( 1 - \left( \frac{d_n}{d_2} \right)^2 \right) dn \left( \frac{C_D}{E_D} + \frac{C_d}{E_d} \right), \quad (2)$$

где  $[\sigma_T]_d$ ,  $[\sigma_T]_D$  — пределы текучести материалов вала и отверстия, Па;  $d_1$  — внутренний диаметр вала, м;  $d_2$  — внешний диаметр отверстия, м.

В величины расчетных натягов вносятся поправки на снятие шероховатости поверхности и температурное расширение деталей. Вторая поправка будет равна нулю из-за равенства коэффициента линейного расширения материалов изготовления вала и муфты.

Исходные данные для расчета натягов и посадок для соединения соединений вала электродвигателя А280S8 — вала вакуумного насоса ВВН1-25 с МУВП сведены в табл. 1.

Для сопряжений МУВП с валом электродвигателя и ВВН определены наименьшие натяги из условия необходимости передачи заданного вращающего момента посредством цилиндрической поверхности соединения. Шпонка в данном соединении служит для предотвращения проворачивания вала относительно отверстия в случае перегрузки. Наибольший натяг определен из условия работы только в пределах зоны упругой деформации при контакте стального вала с чугунной муфтой. Результаты расчета и выбора посадок для соединений вала электродвигателя А280S8 с МУВП представлены в табл. 2, 3.

Из табл. 2, 3 видно, что расчетные наименьшие натяги для  $\varnothing 65$  больше, чем для  $\varnothing 80$ . Это обусловлено тем, что через меньшую площадь передается одинаковый

**Таблица 1.** Исходные данные для расчета посадок для соединений вала электродвигателя А280S8 — вала вакуумного насоса ВВН1–25 с МУВП

Параметр	Диаметр соединения, м	
	0.08	0.065
	Значения	
Длина соединения $l$ , м	0.17	0.105
Коэффициент трения $f$	0.01	0
Внутренний диаметр вала $d_1$ , м	0.175	0.135
Наружный диаметр муфты $d_2$ , м	0.17	0.105
Наибольший момент $T$ , Н·м	715	715
Ширина шпонки $b$ , м	0.022	0.018
Коэффициент Ламе вала $C_d$	0.762	0.730
Коэффициент Ламе муфты $C_D$	1.798	1.874
Коэффициент Пуассона для материала вала $\mu_d$	0.27	0.27
Коэффициент Пуассона для материала муфты $\mu_D$	0.27	0.27
Модуль упругости материала вала $E_d$ , Па	2E+11	2E+11
Модуль упругости материала муфты $E_D$ , Па	2E+11	2E+11
Предел текучести материала вала $[\sigma_T]_d$ , МПа	363	363
Предел текучести материала муфты $[\sigma_T]_D$ , МПа	200	200
Шероховатость поверхности вала $R_{ad}$ , мкм	1.25	200
Шероховатость поверхности отверстия $R_{aD}$ , мкм	2.5	2.5

**Таблица 2.** Результаты расчета и выбора посадок для соединений вала электродвигателя А280S8 с МУВП

Параметр	Метод сборки		
	запрессовка со смазкой	запрессовка без смазки	нагрев втулки
	значения		
Коэффициент трения $f$	0.08	0.12	0.24
Коэффициент смятия шероховатостей отверстия и вала $h_D$	0.3	0.35	0.45
Наименьшее давление $p_{\min}$ , МПа	5.7	3.8	1.9
Наименьший расчетный натяг $N_{p\min}$ , мкм	5.87	3.91	1.96
Наибольшее давление $p_{\max}$ , МПа	91.76	91.76	91.76
Наибольший расчетный натяг $N_{p\max}$ , мкм	93.97	93.97	93.97
Поправка на смятие шероховатости $\Delta N_R$ , мкм	11.59	13.52	17.38
Наибольший технологический натяг $N_{T\max}$ , мкм	102.73	104.66	108.53
Наименьший технологический натяг $N_{T\min}$ , мкм	17.46	17.43	19.34
Допуск посадки $T$ , мкм	85.27	87.23	89.19
Стандартная посадка	H8/t6	H8/t6	H8/t7

**Таблица 3.** Результаты расчета и выбора посадок для соединений вала вакуумного насоса ВВН1-25 с МУВП

Параметр	Метод сборки		
	запрессовка со смазкой	запрессовка без смазки	нагрев втулки
	значения		
Коэффициент трения $f$	0.08	0.12	0.24
Коэффициент смятия шероховатостей отверстия и вала $h_D$	0.3	0.35	0.45
Наименьшее давление $p_{\min}$ , МПа	14.07	9.38	4.69
Наименьший расчетный натяг $N_{p\min}$ , мкм	11.91	7.94	3.97
Наибольшее давление $p_{\max}$ , МПа	89.11	89.11	89.11
Наибольший расчетный натяг $N_{p\max}$ , мкм	75.40	75.40	75.40
Поправка на смятие шероховатости $\Delta N_R$ , мкм	11.59	13.52	17.38
Наибольший технологический натяг $N_{T\max}$ , мкм	84.73	86.66	90.52
Наименьший технологический натяг $N_{T\min}$ , мкм	23.50	21.46	21.35
Допуск посадки $T$ , мкм	61.23	65.20	69.17
Стандартная посадка	$H8/t6, H7/t6$	$H8/t6, H7/t6$	$H8/t6, H7/t6$

вращающий момент. При этом наибольшие расчетные натяги для  $\varnothing 65$  меньше, чем для  $\varnothing 80$ , что обусловлено геометрией соединения – прочность меньших диаметров всегда меньше. В связи с этим, допуск посадки у  $\varnothing 65$  меньше, чем у  $\varnothing 80$  и при использовании комбинированной муфты к полумуфтам с меньшим диаметром будут предъявляться более высокие требования по точности обработки соединяемых поверхностей.

Для соединения вала электродвигателя с полумуфтой  $\varnothing 80$  мм при сборке методом запрессовки получена посадка  $80H8/t6$ , а при нагреве муфты  $80H8/t7$ . Классы допуска  $t6$  и  $t7$  отсутствуют в рекомендациях ГОСТ 12080-66 на концы валов. При этом обеспечивается передача вращающего момента без рисков проворачивания соединения. Для соединения вала ВВН с полумуфтой  $\varnothing 65$  мм при любом виде сборки получена посадка  $65H8/t6$ , у которой наибольший натяг на 4 мкм превышает установленную границу наибольшего технологического натяга, что повышает вероятность разрушения чугунных полумуфт. Посадка, удовлетворяющая всем требованиям –  $65H7/t6$ , но при классе допуска отверстия  $H7$  заводу-изготовителю муфт необходимо повысить точность оборудования или для данной партии ввести селективный подбор для обеспечения попадания муфт в пределы допуска  $65H7^{+0.03}$ .

**Вывод.** Таким образом, рассчитаны и выбраны посадки для соединений комбинированной упруго-втулочной пальцевой муфты с валом электродвигателя А280S8 и валом вакуумного насоса ВВН1-25. Выявлено, что при использовании комбинированной муфты к деталям с меньшим диаметром будут предъявляться более высокие требования по точности обработки соединяемых поверхностей.

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Российского государственного аграрного университета – МСХА им. К. А. Тимирязева и Института машиноведения им. А. А. Благодравова РАН. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Граков С. А.* Упругие муфты для снижения динамических нагрузок в приводах машин // Динамика систем, механизмов и машин. 2018. Т. 6. № 1. С. 40.
2. *Tadeo A. T., Cavalca K. L.* A Comparison of Flexible Coupling Models for Updating in Rotating Machinery Response // J. of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 2003. V. 25 (3). P. 235.
3. *Ramteke H. P., Mehta G. D.* Flexible Coupling – A Research Review // Machines. Mechanism and Robotics. 2019. P. 887.  
[https://doi.org/10.1007/978-981-16-0550-5\\_81](https://doi.org/10.1007/978-981-16-0550-5_81)
4. *Melezhik R., Vlasenko D.* Load simulation and substantiation of design values of a pin flexible coupling with a flexible disk-type element // Mining Science and Technology. 2021. V. 6. P. 128.  
<https://doi.org/10.17073/2500-0632-2021-2-128-135>
5. *Chen X., Wang T.* Dynamic behavior analysis of rigid-flexible coupling planar mechanism considering dry clearances and lubrication clearances // J. of Mechanical Science and Technology. 2023. V. 37. P. 1585.  
<https://doi.org/10.1007/s12206-023-0302-3>
6. *Khidir T. C.* Design and Analysis of Bushed Pin Flexible Coupling // Int. J. of All Research Education and Scientific Methods. 2017. V. 5 (4). P. 38.
7. ГОСТ 21424-93. Муфты упругие втулочно-пальцевые. Параметры и размеры. М.: ИПК Изд-во стандартов, 2002. 15 с.
8. *Melnyk V., Vlasovets V., Konoplianchenko I., Tarelnyk V., Dumanchuk M., Martsynkovskyy V., Semirnenko Y., Semirnenko S.* Developing a system and criteria for directed choice of technology to provide required quality of surfaces of flexible coupling parts for rotor machines // J. of Physics: Conf. Series. 2021. V. 1741. P. 012030.  
<https://doi.org/10.1088/1742-6596/1741/1/012030>
9. *Wang G., Chen H., Qi S., Wu J., Yu L.* Study on compensatory magnitude of axial misalignment for flexible couplings assembled by interference fit // Proceedings of the ASME Turbo Expo: Turbine Technical Conference and Exposition, 2011. P. 745.  
<https://doi.org/10.1115/GT2011-45347>
10. ГОСТ 12080-66. Концы валов цилиндрические. Основные размеры, допускаемые крутящие моменты. М.: Изд-во стандартов, 1994. 16 с.
11. *Leonov O. A., Shkaruba N. Zh., Vergazova Yu. G., Golinskiy P. V., Pupkov D. A.* Fit of Elastic Sleeve–Pin Couplings with Shafts // Russian Engineering Research. 2023. V. 43 (4). P. 399.  
<https://doi.org/10.3103/S1068798X2305012X>
12. *Leonov O. A., Shkaruba N. Zh., Vergazova Y. G., Khasyanova D. U.* Justification of Keyed Joint Fits // J. of Mach. Manuf. and Reliab. 2022. V. 51 (6). P. 548.  
<https://doi.org/10.3103/S1052618822060073>
13. *Якушев А. И., Бежелукова Е. Ф., Плуталов В. Н.* Допуски и посадки ЕСДП для гладких цилиндрических деталей (расчет и выбор). М.: Изд-во стандартов, 1978. 256 с.

## НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 01–311

### ЛАЗЕРНАЯ ДОПЛЕР-АНЕМОМЕТРИЯ ДИСПЕРСНОЙ СМЕСИ ДВУХ ЖИДКОСТЕЙ С БЛИЗКИМИ ПЛОТНОСТЯМИ

© 2024 г. Т. Р. Нигматулин

*Научный центр нелинейной волновой механики и технологии РАН, Москва, Россия*  
e-mail: nigmat@gmail.com

Поступила в редакцию 16.03.2024 г.

После доработки 10.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

Лазер-Доплер-анемометром были измерены профили скоростей и объемной концентрации для вертикально восходящего двухфазного жидко-жидкостного капельного потока в цилиндрической трубе, у которого разность плотностей фаз относительно мала. Такой режим моделирует течение двухфазной газожидкостной смеси в невесомости. Экспериментально измерена малая скорость скольжения фаз. Разработаны новые методы использования лазер-Доплер-анемометра для измерения скорости и объемной концентрации фаз для дисперсного двухфазного потока.

*Ключевые слова:* лазер-Доплер-анемометр, двухфазный поток, капельный поток, невесомость

DOI: 10.31857/S0235711924050084, EDN: NTRYGD

Исследование двухфазной смеси, которая состоит из двух жидкостей, весьма важная проблема во многих технологиях [1]. Кроме того, двухжидкостные потоки (жидкость–капли), когда плотности фаз близки между собой, можно использовать для моделирования парожидкостного потока при малой гравитации. **Цель** исследования — разработка экспериментального метода высокой точности для измерения гидродинамических параметров.

В эксперименте в качестве несущей жидкости использовалась водопроводная вода ( $\rho_w$ ), а в качестве капель — минеральное масло, плотность которого  $\rho_0$  была чуть меньше плотности воды (табл. 1).

Таблица 1.

Вещество	Плотность, кг/м <sup>3</sup>	Вязкость для $T = 17^\circ\text{C}$ кг/(м·с)	Коэффициент преломления
Минеральное масло	874	0.25	1.47
Вода	1000	0.0014	1.334

Минеральное масло/вода коэффициент натяжения межфазной поверхности:  
 $\sigma (17^\circ\text{C}) = 50 \text{ мН/м}$

Из равенства архимедовых сил, в этой модели (гравитация определяется ускорением  $g = 9.81 \text{ м/с}^2$ ) с аналогичной для газо- или парожидкостного потока (с плотностями фаз  $\rho_L$  и  $\rho_G$ ) в космической лаборатории с массовыми силами, определяемыми ускорением  $g'$ , и объемом дисперсных частиц  $V_d$  получим равенство

$$g V_d (\rho_w - \rho_o) = g' V_d (\rho_L - \rho_G).$$

Таким образом, эксперимент позволяет моделировать течение газожидкостного дисперсного потока в космосе (малые величины  $g'$ ) в земных условиях, но с малой разницей плотностей фаз

$$\frac{g}{g'} = \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_w - \rho_o}.$$

Скорость распределения капель масла в водном потоке измерялась лазерным Доплер-анемометром (ЛДА), который является современным прибором, используемым в экспериментальных измерениях гидродинамики многофазных сред. Преимущество ЛДА-системы состоит в том, что метод измерения бесконтактный, т.е. исследуемые потоки при измерениях остаются невозмущенными, а контрольный (измерительный) объем имеет небольшие размеры. Все компоненты этой измерительной системы, за исключением лазера, изготовлены компанией DANTEC Electronics [2, 3].

Принцип работы ЛДА-систем заключается в том, что при пересечении в одной точке двух лазерных лучей с одинаковыми параметрами, образуется дифракционная решетка. Расстояние между линиями решетки зависит от характеристик лазера и угла пересечения лазерных лучей. Когда частица, находящаяся в потоке воды, проходит через точку пересечения лазерных лучей, то от каждой линии дифракционной решетки она отражает свет, который обнаруживается фотоумножителем, а он в свою очередь порождает электрический сигнал. Этот сигнал обрабатывается, проходя через микропроцессор. Вычисляя расстояние между линиями дифракционной решетки и зная частоту отражения, т.е. время прохождения частицы от одной линии дифракционной решетки к другой, находится скорость частицы, проходящей через контрольный объем. Частоту и расстояние между линиями дифракционной решетки можно найти из следующих уравнений:

$$f_d = \frac{2u_x}{\lambda} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right), \quad d_f = \frac{\lambda}{2 \sin\left(\frac{1}{2}\theta\right)},$$

где  $u_x$  — измеряемая скорость материальной частицы вдоль оси  $x$ ;  $\theta$  — угол между лазерными лучами;  $\lambda$  — длина волны лазерных лучей.

Перед началом измерений проводилась калибровка ЛДА-системы. С этой целью были разработаны новые методы горизонтального и вертикального калибрования: ЛДА-сенсор и тестовая секция трубы погружались в водный бак, а лазерные лучи проходили через воду и пересекались в испытательной секции (рис. 1). Тестовая секция трубы изготавливалась из оптически прозрачного тефлона (fluorinated ethylene propylene (FER)). Особенность тефлона заключается в том, что он имеет такой же коэффициент преломления света, как и вода, т.е.  $n = 1.334$ . Используя тефлон в качестве стенок трубы на испытательном участке, мы избежали необходимых дополнительных поправок, связанных с оптикой материала и кривизной цилиндрической трубы. После калибровки и проверки точности аппаратуры были проведены измерения скоростей для дисперсного (масляные капли в воде) двухфазного потока.

Для начала контрольный объем был направлен в центр тестовой секции, через которую текла только вода (без капель масла). Регулируя интенсивность лазерного луча и напряжение, подаваемое на фотоумножитель, добиваемся, чтобы частота получаемых доплеровских сигналов была очень мала, при хорошем качестве сигнала. Доплеровский сигнал получался благодаря тому, что в водопроводной воде всегда имеются маленькие частички-метки (очень мелкие пузырьки воздуха и примесные твердые частички). Размер этих частичек во много раз меньше, чем дисперсные частицы (капли масла), исследуемого дисперсного потока. После этого напряжение, подаваемое на фотоумножители, уменьшалось до тех пор, пока доплеровский сигнал исчезал почти полностью, и частота доплеровского сигнала была всего порядка 0.01 Гц.

Затем впрыскивалось масло в поток воды, и создавался исследуемый дисперсный поток. Частота доплеровских сигналов сразу возрастала до 1–2 Гц, так как размер масляных капель во много раз больше, чем размер частичек-меток, находящихся в воде, и отражение света от сферических масляных капель очень сильное.

Таким методом ЛДА-система использовалась для измерения скорости только масляных капель в двухфазном потоке. Для измерения скорости несущей фазы, т.е. воды, напряжение, подаваемое на фотоумножители, было увеличено, чтобы увеличить их чувствительность и иметь возможность измерять так же скорость частичек-меток, находящихся в воде. Однако частота измерений возросла всего на 30 процентов, и соответственно мы не могли разделить измерения, относящиеся к каплям масла и частичкам, находящимся в воде и имеющих скорость воды из-за их небольшого размера. Для решения этой проблемы в воду был добавлен порошок оксида титана [4, 5]. Этот порошок обладает высоким коэффициентом отражения, а размер частичек этого порошка всего 2–3 микрона, что очень хорошо для измерений с ЛДА [6]. Чтобы минимизировать влияние порошка на двухфазный поток его массовое и объемное содержания были очень малы (всего 0.1 г порошка на 200 л воды) [7, 8]. Для измерений скорости потока воды без масла, но с титановым порошком и с той же мощностью лазера и с тем же напряжением, подаваемым на фотоумножитель, что и при измерениях скорости масляных капель, частота измерений была в пределах 65–100 Гц. Эта частота значительно отличалась от частоты измерений для масляных капель.

Таким образом, при добавлении титанового порошка в двухфазный поток, частота измерений была также в пределах 65–100 Гц. Этим методом можно мерить и скорость воды, делая две серии измерений.

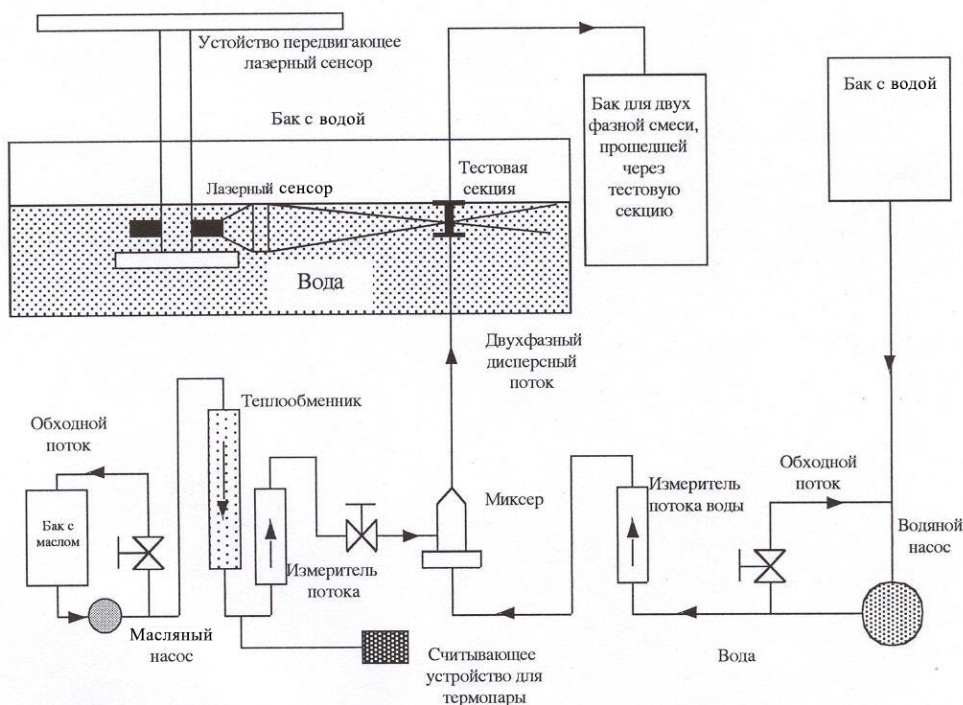


Рис. 1. Схема экспериментальной установки для измерений ЛДА-системой.



На рис. 2 и 3 представлены результаты эксперимента для дисперсного потока в вертикальной трубе с диаметром 30.6 мм. Диаметр масляных капель  $D_d$  измерялся фотографическим методом.

Распределение объемной концентрации дисперсной фазы в потоке по радиальной координате  $r$  с помощью измерений тем же лазерным доплер-анемометром

$$\alpha_d(r) = \frac{Nl}{u_d(r)\Delta t} = \frac{\pi}{2} \frac{NR_d}{u_d(r)\Delta t},$$

где  $l$  — длина хорды пробега масляной капли через измерительный контрольный объем;  $R_d$  — радиус масляной капли;  $u_d(r)$  — продольная локальная скорость масляных капель в точке с радиальной координатой  $r$ ;  $\Delta t$  — промежуток времени, за который было измерено  $N$  масляных капель в точке с радиальной координатой  $r$ .

Из полученных результатов (рис. 3) видно, что объемная концентрация дисперсной фазы уменьшается в сторону стенки трубы. Аналогичная тенденция была обнаружена для двухфазного дисперсного потока с твердыми частичками и с нулевой разницей плотностей фаз Alajbegović [1].

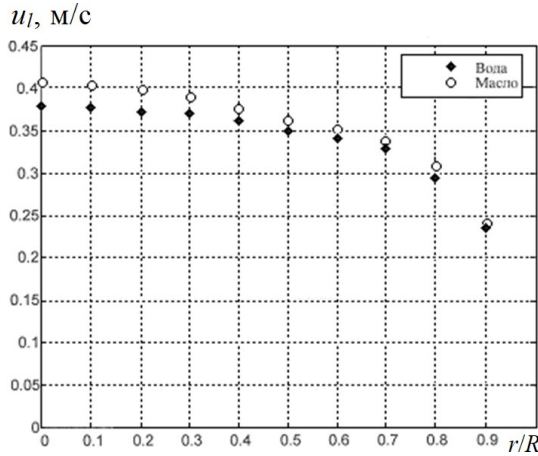


Рис. 2. Профиль скоростей воды и масляных капель  $Q_w = 13.23$  л/мин, ( $Re = 7.000$ ),  $Q_o = 0.150$  л/мин,  $D_d = 2.3$  мм.

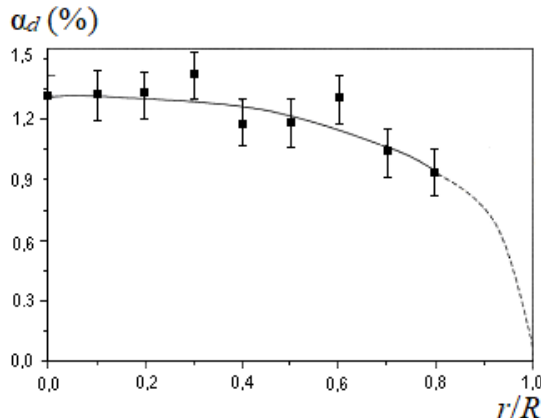


Рис. 3. Распределение объемной концентрации  $\alpha_d$  (%).

**Вывод.** Измерения были проделаны с высокой точностью, чтобы погрешности измерений скоростей фаз были много меньшие, чем величина скорости относительного движения (проскальзывания) фаз, которая в рассматриваемых случаях была очень мала. Надо отметить, что данные по распределению объемной концентрации очень важны при вычислении удельной плотности межфазной поверхности ( $s_{12} = dS_{12}/dV$ , где  $dS_{12}$  является межфазной площадью в конечном объеме  $dV$ ) и при исследовании межфазных переходов [9].

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Научного центра нелинейной волновой механики и технологии РАН. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Alajbegovic A., Assad A., Bonetto F., Lahey R. T.* Phase Distribution and Turbulence Structure for Solid/Fluid Upflow in a Pipe // *Int. J. Multiphase Flow*. 1994. V. 20 (3). P. 453.
2. DANTEC “User’s Manual”, Scientific Research Equipment Division // Dantec Information Department, 1989.
3. DANTEC “Personal Communication” Scientific Research Equipment Division, New Jersey, 1998.
4. *Durst F., Zare M.* Laser-Doppler Measurements in Two-Phase Flows. The Accuracy of Flow Measurement by Laser-Doppler Methods // *LDA-Symp.*, Copenhagen, 1975. P. 403.
5. *Durst F., Melling A., Whitelaw J. H.* Principles and Practice of Laser Doppler Anemometry. London: Academic Press, 1981.
6. *Durrani T. S., Grated C. A.* Laser Systems in Flow Measurement. New York: Plenum Press, 1977. 289 p.
7. *Nigmatulin T. R., Bonetto F. J., Larreteguy A. E., Lahey R. T. Jr., Mcquillen J. B.* An experimental Study of Dispersed Liquid/Liquid Two-Phase Upflow in a Pipe // *Chem. Eng. Comm.* 2000. V. 182. P. 121.
8. Spectra-Physics, “Instruction Manual”, Laser Product Division, Rev. B, 1989.
9. *Boiko V. M., Nesterov A. Yu., Poplavski S. V.* Liquid atomization in a high-speed coaxial gas jet. Thermophysics and Aeromechanics // *Liquid Atomization in a High-speed Coaxial Gas Jet*. 2019. V. 26. P. 385.

---

---

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.  
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

---

---

УДК 621.01, 534.1

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ДИНАМИКИ  
НЕЛИНЕЙНОЙ КОЛЕБАТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ  
С САМОСИНХРОНИЗИРУЮЩИМИСЯ ВИБРОВОЗБУДИТЕЛЯМИ  
ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С СЫПУЧИМ МАТЕРИАЛОМ**© 2024 г. Г. Я. Пановко<sup>1</sup>, А. Е. Шохин<sup>1, \*</sup><sup>1</sup>*Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия  
\*e-mail: shohinsn@mail.ru*

Поступила в редакцию 06.05.2024 г.

После доработки 13.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

Представлены результаты экспериментального анализа влияния упругого ограничителя колебаний на динамику вибромашины с самосинхронизирующимися вибровозбудителями при взаимодействии с гранулированным материалом в резонансной области частот. Экспериментальный макет выполнен по схеме одномассовой вибромашины с плоскими колебаниями рабочего органа (платформа), которые возбуждаются двумя дебалансными вибровозбудителями. Получены зависимости амплитуд колебаний макета и взаимной фазы вращения вибровозбудителей от частоты возбуждения при различных значениях массы материала. Установлено, что контакт с упругим ограничителем приводит к расширению области частот вблизи второй резонансной частоты, в которой обеспечивается синхронное вращение вибровозбудителей с взаимной фазой близкой к нулю, а также к снижению в резонансных областях частот чувствительности амплитуд колебаний платформы к изменениям массы материала. Показана эффективность введения упругого ограничителя при обработке гранулированных материалов.

*Ключевые слова:* вибромашина, дебалансный вибровозбудитель, самосинхронизация, резонанс, упругий ограничитель колебаний

**DOI:** 10.31857/S0235711924050099, **EDN:** NTRRPH

Вопросы динамики механических систем с самосинхронизирующимися вибровозбудителями представляют значительный интерес для многих инженерных приложений [1, 2]. Наглядным примером эффективного практического использования явления самосинхронизации является широкий класс вибрационных машин с дебалансными вибровозбудителями различного технологического назначения, например, виброгрохоты, виброконвейеры, вибродробилки и т.п. [1, 3–5]. Применение самосинхронизирующихся вибровозбудителей, с одной стороны, позволяет существенно упростить конструкцию и повысить надежность вибромашин, а с другой стороны, требует определенного согласования параметров колебательной системы вибромашины с электромеханическими параметрами вибровозбудителей, механическими свойствами обрабатываемого материала и частотами возбуждения колебаний.

Подавляющее большинство таких вибромашин в настоящее время работают в резонансном режиме, что обусловлено высокой стабильностью амплитуд колебаний и синхронности вращения вибровозбудителей относительно возможных изменений

параметров системы, которые неизбежно возникают при работе, например, из-за изменения массы материала на рабочем органе, условий их взаимодействия и др. [1, 3, 6]. Известно, что возбуждение колебаний на окolorезонансных частотах позволяет значительно, до нескольких раз, увеличить энергоэффективность вибромашин [7–9]. Однако практическое использование резонансных режимов затруднено из-за высокой чувствительности системы к изменениям ее параметров и условий взаимодействия с материалом, которые могут приводить к нарушению синхронизации вибровозбудителей, к резкой смене взаимной фазы их вращения, а также формы и амплитуд колебаний машины.

В работах [10–13] разработана теория самосинхронизирующихся дебалансных вибровозбудителей и исследована самосинхронизация двух и более вибровозбудителей в системах с различным числом степеней свободы при линейных упругих связях. В [2–5, 14–16] рассматривались прикладные вопросы самосинхронизации дебалансных вибровозбудителей применительно к проектированию вибрационных машин. Вопросы самосинхронизации вибровозбудителей в системах с нелинейными упругими связями гладкого и гистерезисного типа рассматривались в работах [17–19]. В работах [20–23] исследована синхронизация вибровозбудителей за счет введения дополнительного управления электроприводом с обратной связью. Исследованию кратных режимов синхронизации вибровозбудителей посвящены работы [24, 25]. Следует отметить, что в большинстве этих работ рассматриваются режимы возбуждения колебаний на удалении от резонансных частот системы.

Исследования динамики систем с самосинхронизирующимися вибровозбудителями в резонансной области частот в большинстве случаев ограничиваются вопросами прохода через резонанс при разгоне вибровозбудителей в зарезонансную область частот [26, 27]. В [17, 18] рассматривалась синхронизация вибровозбудителей в двухмассовой системе с симметричной кусочно-линейной характеристикой упругих элементов в широком диапазоне частот включая резонансные области, однако без учета взаимодействия с обрабатываемым материалом, которое, как известно [3, 6, 14, 16], может оказывать значительное влияние на динамику вибромашины.

В отличие от упомянутых выше исследований, в работах [7, 28] были теоретически проанализированы окolorезонансные режимы в плоской колебательной системе с самосинхронизирующимися дебалансными вибровозбудителями при линейных и нелинейных упругих связях и взаимодействии с материалом. Показано [28], что введение в систему одностороннего упругого ограничителя колебаний, установленного с зазором, оказывает положительное влияние как на самосинхронизацию вибровозбудителей, так и на стабильность амплитуд колебаний в окolorезонансных областях частот. Для возможности дальнейшего практического использования полученного результата представляет интерес экспериментальная оценка эффективности использования упругого подвеса с кусочно-линейными характеристиками жесткости и проверка адекватности предложенных математических моделей.

С этой целью в настоящей статье рассматривается задача экспериментальной оценки влияния дополнительного упругого элемента, установленного с зазором, на колебания плоской механической системы и самосинхронизацию дебалансных вибровозбудителей, в зависимости от зазора и массы обрабатываемого сыпучего материала. Разработка макета этой системы проводилась с учетом близости его параметров к параметрам математической модели, разработанной в [28]. Отметим, что выбранная динамическая схема макета соответствует многим реальным вибромашинам, для нормальной работы которых требуется возбуждение колебаний однопольной силой [1, 3], возникающей при синхронном вращении вибровозбудителей во встречных направлениях с взаимной фазой вращения  $\Delta\varphi = 0$  (при выбранной системе отсчета угловых положений). Далее для краткости такое синхронное вращение вибровозбудителей будем называть синхронно-синфазным, а при  $\Delta\varphi = \pi$  — син-

хронно-противофазным. В соответствии с этим при дальнейшем анализе основное внимание будет уделено той области частот, в которой реализуется синхронно-синфазное или близкое к нему вращение вибровозбудителей, что представляет наибольший практический интерес.

**Экспериментальный макет.** Макет и его динамическая схема представлены на рис. 1а, б.

Макет выполнен в виде горизонтальной платформы, состоящей из жесткой прямоугольной металлической пластины 1 с закрепленными на ней контейнером 2 для материала 3, и двумя дебалансными вибровозбудителями 4 и 5. Платформа закреплена относительно неподвижной опорной плиты 6 с помощью четырнадцати одинаковых винтовых пружин 7. Пружины 7 установлены в два ряда по семь пружин через одинаковые расстояния вдоль длинных сторон пластины 1 (параллельно оси  $Oy$ ) симметрично относительно ее осей симметрии  $Ox$  и  $Oy$ . Вибровозбудители 4 и 5, представляющие собой мотор-вибраторы асинхронного типа, закреплены на пла-

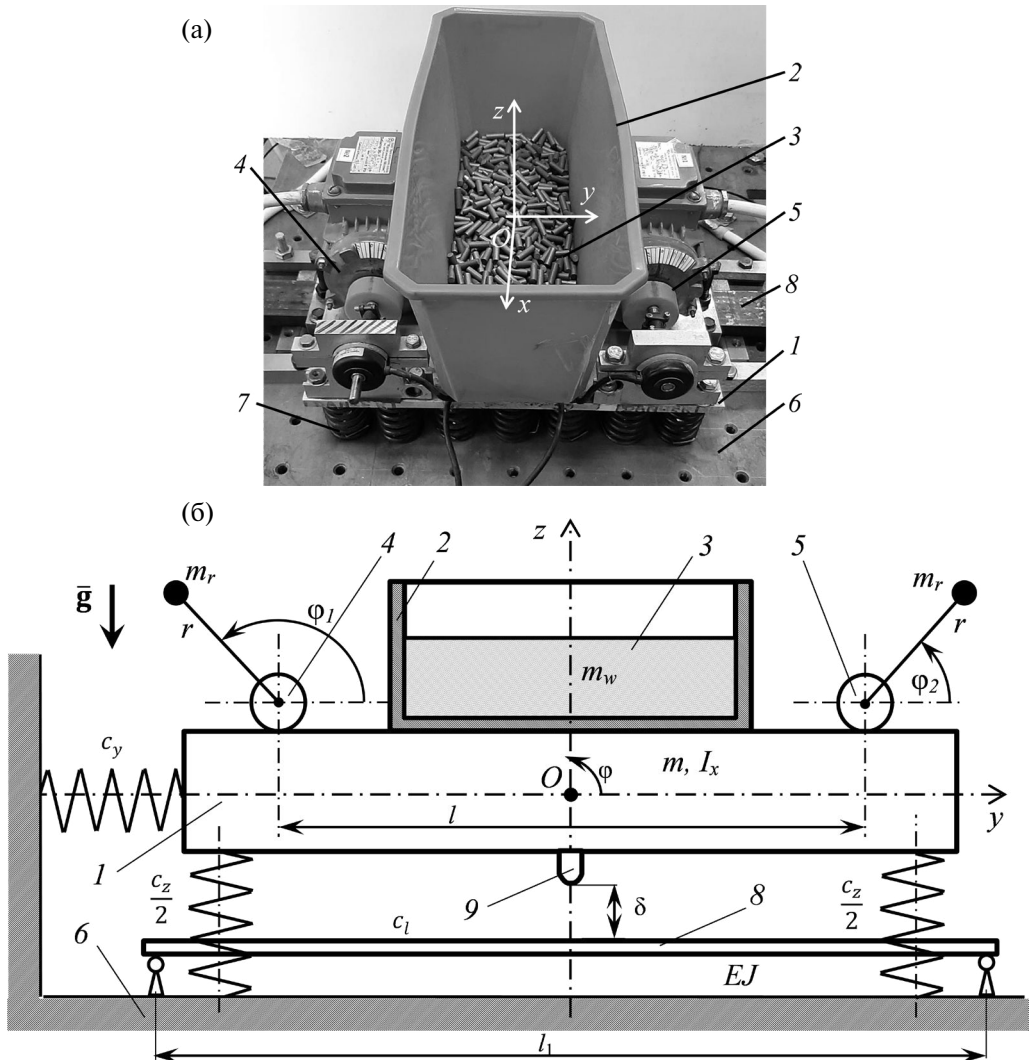


Рис. 1. Общий вид макета (а) и его схема (б).

стине  $I$  симметрично относительно оси  $Ox$  так, что оси их вращения параллельны оси  $Ox$ . Центробежная сила, возникающая при вращении каждого из вибровозбудителей, действует в плоскости  $Oyz$ . Соответственно, поле сил, возникающее при одновременном вращении обоих вибровозбудителей, возбуждает колебания макета в той же плоскости. Вибровозбудители имеют одинаковые дисбалансы и практически идентичные моментные характеристики. Электропитание мотор-вибраторов осуществляется через единый частотный преобразователь так, что они вращаются в противоположных направлениях. Таким образом, рассматриваемая система обладает пятью существенными степенями свободы, три из которых соответствуют двум поступательным и угловому перемещениям платформы, а две — соответствуют вращению дебалансов.

Между пластиной  $I$  и плитой  $б$  установлен упругий ограничитель колебаний  $\delta$ , выполненный в виде шарнирно закрепленной металлической балки, работающей на изгиб. Балка имеет прямоугольное поперечное сечение, вертикальная ось симметрии которого параллельна оси  $Oz$ . Продольная ось балки параллельна оси  $Oy$ . Опоры балки расположены симметрично относительно плоскости  $Oxz$ . Жесткость балки варьировалась путем изменения расстояния между ее опорами  $l_1$ .

Контакт ограничителя с платформой происходит через жесткий металлический стержень  $9$ . Для центрирования удара относительно центра масс системы, стержень  $9$  закреплен в центре симметрии пластины. Резьбовое крепление стержня к пластине позволяет регулировать величину исходного зазора  $\delta$  (рис. 16).

Основные характеристики макета: масса платформы (включая массы вибровозбудителей и контейнера)  $m = 12.5$  кг; момент инерции платформы  $I_x = 0.11$  кг·м<sup>2</sup>; дисбаланс каждого из вибровозбудителей  $m_r \cdot r = 1.18 \cdot 10^{-3}$  кг·м; расстояние между осями вращения дебалансов  $l = 0.235$  м; суммарные жесткости пружин, приведенные к центру масс макета:  $c_z = 471$  кН/м,  $c_y = 580$  кН/м,  $c_\phi = 1.8$  кН·м/рад; номинальная мощность мотор-вибраторов  $P_n = 0.09$  кВт.

**Проведение эксперимента.** Измерение колебаний макета осуществлялось с помощью трех акселерометров: для измерения вертикальных и угловых колебаний в плоскости  $Oyz$  использовались два акселерометра, установленные по краям платформы симметрично относительно плоскости  $Oxz$ , измеряющие колебания вдоль оси  $Oz$ . Для измерения горизонтальных колебаний в направлении оси  $Oy$  использовался акселерометр, закрепленный в центре платформы. По регистрируемым осциллограммам определялись среднеквадратические значения (СКЗ) амплитуд виброускорений.

Угловые положения дебалансов вибровозбудителей и скорости их вращения измерялись с помощью оптических энкодеров, установленных на валу каждого из мотор-вибраторов.

Сигналы с акселерометров и энкодеров поступали на контроллер с аналого-цифровым преобразователем, где оцифровывались с частотой 4000 измерений в секунду по каждому каналу. Далее эти сигналы преобразовывались соответственно в сигналы ускорений, угловых положений и скоростей вращения дебалансов. Частота возбуждения колебаний определялась по частоте основной гармоники возмущающих сил, СКЗ виброускорений рассчитывались по выборкам соответствующих осциллограмм длительностью в одну секунду, взаимная фаза вращения дебалансов определялась разностью угловых положений дебалансов, взятых с учетом направления их вращения.

Оценка влияния упругого ограничителя на колебания макета и синхронизацию вибровозбудителей выполнялась на основе сравнительного анализа частотных характеристик. С этой целью определялись экспериментальные зависимости СКЗ амплитуд виброускорений и взаимной фазы вращения дебалансов от частоты возбуждения как при колебаниях макета без контакта с ограничителем, так и при контакте

с ним при различных значениях исходного зазора  $\delta$ . Все эксперименты проводились при четырех значениях массы гранулированного материала  $m_w = \{0, 1, 2, 3\}$  кг, помещаемого в контейнер. В качестве материала использовались металлические ролики диаметром 6 мм и длиной от 5 до 20 мм.

При проведении экспериментов, в первую очередь, определялись резонансные частоты для системы без ограничителя колебаний и диапазоны частот синхронно-синфазного вращения вибровозбудителей. В качестве управляющего параметра использовалась частота электрического питания, подаваемого на вибровозбудители. При этом регистрировалась частота вращения вибровозбудителей  $f$ , которая и являлась частотой возбуждения колебаний системы.

Резонансная частота определялась частотой срыва амплитуд колебаний и сменной режима синхронного вращения вибровозбудителей. Далее выбирались те резонансные частоты, при приближении к которым вибровозбудители вращаются синхронно-синфазно. В этом случае реализуется однонаправленная возмущающая сила и, соответственно, однонаправленное движение колебательной системы вдоль оси  $Oz$ . Вблизи этих резонансных частот возбуждения выполнялись эксперименты при контакте с ограничителем колебаний.

**Экспериментальные результаты.** В результате выполненных экспериментов, в первую очередь, были построены и проанализированы амплитудно-частотные характеристики (АЧХ) для различных масс материала при отсутствии ограничителя, измеренные в вертикальном направлении  $Oz$  (рис. 2а), и зависимости взаимной фазы вращения дебалансов  $\Delta\varphi$  от частоты синхронного вращения  $f$  (рис. 2б), при различных соотношениях масс материала и платформы  $\mu_w = m_w/m$  (на рис. 2а и далее по оси ординат указаны значения СКЗ амплитуд виброскорости). В приведенных графиках стрелками обозначены срывы колебаний в зарезонансную область частот (рис. 2).

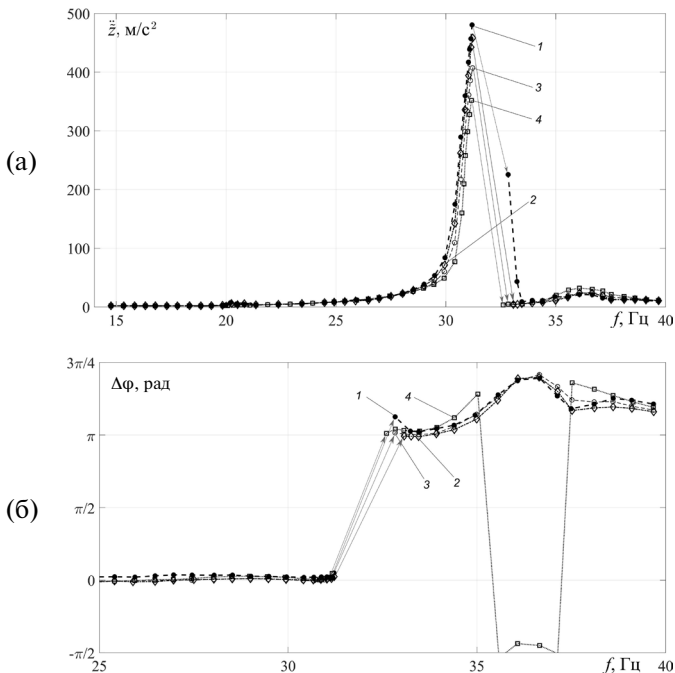
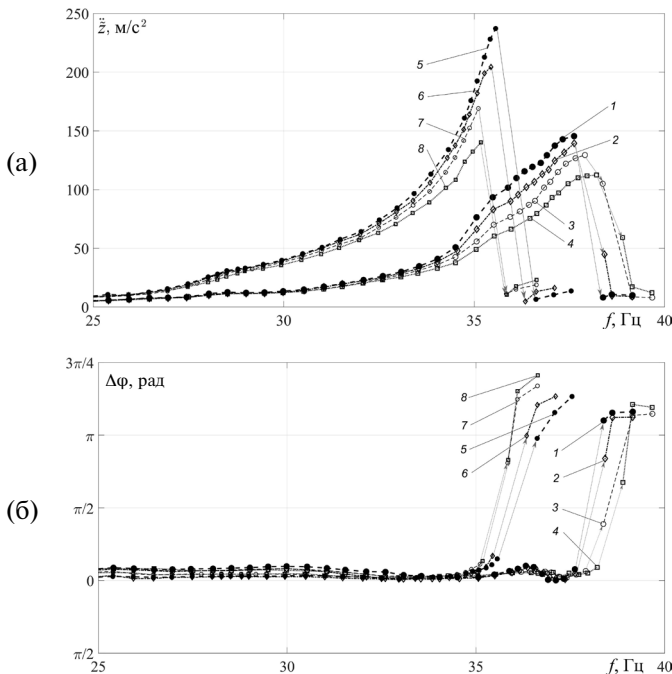


Рис. 2. СКЗ амплитуд вертикальных виброскоростей пластины (а) и взаимной фазы вращения вибровозбудителей (б) в зависимости от частоты возбуждения  $f$  в системе без ограничителя:

1 —  $\mu_w = 0$ ; 2 —  $\mu_w = 0.08$ ; 3 —  $\mu_w = 0.16$ ; 4 —  $\mu_w = 0.24$ .

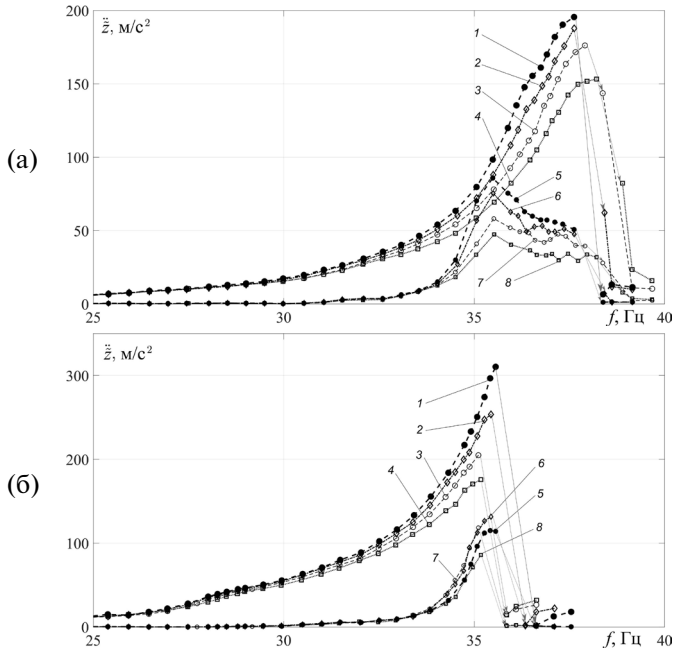
На графиках (рис. 2а) на частоте 20 Гц мало заметен первый резонанс системы, который возникает при синхронно-противофазном вращении вибровозбудителей. При этом возникают интенсивные угловые колебания платформы. Таким образом, наблюдаемые максимумы амплитуд вертикальных колебаний (рис. 2а) соответствуют второму резонансу системы.

В системе без ограничителя колебаний искомый синхронно-синфазный режим вращения вибровозбудителей с взаимной фазой  $\Delta\varphi$  близкой нулю реализуется в области частот между первым и вторым резонансом системы (рис. 2б). Увеличение массы материала приводит к уменьшению амплитуд вертикальных колебаний вблизи второй резонансной частоты системы. Одновременно с этим наблюдается незначительный сдвиг влево частоты, при которой возникает срыв колебаний в зарезонансную область частот (рис. 2а). Заметное увеличение отклонения  $\Delta\varphi$  от нуля наблюдается при приближении к 2-й резонансной частоте (рис. 2б) вследствие роста амплитуд колебаний (рис. 2а), что, как известно [1, 10], приводит к увеличению рассеяния энергии в системе и проявлению эффекта застревания частоты возбуждения на резонансной частоте системы. Переход через резонанс сопровождается резким скачкообразным изменением скоростей вращения вибровозбудителей и взаимной фазы их вращения, значения которой устанавливаются вблизи  $\Delta\varphi = \pi$ , соответствующего режиму синхронно-противофазного вращения. Таким образом, при одной и той же частоте возбуждения изменение массы материала приводит к существенному изменению амплитуд колебаний и изменению взаимной фазы вращения вибровозбудителей. Заметим, что малое увеличение частоты вращения приводит к срыву в зарезонансную область, который сопровождается резкой сменой взаимной фазы вращения дебалансов и формы колебаний платформы.

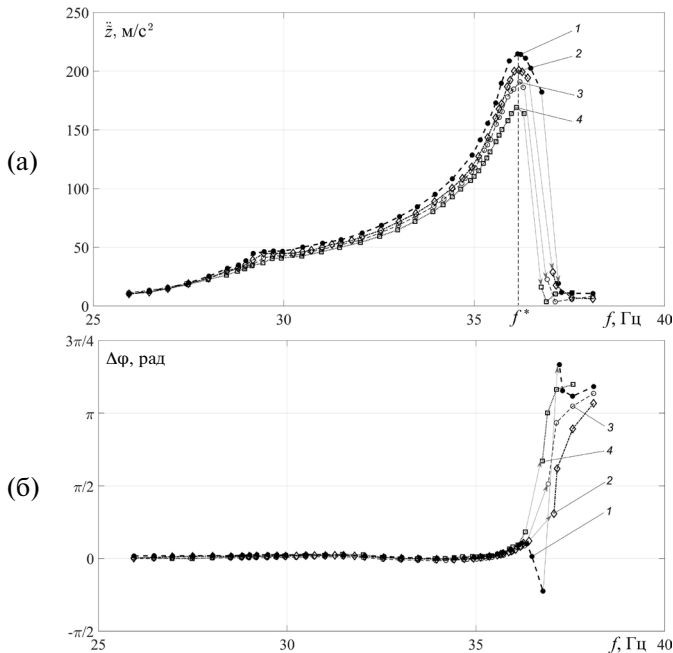


**Рис. 3.** СКЗ амплитуд вертикальных виброускорений пластины (а) и взаимной фазы вращения вибровозбудителей  $\Delta\varphi$  (б) в зависимости от частоты возбуждения  $f$  в системе с ограничителем при  $c_1 = 2c_z$ : при  $\delta = 0$  мм: 1 —  $\mu_w = 0$ ; 2 —  $\mu_w = 0.08$ ; 3 —  $\mu_w = 0.16$ ; 4 —  $\mu_w = 0.24$ ; при  $\delta = 1$  мм: 5 —  $\mu_w = 0$ ; 6 —  $\mu_w = 0.08$ ; 7 —  $\mu_w = 0.16$ ; 8 —  $\mu_w = 0.24$ .





**Рис. 4.** Амплитуды гармонических составляющих вертикальных виброускорений пластины (а) в зависимости от частоты возбуждения  $f$  в системе с ограничителем при  $c_1 = 2c_z$  и зазоре  $\delta = 0$  мм (а) и  $\delta = 1$  мм (б); гармоническая составляющая на частоте возбуждения: 1 —  $\mu_w = 0$ ; 2 —  $\mu_w = 0.08$ ; 3 —  $\mu_w = 0.16$ ; 4 —  $\mu_w = 0.24$ ; гармоническая составляющая на частоте в 4 раза больше частоты возбуждения: 5 —  $\mu_w = 0$ ; 6 —  $\mu_w = 0.08$ ; 7 —  $\mu_w = 0.16$ ; 8 —  $\mu_w = 0.24$ .



**Рис. 5.** СКЗ амплитуд вертикальных виброускорений пластины (а) и взаимной фазы вращения вибровозбудителей  $\Delta\phi$  (б) в зависимости от частоты возбуждения  $f$  в системе с ограничителем при зазоре  $\delta = 1$  мм и  $c_1 = 4c_z$ : 1 —  $\mu_w = 0$ ; 2 —  $\mu_w = 0.08$ ; 3 —  $\mu_w = 0.16$ ; 4 —  $\mu_w = 0.24$ .

Анализ влияния ограничителя проводился при двух различных значениях зазора  $\delta = \{0, 1\}$  мм и двух различных значениях жесткости ограничителя  $c_1 = \{2c_2, 4c_2\}$ . На рис. 3–5 представлены графики СКЗ амплитуд вертикальных виброускорений пластины и взаимной фазы вращения вибровозбудителей  $\Delta\varphi$  в зависимости от частоты возбуждения  $f$  (частота вращения вибровозбудителей) в области частот вблизи второго резонанса при колебаниях с контактом с ограничителем.

Из сравнения графиков (рис. 2, 3) следует, что введение упругого ограничителя способствует расширению области частот с устойчивым синхронным вращением вибровозбудителей, близким к синфазному, вблизи 2-й резонансной частоты системы. Одновременно с этим существенно уменьшается чувствительность амплитуды колебаний платформы и взаимной фазы вращения вибровозбудителей к изменению массы материала. Временной и спектральный анализ осциллограмм колебаний показал, что движение платформы имеет полигармонический характер с одним контактом с ограничителем за период возбуждения. С увеличением частоты возбуждения в спектре колебаний наблюдается значительное увеличение амплитуды гармонической составляющей на частоте в 4 раза больше частоты возмущения (рис. 4). Увеличение массы материала приводит к незначительному смещению вправо частоты, при которой происходит срыв колебаний в зарезонансную область частот, сопровождающийся резким изменением режима синхронного вращения вибровозбудителей на близкий к синхронно-противофазному с  $\Delta\varphi \approx \pi$ , а также формы и амплитуд колебаний.

Сопоставление результатов, полученных для различной величины исходного зазора между ограничителем и платформой  $\delta$  (рис. 3) показывает, что увеличение  $\delta$  приводит к росту амплитуд ее колебаний при одних и тех же частотах возбуждения. При этом чувствительность амплитуд колебаний к изменению массы материала практически не изменяется. При  $\delta = 1$  мм увеличение массы материала приводит к смещению влево частоты срыва колебаний в зарезонансную область частот. Колебания платформы по характеру и спектральному составу схожи с наблюдаемыми при  $\delta = 0$  мм.

Увеличение жесткости упругого ограничителя приводит к расширению области частот синхронно-синфазного вращения вибровозбудителей вследствие сдвига вправо частоты срыва колебаний (рис. 3, 5). За счет этого удается достичь более высоких амплитуд колебаний при больших значениях массы материала по сравнению с системой с менее жестким ограничителем. Чувствительность амплитуд колебаний к изменению массы материала, равно как и характер колебаний, практически не изменились. Независимо от массы материала максимумы амплитуд колебаний достигаются при одной и той же частоте возбуждения  $f^*$  (рис. 5а), а срывы колебаний в зарезонансную область частот возникают на ниспадающих участках АЧХ при частотах превышающих  $f^*$ .

**Заключение.** Выполненные эксперименты показали, что влияние обрабатываемого материала (в данном случае — металлических роликов), на динамические характеристики макета по своему характеру аналогично тому, как, если в систему ввести линейно-вязкий элемент с коэффициентом диссипации, пропорциональным массе материала. Увеличение массы материала до 25% относительно массы платформы, при колебаниях без контакта с упругим ограничителем колебаний приводит к уменьшению их амплитуд вблизи 2-й резонансной частоты системы и незначительному уменьшению частоты возникновения срыва колебаний в зарезонансную область частот. Такое влияние обусловлено характером движения материала и его взаимодействия с платформой. Можно заключить, что при таких условиях поведение материала для целей учета его влияния на динамику вибромашин при математическом моделировании может моделироваться дополнительным линейно-вязким элементом, величина диссипации которого зависит от массы материала.

Введение в колебательную систему упругого ограничителя колебаний способствует расширению области частот вблизи второй резонансной частоты, в которой обеспечивается синхронно-синфазное вращение вибровозбудителей с взаимной фазой близкой к нулю. Кроме того, в этой области частот уменьшается чувствительность амплитуд колебаний макета и взаимной фазы вращения вибровозбудителей к изменению массы материала. При этом изменяется характер колебаний на периодический полигармонический с периодом равным периоду возбуждения и с одним контактом с ограничителем за период. Увеличение исходного зазора приводит к увеличению возбуждаемых амплитуд колебаний при одновременном сужении диапазона частот синхронно-синфазного вращения вибровозбудителей вследствие уменьшения частот срыва колебаний. Увеличение жесткости ограничителя приводит к сдвигу частот срыва вправо и увеличению развиваемых амплитуд при больших значениях массы материала.

Полученные экспериментальные результаты подтверждают результаты теоретических расчетов [28] в части возможности моделирования обрабатываемого материала дополнительным диссипативным элементом, а также влияния параметров упругого ограничителя на изменение областей частот самосинхронизации и чувствительность амплитуд колебаний к изменению массы материала.

Введение в конструктивную схему вибромашин упругих ограничителей с зазором позволяет повысить стабильность работы вибромашин вблизи резонансных частот возбуждения за счет снижения чувствительности этих режимов к изменению массы обрабатываемого материала.

**Финансирование работы.** Исследование выполнено за счет средств гранта Российского научного фонда, проект № 24-19-00333, <https://rscf.ru/project/24-19-00333/>

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вибрации в технике: Справочник. Т. 4: Вибрационные процессы и машины. М.: Машиностроение, 1989. 509 с.
2. Блехман И. И. Теория вибрационных процессов и устройств. Вибрационная механика и вибрационная техника. СПб.: Издательский дом «Руда и металлы», 2013. 640 с.
3. Вайсберг Л. А. Проектирование и расчет вибрационных грохотов. М.: Недра, 1986. 144 с.
4. Вайсберг Л. А., Зарогатский Л. П., Туркин В. Я. Вибрационные дробилки. Основы расчета, проектирования и технологического применения. СПб.: Изд-во ВСЕГЕИ, 2004. 305 с.
5. Wen B., Zhang H., Liu S., He Q., Zhao C. Vibrating Machinery: Theory, Techniques and Applications. Alpha Science International Ltd, 2012. 386 p.
6. Гончаревич И. Ф., Фролок К. В. Теория вибрационной техники и технологии. М.: Наука, 1981. 320 с.
7. Пановко Г. Я., Шохин А. Е. Динамика резонансных вибромашин с самосинхронизирующимися дебалансными вибровозбудителями. М.-Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2020. 168 с.
8. Antipov V. I. Dynamic of vibration machines with combinational parametric excitation // J. of Mach. Manuf. and Reliab. 2001. V. 2. P. 13.
9. Zahedia S. Abolfazl, Babitsky V. Modeling of autoresonant control of a parametrically excited screen machine // J. of Sound and Vibration. 2016. V. 380. P. 78.
10. Блехман И. И. Синхронизация динамических систем. М.: Наука, 1971. 894 с.
11. Nagaev R. Dynamics of synchronizing systems. Berlin: Springer-Verlag, 2003.
12. Nijmeijer H., Rodriguez-Angeles A. Synchronization of mechanical systems. Singapore: World Scientific Publishing, 2003.
13. Liu Y., Zhang X., Gu D., Jia L., Wen B. Synchronization of a Dual-Mass Vibrating System with Two Exciters // Shock and Vibration. 2020. V. 2020. 12 p. <https://doi.org/10.1155/2020/9345652>

14. *Bikhovskiy I. I.* Fundamentals of the theory of vibration technology. Moscow: Mashinostroenie, 1968.
15. *Васильков В. Б., Шишкин Е. В.* Динамика вибрационного устройства с торсионно подвешенными маятниками // Обогащение руд. 2014. № 6. С. 25.
16. *Yong-Zheng J., Kuan-Fang H., Yong-Le D., Da-Lian Y., Wei S.* Influence of load weight on dynamic response of vibrating screen // Shock and Vibration. 2019. V. 2019. 8 p. <https://doi.org/10.1155/2019/4232730>
17. *Zhang X. L., Kong X. X., Wen B. C., Zhao C. Y.* Numerical and experimental study on synchronization of two exciters in a nonlinear vibrating system with multiple resonant types // Nonlinear Dynamics. 2015. V. 82. P. 987.
18. *Zhang X., Wen B., Zhao C.* Theoretical study on synchronization of two exciters in a nonlinear vibrating system with multiple resonant types // Nonlinear Dynamics. 2016. V. 85 (1). P. 141.
19. *Zhang N.* Self-synchronization characteristics of a class of nonlinear vibration system with asymmetrical hysteresis // J. of Low Frequency Noise, Vibration and Active Control. 2020. V. 39 (1). P. 114.
20. *Huang Z., Song G., Zhang Z., Zhang X.* Control Synchronization of Two Nonidentical Homodromy Exciters in Nonlinear Coupled Vibration System // IEEE Access. 2019. V. 7. P. 109934.
21. *Тягушев С. Ю., Туркин В. Я., Шонин О. Б.* Стабилизация синхронно-противофазного режима вибрационной щековой дробилки средствами автоматизированного электропривода // Обогащение руд. 2011. № 2. С. 38.
22. *Huang Z. L., Song G. Q., Li Y. M., Sun M. N.* Synchronous control of two counter-rotating eccentric rotors in nonlinear coupling vibration system // Mechanical Systems and Signal Processing. 2019. V. 114. P. 68.
23. *Kong X., Zhang X., Chen X., Wen B., Wang B.* Phase and speed synchronization control of four eccentric rotors driven by induction motors in a linear vibratory feeder with unknown time-varying load torques using adaptive sliding mode control algorithm // J. Sound Vib. 2016. V. 370. P. 23.
24. *Zhang X., Zhang Xu, Hu W., Zhang W., Chen W., Wang Z., Wen B.* Theoretical, numerical and experimental studies on multi-cycle synchronization of two pairs of reversed rotating exciters // Mechanical Systems and Signal Processing. 2022. V. 167. Part A. 108501.
25. *Li L., Chen X.* Times-frequency synchronization of two exciters with the opposite rotating directions in a vibration system // J. of Sound and Vibration. 2019. V. 443. P. 591.
26. *Fradkov A. L., Tomchina O. P., Tomchin D. A.* Controlled passage through resonance in mechanical systems // J. of Sound and Vibration. 2011. V. 330 (6). P. 1065.
27. *Gorlatov D. V., Tomchina O. P., Tomchin D. A.* Controlled passage through resonance for two-rotor vibration unit: influence of drive dynamics // IFAC-PapersOnLine. 2015. V. 48 (11). P. 313.
28. *Panovko G., Shokhin A.* Dynamics features of a resonant vibromachine with self-synchronizing inertial vibroexciters in the presence of vibration limiter // J. of Vibroengineering. 2021. V. 23 (8). P. 1727.

---

---

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.  
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

---

---

УДК 343.148.63

**АНАЛИЗ ПРИЧИН ОТКАЗОВ СИСТЕМЫ ПОДАЧИ ВОЗДУХА  
АВТОМОБИЛЯ FORD TRANSIT С ДИЗЕЛЬНЫМ ДВИГАТЕЛЕМ EURO 5**© 2024 г. Д. А. Галин<sup>1, \*</sup>, А. В. Козлов<sup>1</sup>, Л. О. Круш<sup>1</sup><sup>1</sup>*Мордовский государственный университет им. Н. П. Огарёва, Саранск, Россия**\*e-mail: dagalin@yandex.ru*

Поступила в редакцию 29.03.2024 г.

После доработки 12.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

В статье проведена оценка технического состояния системы подачи воздуха коммерческого автомобиля Ford Transit. После проведенного анализа были получены результаты, позволяющие установить причины отказа системы впуска дизельного двигателя с экологическими нормами Euro 5. Выявлено что неисправность турбокомпрессора напрямую влияет на общее состояние двигателя, его эксплуатационные характеристики. Основные отказы связаны с неисправностью самого турбокомпрессора, негерметичностью патрубков или интеркулера. Для двигателя Duratorq TDCi 2.2 определены вероятности появления данных отказов.

*Ключевые слова:* дизель, диагностика, давление наддува, турбокомпрессор, актуатор, интеркулер, регистратор событий, контроллер управления, сканер, рабочие характеристики

DOI: 10.31857/S0235711924050106, EDN: NTLXFK

В настоящее время значительное количество автомобилей, выполняющих коммерческие перевозки оснащаются дизельными двигателями с турбокомпрессорами с изменяемой геометрией VGT (Variable geometry turbocharger) и электронным управлением привода актуатора. Анализ оценки технического состояния таких систем показывает, что наибольшая доля отказов систем подачи воздуха связана с неисправностью самого турбокомпрессора или негерметичностью патрубков или интеркулера, теряющих свои рабочие показатели в процессе эксплуатации [1–3].

Известно, что оптимальное сечение турбокомпрессора при низких и высоких оборотах разное. При большом сечении турбокомпрессор недостаточно эффективно работает на низких оборотах, при малом — на высоких. Таким образом, изменение сечения геометрии позволяет турбине подстраиваться под нагрузку с максимальной эффективностью. Особенности системы VGT являются способности выдавать максимальный крутящий момент при минимальной частоте вращения. С помощью электронного актуатора возможно ограничивать максимальное давление наддува и контролировать его.

Контроллер двигателя формирует сигналы на основании информации с датчиков. Электронный актуатор получив сигнал от контроллера, проводит регулировку лопастей турбокомпрессора, добываясь необходимого давления воздуха при заданных оборотах двигателя.

Наличие электронного блока управления, с платой и электродвигателем с червячным редуктором у актуатора позволяет проводить диагностику по шине LIN с помощью диагностического оборудования, отслеживать текущее состояние привода и проводить процедуру корректировки положений актуатора, чтобы компенсировать износ механической части, лопастей турбокомпрессора [5, 6].

В прошлом столетии технология турбонаддува стала активно развиваться, позволив создавать более мощные и экономичные двигатели [7–13].

Конструктивно турбокомпрессор состоит из турбины, лопатки которой раскручиваются потоком выхлопных газов. Поток воздуха всасывается и разгоняется до огромной скорости, после чего вытесняется в радиальном направлении.

На входе в турбину размещают механизм VGT, который приводится в действие двигателем пневматическим или электронным актуатором по командам контроллера, который следит за работой турбокомпрессора во всех диапазонах работы [10]. Таким образом, актуатор является одним из ресурсопределяющих узлов турбокомпрессора. Существует несколько основных типов актуаторов. Они не только работают как ограничители предельного давления, но могут гибко регулировать оптимальное давление в режимах частичной нагрузки. Электронные актуаторы также помогают реализовать кратковременный «передув» в режиме интенсивного ускорения.

Анализ отказов систем впуска двигателей с турбонаддувом позволяет определить наиболее часто встречающиеся причины: высокая температура отработавших газов, абразивный износ деталей турбокомпрессора, несвоевременное обслуживание и дефекты в производстве [5–8].

**Цель статьи** — исследование причин отказов системы подачи воздуха автомобиля с дизельным двигателем Euro 5 на примере Ford Transit.

Система впуска Ford Transit находится под управлением контроллера автомобиля, соответственно датчики выполняют важную роль в работе системы. Актуатор турбины, датчик давления наддува, датчики расхода воздуха и температуры воздуха предъявляют повышенные требования к обслуживанию и соответственно к чистоте воздушного заряда, состоянию масла и цилиндропоршневой группы [7, 8].

Неисправность турбокомпрессора напрямую влияет на общее состояние двигателя, его эксплуатационные характеристики. Так из-за износа подшипникового узла турбокомпрессора возможен повышенный расход масла двигателя, что влияет на давление в системе смазки и способно привести к отказу. Так же износ турбокомпрессора влияет на экологические показатели, повышается дымность, расход топлива, поэтому все современные дизельные двигатели оснащены системой рециркуляции отработавших газов (EGR) и сажевыми фильтрами (DPF) на выходе.

Необходимость проведения процедуры ввода в эксплуатацию или корректировки положения актуатора турбокомпрессора с электронным управлением заключается в следующем — определенное положение лопаток турбокомпрессора соответствует определенному напряжению на сигнальном датчике, потенциометре актуатора. При малейшем отклонении значений напряжения контроллер переходит в аварийный режим работы с ограничением частоты вращения и потерей мощности двигателя.

При замене актуатора, проводя процедуру корректировки контроллер записывает в память фактические значения крайних положений привода, измеряет ток в цепи электродвигателя и сохраняет все измерения в энергонезависимой памяти для дальнейшей оценки состояния узла.

На моторе TDCi 2.2 л давление во впускном коллекторе изменяется от 1.1 МПа на холостом ходу до 2.5 МПа при максимальной нагрузке (ограничено прошивкой двигателя). При повышении давления в системе наддува больше нормативного помимо мощности двигателя так же повышается нагрузка на патрубки, пластиковые детали корпуса впускного коллектора, интеркулера. При неисправном актуаторе турбина может работать с повышенным давлением, что приведет к преждевремен-

ному выходу из строя деталей двигателя. Для контроля давления наддува в канале нагнетательного узла ставится датчик абсолютного давления, который сигнализирует о недостаточном или переизбыточном давлении воздуха [9].

В ходе эксплуатации двигателя возможно повреждение и самого блока актуатора. В числе причин отказов — закисание рычага, закоксовывание или иное повреждение. Это приводит к отказу редуктора сервопривода, в червячном механизме которого используются пластиковые детали, шестерни. Подклинивание шестерней привода увеличивает потребляемый ток в цепи, в результате чего возможно повреждение электродвигателя и платы контроллера. Такие неисправности вызывают некорректную работу компонентов турбины и проявляются в виде диагностических кодов неисправностей, а также рывков при движении, ухода автомобиля в аварийный режим работы [10–12].

На рис. 1 представлены фотографии актуаторов снятых с эксплуатации. Видны следы истирания пластиковых шестерен редуктора и сама плата контроллера так же подвергается повреждению.

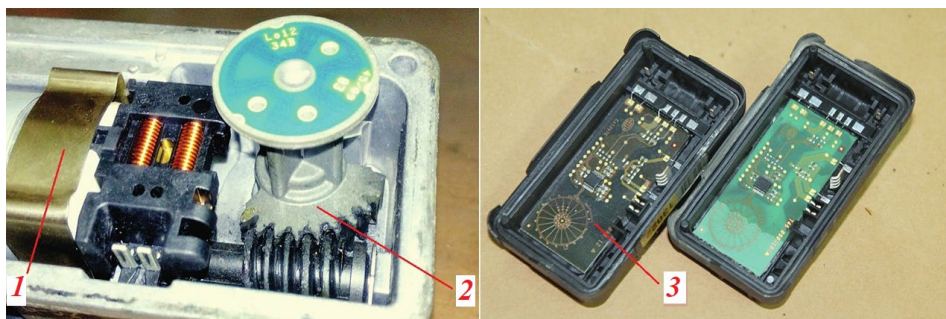


Рис. 1. Компоненты актуатора со следами износа:

1 — электродвигатель; 2 — червячный механизм; 3 — плата контроллера.

Со временем из-за износа актуатора турбины или повреждения механической, горячей части турбины начинает снижаться давление. Из-за этого меняются обороты двигателя относительно расчетных. Для приведения скорости вращения коленчатого вала к заданной скорости контроллеру требуется откорректировать угол положения лопаток нагнетателя посредством актуатора. При несоответствии фактических и заданных значений в ЭБУ появляется код неисправности [12].

Процедура корректировки актуатора запускается командой через OBD протокол, посредством подключения диагностического сканера к соответствующему разъему на автомобиле и запуску специальной программы [10–13]. По завершению обучения данные параметры сохраняются в памяти электронного блока управления двигателя и не меняются до наступления событий, не позволяющих двигателю продолжать свою работу в данных условиях (потеря наддува, заклинивание механизмов, разрушение патрубков или корпуса).

На станции технического сервиса машин ФГБОУ ВО «МГУ им. Н. П. Огарёва» в период 2020–2023 г. проводились работы по поиску причин неисправностей системы впуска дизельных двигателей, проводилась замена элементов воздушных и топливных систем [1, 2, 11]. После завершения ремонта двигателя вводились в эксплуатацию.

Одним из основных коммерческих автомобилей, посещающим станцию стал автомобиль Ford Transit с дизельным двигателем Duratorq (Puma) TDCi, объемом 2.2 л. Причинами посещения являлись проблемы с воздушной системой, повышенная дымность, снижение мощности, рывки при движении.

Автомобили подвергались входной диагностике в соответствии с рекомендациями производителя [10–13] с помощью сканеров FORD VCM IDSII SN31605352, SCANDOCIII, FORScan для Windows версии 2.3.59 и соответствующего программного обеспечения.

По измерению максимального давления наддува при движении автомобиля делался вывод о состоянии системы впуска. Все автомобили были оснащены штатным программным обеспечением, без увеличения мощности и управлялись электронным блоком Continental SID208 (программное обеспечение CC11–14C204-DRP(DRS) [12].

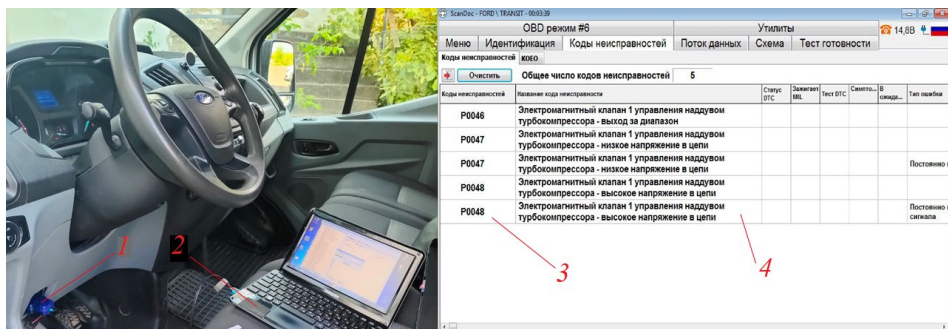
Измерения проводились при рабочих параметрах, которые представлены в табл. 1.

**Таблица 1.** Рабочие параметры двигателя, считанные сканером через OBD-протокол

Контролируемый параметр	Значение
Температура моторного масла двигателя, °C	87
Массовый расход воздуха, г/с	39
Температура в топливной магистрали высокого давления, °C	61
Температура охлаждающей жидкости, °C	80
Частота вращения коленчатого вала, мин-1	800
Датчик массового расхода воздуха, г/сек	8.27
Положение клапана рециркуляции отработавших газов, %	14.90
Положение измеряемого сопла геометрии турбины, %	47.82
Датчик абсолютного давления, кПа	98.0
Заданное давление во впускном коллекторе, кПа	103.8
Датчик абсолютного давления (MAP), кПа	113

Подключение к автомобилю проводили через диагностический разъем OBD II, расположенный в салоне автомобиля в ногах водителя [12] (рис. 2).

Для выявления негерметичности системы впуска использовали установку для определения негерметичности в замкнутых системах автотранспортных средств [5]. Общий вид процесса оценки технического состояния системы впуска представлен на рис. 3.



**Рис. 2.** Подключение диагностического оборудования к разъему OBD и типовые неисправности авто связанные с неисправностью системы впуска (заклинивание актуатора):  
 1 — диагностический адаптер; 2 — ноутбук с программным обеспечением;  
 3 — коды неисправностей; 4 — описание кодов неисправностей.





**Рис. 3.** Оценка технического состояния системы впуска: 1 — радиатор охлаждения с интеркулером; 2 — устройство для оценки состояния системы впуска; 3 — заглушка впускного патрубка интеркулера; 4 — шланг подачи воздуха.

Анализ партии автомобилей эксплуатирующихся в городских условиях и поступивших на диагностику и техническое обслуживание, со сроком начала эксплуатации до 10 лет, показал неисправности системы впуска и причины их возникновения (табл. 2). Анализ данных показывает, что все неисправности системы впуска связаны с отклонением давления в различных режимах работы от номинального. Оценка состояния системы впуска помимо механического способа с помощью устройства определения негерметичности также возможно оценить по возникающим в процессе эксплуатации кодам неисправностей и оценке давления наддува по текущим параметрам диагностического сканера. Номинальный диапазон измеряемого давления  $0,9\text{--}2,5\text{ кгс/см}^2$ . При снижении давления наддува в контролере системы управления двигателем появляются коды неисправностей, связанные с низкой эффективностью работы датчика расхода воздуха (ДМРВ). Это происходит при повреждении патрубков интеркулера или самого интеркулера.

При повышении давления наддува более  $2,5\text{ кгс/см}^2$  автомобиль переходит в аварийный режим работы и регистрируется код неисправности по повышенному давлению и/или заклиниванию актуатора.

Коды неисправностей связанные с неисправностью системы подачи воздуха следующие: P0238 — датчик давления во впускном коллекторе (MAP)/датчик давления турбонаддува «А» — высокое напряжение в цепи; P02E9 — высокое напряжение в цепи регулирования расхода впускного воздуха дизеля; P042F — заедание управления EGR в закрытом положении; P02E4 — заедание в открытом положении клапана воздухозабора дизельного двигателя; P0046 — электромагнитный клапан 1 управления наддувом турбокомпрессора — выход за диапазон; P0047 — электромагнитный клапан 1 управления наддувом турбокомпрессора — низкое напряжение в цепи.

На рис. 4 представлена круговая диаграмма и процент распределения отказов системы впуска автомобиля Ford Transit с двигателем 2.2 л. HDi PUMA: 24% — механическое повреждение патрубков интеркулера; 5% — зависание клапана рециркуляции отработавших газов (EGR) в открытом состоянии; 12% — повреждение интеркулера; 21% — износ механизма привода актуатора турбокомпрессора; 13% — заедание актуатора турбокомпрессора; 11% — износ лопаток турбокомпрессора, геометрии турбокомпрессора; 8% — неисправность датчика давления наддувочного воздуха; 6% — засорение воздушного фильтра.

На исследуемых автомобилях при обслуживании после замены актуатора турбины двигатель часто работал не равномерно, следовательно, появлялись коды неисправ-

**Таблица 2.** Основные причины нарушения работоспособности системы впуска двигателя Duratorq TDCi 2.2 автомобилей Ford Transit (Euro 5)

№	Возникающие неисправности	Отказ, %	Причина повреждения	Последствия повреждения
1	Повреждение патрубков интеркулера	24	Передув турбины, дефект патрубков, попадание масла в систему впуска	Снижение давления наддува до 0.87 кгс/см <sup>2</sup>
2	Зависание клапана рециркуляции отработавших газов (EGR) в открытом состоянии	5	Засорение седла клапана EGR вследствие повышенной дымности двигателя автомобиля, попадания масла в систему впуска	Длительный неустойчивый запуск двигателя, снижение давления наддува до 1.1 кгс/см <sup>2</sup>
3	Повреждение интеркулера	12	Механическое повреждение поверхности радиатора охлаждения воздуха	Снижение давления наддува до 0.9 кгс/см <sup>2</sup>
4	Износ механизма привода актуатора турбокомпрессора	21	Ограниченный ресурс узлов актуатора турбокомпрессора, механическое повреждение шестерен актуатора	Повышение давления наддува до 3.0 кгс/см <sup>2</sup> . Переход системы управления двигателем в аварийный режим работы
5	Заедание актуатора турбокомпрессора	13	Износ электродвигателя актуатора турбокомпрессора	Повышение давления наддува до 3.0 кгс/см <sup>2</sup> . Переход системы управления двигателем в аварийный режим работы
6	Износ лопаток турбокомпрессора, геометрии турбокомпрессора	11	Повышение нагрузки на двигатель, повышение температуры выхлопных газов, механическое повреждение	Снижение давления наддува до 0.9 кгс/см <sup>2</sup> . Снижение мощности двигателя
7	Неисправность датчика давления наддувочного воздуха	8	Механическое повреждение мембраны датчика, механическое повреждение проводки датчика	Переход системы управления двигателем в аварийный режим работы. Снижение мощности двигателя
8	Засорение воздушного фильтра	6	Некачественный воздушный фильтр, увеличенный регламент замены воздушного фильтра	Снижение давления наддува до 1.6 кгс/см <sup>2</sup> . Снижение мощности двигателя

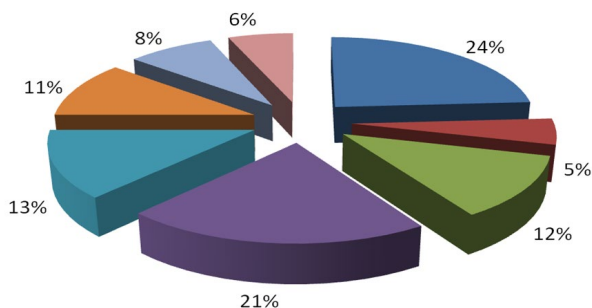


Рис. 4. Распределения отказов системы впуска автомобиля Ford Transit с двигателем 2.2 л. HDi PUMA.

ностей, динамика разгона была снижена. После выполнения процедуры обучения актуатора, двигатель выравнивал обороты, неравномерность работы уменьшилась, максимальные обороты на холостом ходу увеличивались, коды неисправностей не появлялись, т.е. основные параметры работы системы впуска соответствовали нормативным [7–13].

**Выводы.** По итогам проведенных исследований были получены результаты, позволяющие проанализировать причины отказа системы впуска автомобиля Ford Transit с дизельным двигателем Euro 5.

Для вывода автомобиля из аварийного режима и устранения низкого давления наддува при ремонте проведена процедура адаптации актуатора турбокомпрессора, клапана рециркуляции отработавших газов и электронной дроссельной заслонки, так же проведен сброс коррекций датчика расхода воздуха, т.к. за появление некоторых кодов неисправностей отвечает именно датчик массового расхода воздуха.

Анализ причин отказов показал, что работоспособность системы впуска нарушается при отказах различных элементов системы. В электронной системе управления двигателем регистрируются критические коды неисправностей, загорается лампа-индикатор на приборной панели и система переходит в аварийный режим, снижается давление наддува [11–13].

По результату входного контроля было установлено, что наибольший процент отказов в системе впуска приходится на повреждение патрубков интеркулера наддувочного воздуха и впускного коллектора — 24%; на износ механизма привода актуатора турбокомпрессора — 21%; на заедание актуатора турбокомпрессора — 13%.

Так же подтвердилась взаимосвязь проведения процедуры корректировки или обучения элементов управления системы впуска с последующей безаварийной работой узла в целом. Корректировка положения актуатора турбокомпрессора должна являться обязательным условием при диагностических работах или при вводе дизельного двигателя в эксплуатацию.

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета МГУ им. Н. П. Огарёва. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Инишаков А. П., Кувшинов А. Н., Курбаков И. И., Корнаухов О. Ф.* Диагностика турбокомпрессоров на стенде КИ-5543 // Сельский механизатор. 2013. № 12. С. 39.
2. *Данов Б. А., Титов Е. И.* Электронное оборудование иностранных автомобилей: Системы управления двигателем. М.: Транспорт, 1998. 76 с.

3. Кузнецов Е. С. и др. Техническая эксплуатация автомобилей: Учебник для вузов. 4-е изд., перераб. и доп. М.: Наука, 2003. 535 с.
4. Габитов И. И., Грехов Л. В., Неговора А. В. Техническое обслуживание и диагностика топливной аппаратуры автотракторных дизелей. М.: Легион-Автодата. 2008. 48 с.
5. Круш Л. О., Галин Д. А. РФ Патент 2790340. Установка для определения негерметичностей в замкнутых системах автотранспортных средств, 2023.
6. Круш Л. О., Галин Д. А., Давыдкин А. М. РФ Патент 2812549. Устройство для мониторинга технического состояния системы подачи воздуха бензинового двигателя автомобиля, 2024.
7. Грехов Л. В., Иващенко Н. А., Марков В. А. Топливная аппаратура и системы управления дизелей. Учебник для вузов. М.: Легион-Автодата, 2004. 344 с.
8. Тимохин С. В., Богатырев П. В., Кашавин В. А., Пеликов В. В., Епифанов В. В. Анализ методов и средств диагностики системы питания дизелей типа Common Rail // Сборник материалов Всероссийской научно-практической конференции молодых ученых. Конф. «Инновационные идеи молодых исследователей для агропромышленного комплекса России», Пенза, 23–24 марта 2017 г., 2017. Т. III. С. 26.
9. Lausch W., Fleischner F. Niedriger Kraftstoffverbrauch und geringe NO<sub>x</sub>-Emission bei Dieselmotoren: Wunsch und Wirklichkeit // MTZ. Motortechnische Zeitschrift. 1996. Bd. 57. № 11. P. 600.
10. Лянденбургский В. В., Карташов А. А., Иванов А. С. Техническая эксплуатация автомобилей. Диагностирование автомобилей: Учеб. пособие. Пенза: ПГУАС, 2011. 288 с.
11. Лянденбургский В. В., Родионов Ю. В., Кривобок С. А. Встроенная система диагностирования автомобилей с дизельным двигателем // Автотранспортное предприятие. 2012. № 11. С. 45.
12. Лянденбургский В. В., Тарасов А. И., Кривобок С. А. Программа поиска неисправностей дизельных двигателей // Контроль. Диагностика. 2012. № 8. С. 28.
13. Электронный портал производителя автомобилей PEUGEOT. SERVICE BOX [Электронный ресурс]. Режим доступа: <https://servicebox.peugeot.com>.
14. Komorska I., Wołczyński Z., Borczuch A. Diagnosis of sensor faults in a combustion engine control system with the artificial neural network // Diagnostyka. 2019. V. 20 (4). P. 19. <https://doi.org/10.29354/diag/110440>
15. Poorghasemi K., Saray R. K., Ansari E., Irdmousa B. K., Shahbakhti M., Naber J. D. Effect of diesel injection strategies on natural gas/diesel RCCI combustion characteristics in a light duty diesel engine // Applied Energy. 2017. V. 199. P. 430.

---

---

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.  
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

---

---

УДК 531.43

**ФРЕТТИНГ-ИЗНОС ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ  
ПРИ ПРОХОЖДЕНИИ ИМПУЛЬСОВ ТОКА**© 2024 г. А. Ю. Албагачиев<sup>1</sup>, А. В. Михеев<sup>1, \*</sup>, М. А. Тананов<sup>1</sup><sup>1</sup>*Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия**\*e-mail: alexmichdm@gmail.com*

Поступила в редакцию 18.04.2024 г.

После доработки 06.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

В статье рассмотрено влияние импульсов электрического тока, проходящих между деталями на фреттинг-износ титановых сплавов. Приведено описание испытательного стенда и описание методики испытаний.

*Ключевые слова:* электропластичность, электрический ток, импульс, нагрузка, трение, фреттинг износ

**DOI:** 10.31857/S0235711924050118, **EDN:** NTKLTQ

Из всех существующих видов изнашивания фреттинг-износ или фреттинг-усталость являются малоизученными, но в то же время широко распространенными. Этому виду изнашивания при эксплуатации подвергаются все неподвижные и подвижные соединения в том числе шины и тоководы устройств импульсной техники и детали станков с электрохимическими и электрофизическими методами обработки.

При фреттинге процесс трения осуществляется при циклическом микроперемещении контактирующих поверхностей качением/скольжением без смазки при малых амплитудах. Продукты износа не выносятся из зоны трения [1]. Под действием электрического тока высокой плотности механические свойства металлов изменяются временно или постоянно. При высоких плотностях тока на процесс трения оказывает влияние электропластический эффект, проявляющийся в снижении напряжений течения и повышении пластичности [2]. В работе [3] показано, что проявление электропластического эффекта в титановых сплавах зависит от состава и размера зерна.

Для изучения влияния импульсов тока на фреттинг-износ был разработан стенд, схема которого приведена на рис. 1, конструкция показана на рис. 2 и сделана на основе стенда, описанного в [4].

Источником механических колебаний является магнитострикционный вибропреобразователь, соединенный с индентором (подвижным образцом) при помощи механического преобразователя. Питание магнитострикционного преобразователя осуществляется от источника тока подмагничивания и генератора синусоидальных сигналов. Частота и амплитуда перемещений подвижного образца определяются генератором сигналов и контролируются по акселерометру и анализатору спектра. Постоянная нормальная нагрузка прикладывается так же к индентору через устройство

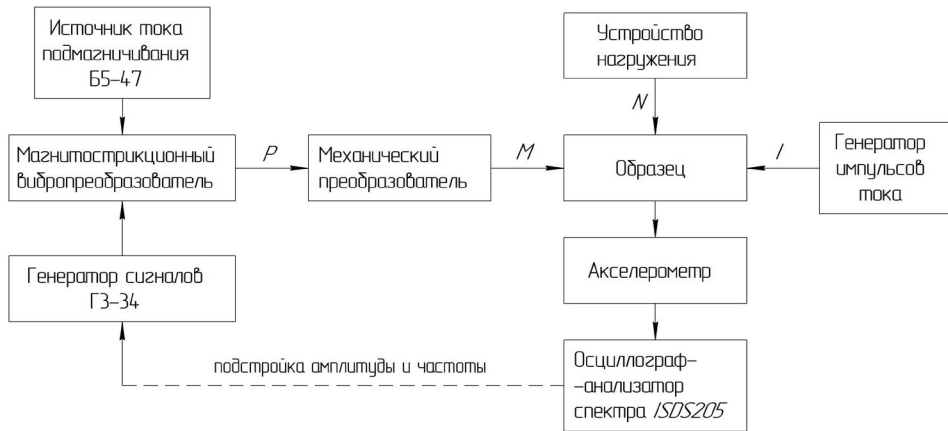


Рис. 1. Структурная схема стенда.

нагружения. Импульсы тока от специального генератора, вырабатывающего прямоугольные однополярные импульсы, прикладываются к неподвижному образцу.

Узел трения стенда состоит из контактирующих неподвижного плоского образца и подвижного сферического индентора. Индентору сообщается поступательное колебательное перемещение, а также, на него действует нормальная к поверхности образца постоянная сила нагружения.

Образец 1, представляющий собой неподвижную пластину, закреплен на общем основании 3 при помощи болтов и диэлектрической подложки 2 с продольными пазами. Наличие пазов позволяет перемещать образец относительно основания

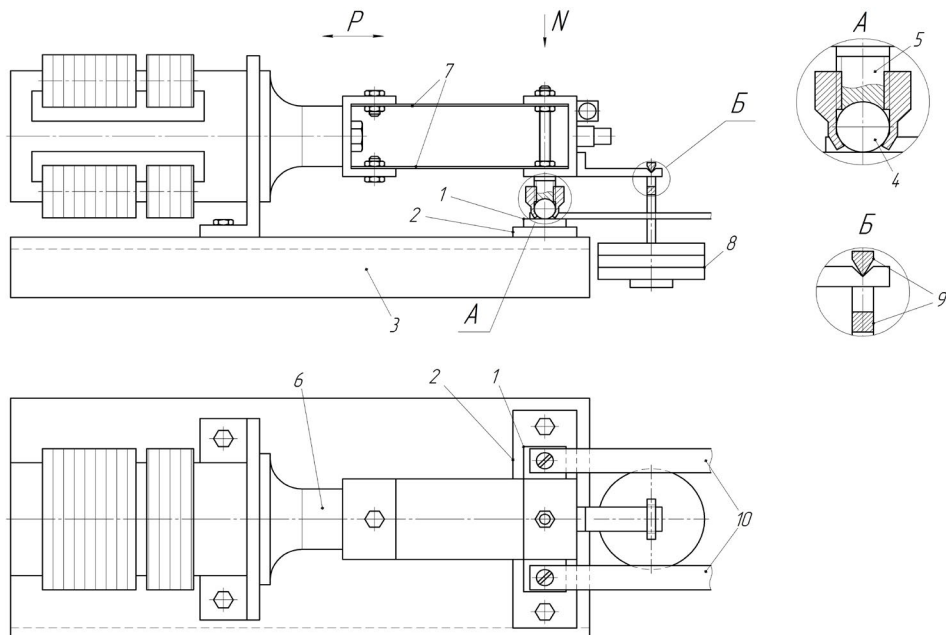


Рис. 2. Конструкция стенда. Обозначения: 1 — образец; 2 — диэлектрическая подложка; 3 — основание; 4 — индентор; 5 — держатель индентора; 6 — магнитострикционный преобразователь; 7 — подвеска индентора; 8 — грузы; 9 — подвеска грузов; 10 — токоведущие шины.

и проводить несколько испытаний на одном образце. Индентор 4, выполненный в виде сферы, установлен в держатель 5 и зафиксирован гайкой. Сферическая форма обеспечивает нечувствительность к отклонению осей образца и индентора. Механические колебания генерируются магнитострикционным преобразователем 6, состоящим из магнитопровода с рабочей обмоткой и обмоткой подмагничивания, концентратора и кронштейна. Рабочая обмотка подключена к генератору синусоидальных колебаний с регулируемой амплитудой. Обмотка подмагничивания служит для установки рабочей точки магнитопровода и подключена к стабилизированному источнику тока. Преобразователь связан с держателем индентора через пружинный параллелограмм 7, образованный плоскими пружинами и кронштейнами. Пружинный параллелограмм позволяет механически развязать продольные колебания и нормальное нагружение. Нагружение (приложение нормальной силы) проводится посредством наборных грузов 8, устанавливаемых на подвес 9, опирающийся призматическим выступом в паз кронштейна. Описанная конструкция подвеса позволяет компенсировать неточность установки основания на плоскости. Для контроля формы и амплитуды колебаний применен акселерометр. Неподвижный образец соединен с генератором импульсов тока при помощи шин 10.

Блок-схема генератора импульсов тока представлена на рис. 3. Работа генератора основана на заряде батареи конденсаторов от источника стабилизированного тока с последующим разрядом на нагрузку (образец).

Емкостной накопитель заряжается от управляемого инвертора, выходное напряжение которого определяется схемой стабилизации, которая сравнивает напряжение датчика тока и падение напряжения на токоизмерительном шунте. Стабилизация зарядного тока осуществляется за счет обратной связи.

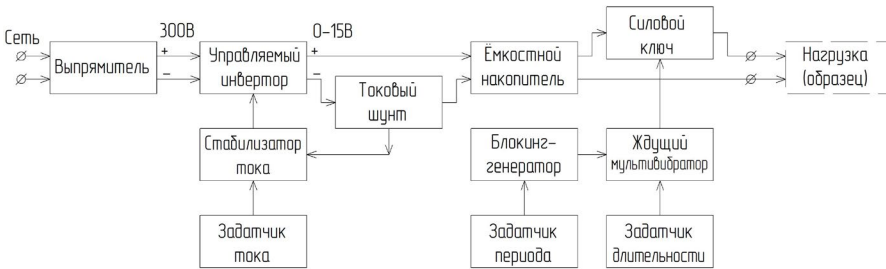


Рис. 3. Блок-схема генераторов импульсов тока.

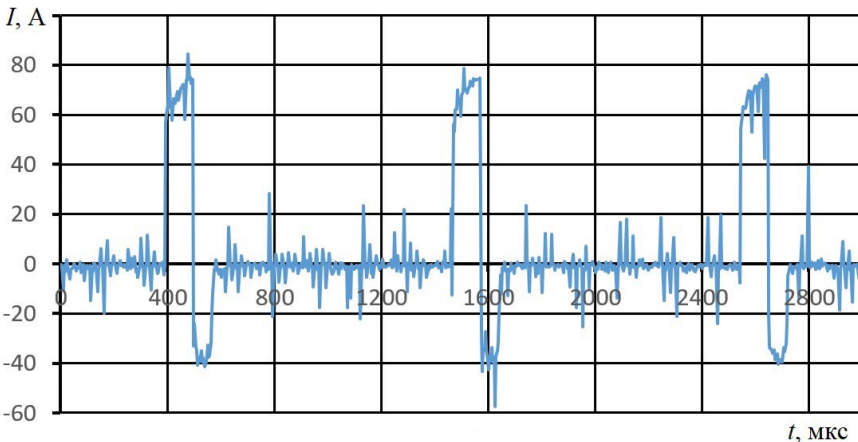


Рис. 4. Форма импульсов тока через образец, измеренная на дополнительном шунте.

Длительность и период повторения импульсов определяются открытием и закрытием силового ключа, соединяющего емкостной накопитель и нагрузку. Импульс заданной длительности генерируется ждущим мультивибратором, запускаемым короткими импульсами от блокинг-генератора.

Осциллограмма импульса тока во время проведения испытаний приведена на рис. 4.

Эксперименты проводились с титановыми сплавами ВТ6 и Grade 4. Условия испытаний: плотность тока  $12 \text{ А/мм}^2$ , длительность импульса 100 мкс, скважность 100, температура образца  $45 \text{ }^\circ\text{C}$ , нагрузка на индентор 60 Н, время испытаний 30 мин, частота механических колебаний индентора 12 кГц, амплитуда колебаний 60 мкм. Результаты представлены в табл. 1.

**Таблица 1.** Результаты испытаний титановых сплавов

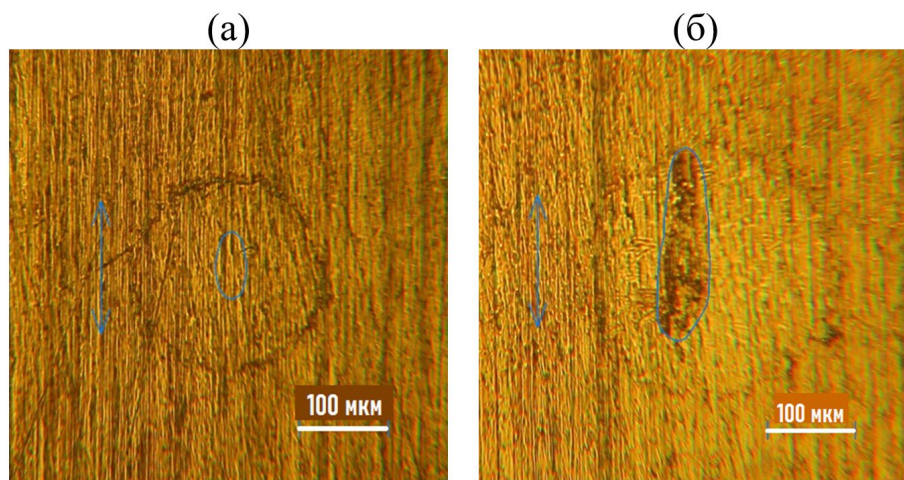
Материал	Твердость НВ, МПа	Режим	Износ, мкм
Grade 4	313	с током	$200 \times 120 \times 2.5$
		без тока	$130 \times 60 \times 1.5$
ВТ6	386	с током	$170 \times 80 \times 3$
		без тока	$150 \times 60 \times 2$

После проведения испытаний определяют степень износа образца через площадь пятен износа на плоском образце, диаметр которых измеряется при помощи инструментального микроскопа. Площадь поверхности износа вычисляется по фотографии, сделанной через микроскоп. Масштаб снимка уточняется по ранее измеренным диаметрам. Глубина пятен износа измерялась при помощи микроинтерферометра МИИ-4 по глубине фокусировки. Примеры пятен износа при испытаниях с током и без тока приведены на рис. 5.

**Вывод.** По результатам испытаний можно заключить, что воздействие импульсного тока приводит к значительному увеличению износа при фреттинге.

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета ИМАШ РАН. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.



**Рис. 5.** Пятна износа на сплаве Grade 4: (а) — без тока; (б) — с током.



**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Уотерхауз Р. Б. Фреттинг-коррозия. Л.: Машиностроение, 1976. 276 с.
2. Спицын В. И., Троицкий О. А. Электропластическая деформация металлов. М.: Наука, 1985. 160 с.
3. Stolyarov V. V. The electroplastic effect in coarse-grained and ultrafine-grained titanium // Industrial Laboratory. Materials Diagnostics. 2023. V. 89 (8). P. 62.
4. Пахомов М. А., Михеев А. В., Тананов М. А. Методические особенности испытаний УМЗ титана в условиях фреттинг износа // Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении: Научные труды VII Международной научной конференции, М. ИМАШ РАН, 2021. С. 187.

---

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.**  
**ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

---

УДК 621.793.184

**ИОННО-ПЛАЗМЕННОЕ НАПЫЛЕНИЕ  
АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ  $\text{AlMgB}_{14}$  И  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 МАСС. %  $\text{TiB}_2$** © 2024 г. Д. А. Ткачев<sup>1, \*</sup>, И. А. Жуков<sup>1</sup>, В. Д. Валихов<sup>1</sup>, В. В. Шугуров<sup>2</sup>,И. И. Ажажа<sup>2</sup>, Ю. Х. Ахмадеев<sup>2</sup><sup>1</sup>Национальный исследовательский Томский государственный университет, Томск, Россия<sup>2</sup>Институт Сильноточной Электроники СО РАН, Томск, Россия

\*e-mail: d.tkachev11@gmail.com

Поступила в редакцию 20.04.2024 г.

После доработки 10.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

В статье представлены результаты исследований покрытий, полученных методом высокочастотного ионно-плазменного распыления порошковых керамических мишеней составов  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$  с последующим осаждением на твердосплавных подложках ВК-8. Установлено, что формируемые покрытия характеризуются аморфно-кристаллической структурой, в которой присутствуют межатомные связи В–В, В–О, Ti–O. Состав исходной мишени не оказывает существенного влияния на морфологию и шероховатость получаемых покрытий. Твердость покрытий составила до  $35 \pm 2$  ГПа, при наименьшем коэффициенте трения 0,12, для покрытий без добавления  $\text{TiB}_2$ . При этом, установлено, что при использовании мишени  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$ , формируемые покрытия характеризуются более высокими значениями адгезионной прочности и износостойкости.

*Ключевые слова:* керамика, коэффициент трения, твердость, антифрикционные покрытия

**DOI:** 10.31857/S0235711924050124, **EDN:** NTIJKV

Повышение энергоэффективности оборудования зависит от многих факторов, к которым, в том числе, относятся потери энергии из-за трения при работе скользящих и вращающихся деталей. Потери на трение, помимо снижения энергоэффективности, влияют на износ деталей и узлов оборудования. С целью компенсации данных потерь, наряду с твердыми и жидкими антифрикционными материалами (смазками) [1], используются защитные антифрикционные покрытия, обладающие сниженным коэффициентом трения и повышенной износостойкостью. В настоящее время интерес представляют твердые керамические покрытия на основе нитридов [2–4], карбидов [5, 6], оксидов [7, 8], боридов [9–11], а также алмазоподобные покрытия [12–14]. Новым перспективным антифрикционным материалом с высокой твердостью является борид алюминия–магния  $\text{AlMgB}_{14}$ , превосходящий по комплексу физико-механических и трибологических характеристик многие нитридные покрытия [15]. В работе [16] методом радиочастотного (RF) магнетронного распыления на кремниевых подложках были получены покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  толщиной от 790 нм до 1030 нм, максимальная твердость которых составила 35 ГПа.

Авторам [17] с использованием метода импульсного лазерного осаждения были получены покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$ , характеризующиеся коэффициентом трения 0.04–0.05 (нагрузка до 100 мкН) при нанотвердости 45–51 ГПа. Установлено, что низкий коэффициент трения обусловлен формированием на поверхности покрытия слоя  $\text{H}_3\text{BO}_3$ , что приводит к реализации так называемого эффекта самосмазывания. При этом, все покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  характеризуются высокой хрупкостью, что ограничивает их применение в условиях воздействия высоких контактных нагрузок. В работах [18–20] для повышения твердости и вязкости разрушения  $\text{AlMgB}_{14}$  в состав материала был добавлен диборид титана. Авторами [19] было установлено, что введение  $\text{TiB}_2$  в состав покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  приводит к повышению его износостойкости, при одновременном повышении коэффициента трения.

В этой связи, **целью** настоящей статьи является более детальное изучение влияния диборида титана на структуру и свойства покрытий системы  $\text{AlMgB}_{14}\text{--TiB}_2$ . Кроме исследования твердости и коэффициента трения, большое внимание в статье уделено изучению износостойкости и характера разрушения получаемых покрытий с использованием методики скрэтч-тестирования.

**Материалы и методы.** Получение исходных порошковых материалов  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{TiB}_2$  осуществлялось методом самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВС).  $\text{AlMgB}_{14}$  синтезировали в режиме термически сопряженного СВС с использованием исходной стехиометрической композиции  $\text{Al}_{12}\text{Mg}_{17}$ . В в атомном соотношении 2 : 14. Для инициации реакции в качестве внешнего источника тепла использовалась высокоэзотермичная композиция  $\text{Ti} + \text{Si}$  в стехиометрическом соотношении для синтеза  $\text{Ti}_5\text{Si}_3$ . Подробно методика синтеза описана в работе [21]. Диборид титана был получен методом СВС исходной порошковой шихты состава  $\text{Ti} + 2\text{B}$ . После синтеза полученные порошковые спеки  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{TiB}_2$  измельчались в ступке, а затем в планетарной мельнице. После измельчения для проведения дальнейших экспериментальных работ были использованы фракции менее 40 мкм, отделенные с использованием лабораторных сит.

Покрытия осаждали на твердосплавных подложках марки ВК-8 методом плазменно-ассистированного вакуумно-дугового высокочастотного напыления с использованием порошковой мишени [22]. Соответственно, использовали два типа порошковых мишеней, на основе порошка  $\text{AlMgB}_{14}$  без добавления диборида титана и на основе порошковой смеси  $\text{AlMgB}_{14} + 50$  масс. %  $\text{TiB}_2$ . Оба варианта покрытий осаждались согласно технологическим параметрами (табл. 1).

**Таблица 1.** Технологические параметры нанесения покрытий

Параметр	Очистка и нагрев	Напыление
Ток плазменного генератора, А	15	50
Давление аргона, Па	0.5	0.5
Напряжение смещения, В	990	100
Мощность ВЧ-генератора, Вт	–	700
Время напыления, мин	15	180

Исследования микроструктуры полученных покрытий осуществляли методом сканирующей электронной микроскопии на микроскопе Tescan MIRA3. Одновременно с микроструктурными исследованиями, осуществляли элементный анализ материалов методом энергодисперсионной рентгеновской спектроскопии с использованием приставки к электронному микроскопу Oxford Instruments INCA-350. Структурно-фазовое состояние получаемых покрытий исследовали методом рентгеновской дифракции с использованием дифрактометра Shimadzu XRD-7000, съемка

проводилась в режиме «скользящего пучка» с углом скольжения  $2^\circ$  с  $\text{CuK}\alpha$ -излучением и скоростью сканирования 2 град/мин; и методом Рамановской спектроскопии с использованием спектрометра Renishaw при длине волны 785 нм. Морфологию поверхности покрытий исследовали методом атомно-силовой микроскопии с использованием сканирующего зондового микроскопа NT MDT.

Механические свойства полученных покрытий исследовали методом наноиндентирования с использованием настольной системы наноиндентирования CSM—Instruments с нагрузкой 15 мН и выдержкой 5 с. Определение твердости по результатам наноиндентирования проводилось по методу Оливера и Фарра [23]. Коэффициент трения и скорость износа исследовались методом pin-on-disc на установке TRIBOtechnic в сухих условиях при комнатной температуре с нагрузкой 1 Н и скоростью испытания 25 мм/с, трение осуществлялось шариком из подшипниковой стали 100Cr6. Оценку адгезионной прочности покрытий осуществляли методом скрэтч-теста по критической нагрузке разрушения, измеренной при перемещении сферического алмазного индентора (диаметр наконечника 200 мкм) по поверхности покрытия с постепенно возрастающей от 0.01 до 30 Н нагрузкой. Точки начала разрушения покрытия и выхода индентора на поверхность подложки фиксировали с помощью оптического микроскопа и датчика акустической эмиссии [24]. Также, по динамике изменения значений акустической эмиссии проводилась оценка характера разрушения покрытия.

**Результаты исследований и обсуждение.** *Микроструктура и элементный состав.* На рис. 1, 2 представлены снимки микроструктуры поперечного сечения и результаты ЭДС-картирования распределения элементов для покрытий на основе  $\text{AlMgV}_{14}$  и  $\text{AlMgV}_{14}\text{-TiB}_2$  соответственно.

На полученных изображениях микроструктуры поперечного сечения покрытий (рис. 1, 2) видно четкую границу раздела фаз покрытие—подложка, как для покрытия на основе  $\text{AlMgV}_{14}$ , так и для покрытия, полученного из мишени композиционного состава  $\text{AlMgV}_{14}\text{-TiB}_2$ . На подложках из твердого сплава ВК-8 за 3 часа напыления, независимо от состава, были сформированы покрытия толщиной  $\sim 3$  мкм. Структура покрытия, нанесенного с использованием порошковой мишени  $\text{AlMgV}_{14}\text{-50 масс. \% TiB}_2$  не имеет принципиальных отличий по сравнению со структурой покрытий на основе  $\text{AlMgV}_{14}$  без добавления  $\text{TiB}_2$ . Согласно данным ЭДС-картирования, элементы покрытий не диффундируют в подложку и формируют на поверхности четкий сплошной слой. Как видно из рис. 1, поперечное сечение покрытия на основе  $\text{AlMgV}_{14}$  представлено элементами системы  $\text{Al-Mg-V}$  и кислородом, который присутствовал в исходном материале мишени. Покрытие на основе системы  $\text{AlMgV}_{14}\text{-50 масс. \% TiB}_2$  (рис. 2) помимо элементов системы  $\text{Al-Mg-V}$  и кислорода, представлено, соответственно, титаном, распределенным по всей площади поперечного сечения.

На рис. 3 представлены трехмерные изображения микроструктуры покрытий, полученные методом атомно-силовой микроскопии. Согласно результатам атомно-силовой микроскопии, покрытия на основе  $\text{AlMgV}_{14}$  без добавок и на основе композиционной системы  $\text{AlMgV}_{14}\text{-50 масс. \% TiB}_2$  имеют схожую морфологию поверхности, представленную острыми выступами, сформированными в ходе осаждения напыляемого материала, высотой не более 0.4 мкм.

Среднеквадратическая шероховатость составила 47 нм для покрытия на основе  $\text{AlMgV}_{14}$  и 40 нм для покрытия на основе системы  $\text{AlMgV}_{14}\text{-50 масс. \% TiB}_2$ .

*Структурно-фазовое состояние.* На рис. 4 представлены дифрактограммы покрытий на основе  $\text{AlMgV}_{14}$  и  $\text{AlMgV}_{14}\text{-50 масс. \% TiB}_2$ .

Согласно полученным данным, на дифракционных картинах наблюдаются преимущественно рефлексы, соответствующие материалу подложки, т.е. фазе карбида вольфрама. На дифракционной картине покрытия, полученного с использованием

мишени  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$  установлено наличие рефлексов, соответствующих кристаллической структуре диборида титана. Ни на одной из дифрактограмм не были зафиксированы рефлексы, соответствующие кристаллической структуре  $\text{AlMgB}_{14}$ . Это может говорить о том, что покрытия осаждаются на подложку в аморфном состоянии. При этом, на обеих дифрактограммах детектируются уширенные рефлексы в малоугловой области ( $10^\circ$ ), которые могут по факту представлять собой гало, соответствующее аморфной фазе. В этой связи, с целью более подробного изучения структуры, была проведена съемка покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  в малоугловой области  $4\text{--}20^\circ$  с повышенным временем экспозиции в течение 20 с. Полученная дифракционная картина представлена на рис. 5.

Полученная дифракционная картина (рис. 5) свидетельствует о том, что в области  $8\text{--}14^\circ$  наблюдается поднятие фона, что подтверждает наличие аморфной фазы в структуре покрытий.

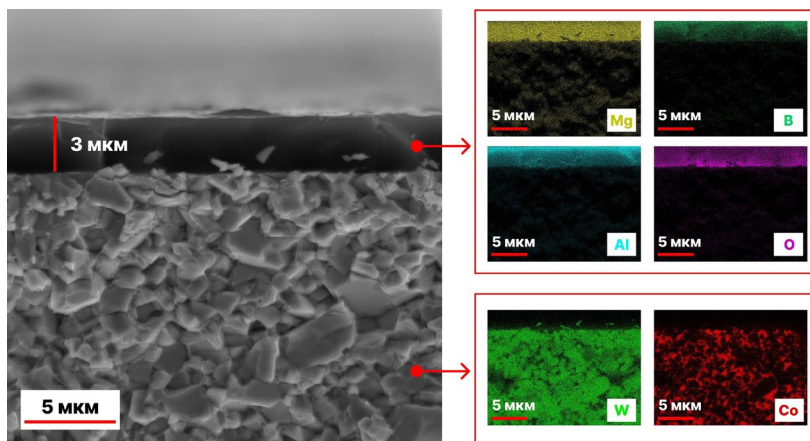


Рис. 1. РЭМ-изображение и ЭДС-картирование покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$ .

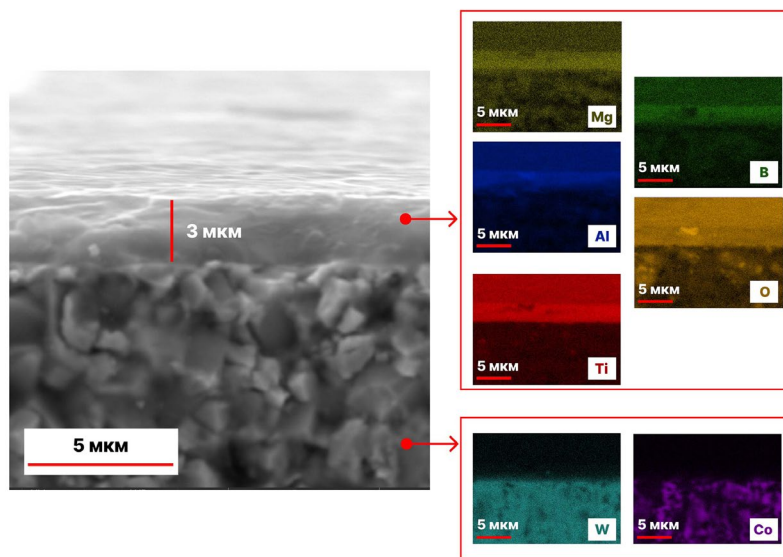


Рис. 2. РЭМ-изображение и ЭДС-картирование покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$ .

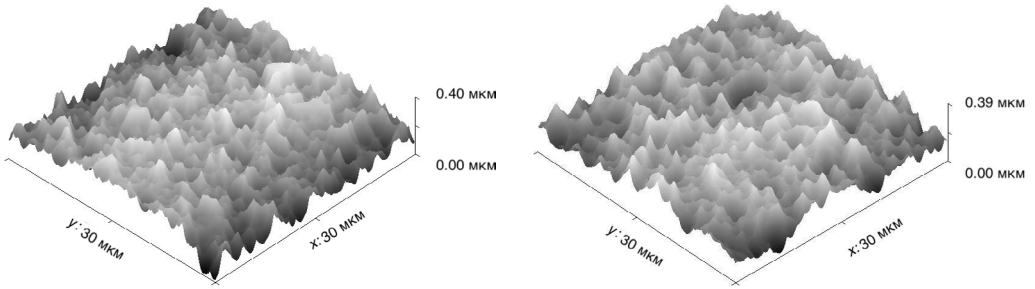


Рис. 3. АСМ-изображения поверхности покрытий: (а) – на основе  $\text{AlMgB}_{14}$ ; (б) – на основе  $\text{AlMgB}_{14}$ -50 масс. %  $\text{TiB}_2$ .

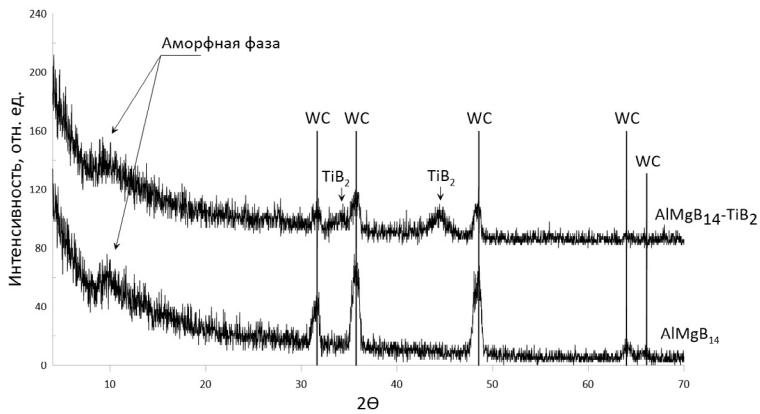


Рис. 4. Дифрактограммы покрытий, полученных при напряжении смещения 100 В с использованием мишеней  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{AlMgB}_{14}$ -50 масс. %  $\text{TiB}_2$ .

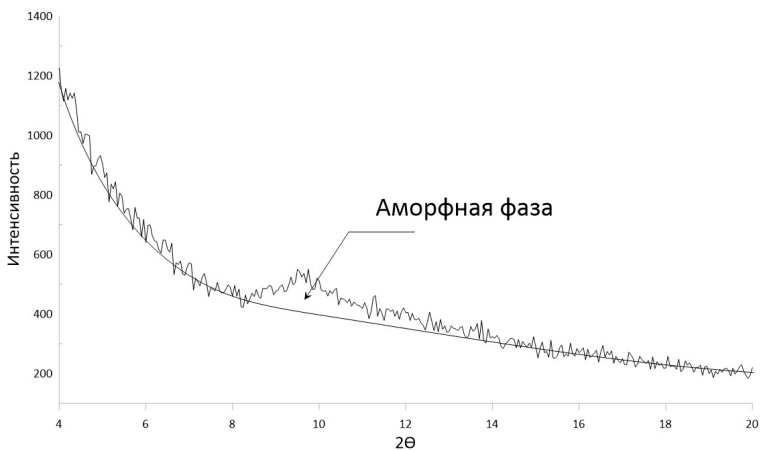


Рис. 5. Дифрактограмма покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  на подложке из твердого сплава ВК-8, снятая с экспозицией 20 с.

С целью уточнения структурно фазового состояния, в комплексе с анализом методом рентгеновской дифракции, были исследованы спектры комбинационного рассеяния, позволяющие охарактеризовать межатомные связи, формируемые в структуре материала.

Предварительно, с целью формирования «эталонных» спектров для последующего анализа спектров покрытий были получены спектры комбинационного рассеяния для исходного порошка  $\text{AlMgB}_{14}$  и образца на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  после горячего прессования. Полученные спектры комбинационного рассеяния представлены на рис. 6.

Полученные спектры хорошо согласуются со спектрами комбинационного рассеяния для орторомбических кристаллических структур типа  $\text{MeAlB}_{14}$ , где Me — Al, Mg, Li, Но либо Er.

Спектры, полученные для покрытия, сформированного в результате ВЧ-распыления порошковой мишени на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  на подложку из твердого сплава ВК-8 представлены на рис. 7. Согласно данным, приведенным в работе [23], покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  могут являться оптически прозрачными, что обуславливает возможность вклада полос комбинационного рассеяния подложки в спектр, получаемый для покрытия. В этой связи, отдельно был снят спектр комбинационного рассеяния подложки ВК-8, состоящей из карбида вольфрама с кобальтовой связкой (рис. 7).

На полученном спектре комбинационного рассеяния для покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  прослеживается полоса в области  $1000\text{--}1100\text{ см}^{-1}$ , которая предположительно может соответствовать колебательному спектру В–В в структуре икосаэдр  $\text{B}_{12}$ . Для того, чтобы исключить вклад полос рассеяния межатомных связей подложки, вычли спектр комбинационного рассеяния подложки из спектра комбинационного рассеяния покрытия. Полученный в результате преобразования спектр комбинационного рассеяния покрытия  $\text{AlMgB}_{14}$  представлен на рис. 8 вместе со спектром для горячепрессованного материала на основе  $\text{AlMgB}_{14}$ .

На представленном спектре (рис. 8) видна широкая полоса в области  $1000\text{--}1200\text{ см}^{-1}$ , которая на основании сравнения со спектром для горячепрессованного материала на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  соответствует колебательному спектру в структуре  $\text{B}_{12}$ .

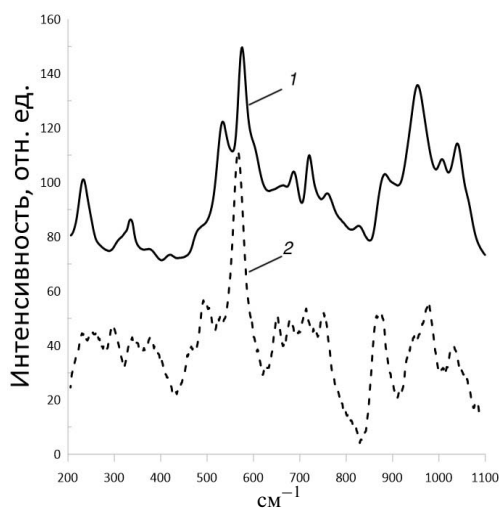


Рис. 6. Спектры комбинационного рассеяния материалов  $\text{AlMgB}_{14}$ : 1 — горячее прессование; 2 — порошок.

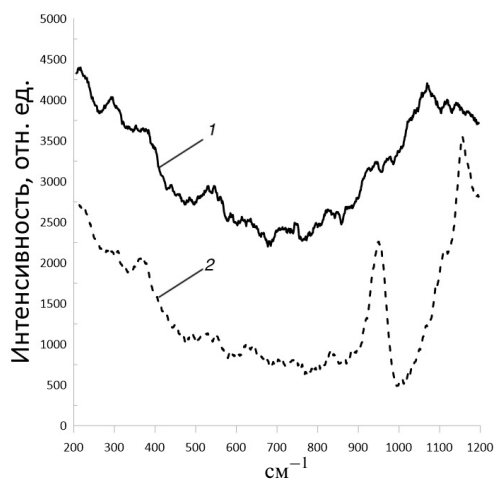


Рис. 7. Спектры комбинационного рассеяния материалов  $\text{AlMgB}_{14}$  и подложки на основе ВК-8: 1 — покрытие  $\text{AlMgB}_{14}$ ; 2 — ВК-8.

Спектры комбинационного рассеяния покрытий на основе системы  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$  представлены на рис. 9.

По результатам анализа полученных спектров (рис. 9) в покрытиях системы  $\text{AlMgB}_{14}$ – $\text{TiB}_2$  формируются структуры оксида титана, оксида бора и, аналогично покрытию без добавления  $\text{TiB}_2$ , икосаэдрические структуры  $\text{B}_{12}$ . Полученные данные хорошо согласуются с результатами Рамановской спектроскопии для покрытий  $\text{AlMgB}_{14}$ – $\text{TiB}_2$ .

Таким образом, согласно комплексным исследованиям структурно-фазового состояния покрытий, установлено, что в результате ионно-плазменного распыления мишеней  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$  формируется аморфно-кристаллические покрытия, в структуре которых, при этом, фиксируются межатомные связи В–В, характерные для икосаэдрических структур  $\text{B}_{12}$ . При распылении мишени с добавлением  $\text{TiB}_2$ , в структуре осаждаемых покрытий формируется также кристаллическая структура  $\text{TiB}_2$  и межатомные связи Ti–O, B–O, B–B.

*Механические характеристики.* Нанотвердость покрытий на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  составила  $35 \pm 2$  ГПа, на основе мишени  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$   $29 \pm 2$  ГПа. Более высокая твердость покрытий на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  без добавок может быть обусловлена полностью аморфной структурой данных покрытий.

Результаты исследований адгезионной стойкости покрытий на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$  представлены на рис. 10.

По графику акустической эмиссии видно, что покрытие на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  без добавления  $\text{TiB}_2$  имеет хрупкий характер разрушения. Уже вначале перемещения индентора с постепенно возрастающей нагрузкой, происходит частичное хрупкое разрушение покрытия. Отслоение покрытия от подложки начинается при нагрузке 18.56 Н. При этом, разрушение покрытия происходит как в области контакта с индентором, так и в прилегающих областях. Покрытие на основе  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$  имеет более гладкий график акустической эмиссии, что говорит о более вязком разрушении, отслоение данного покрытия от подложки начинается при нагрузке равной 29.5 Н. При разрушении покрытия, происходит его отслоение от подложки исключительно в области контакта, без растрескивания вокруг зоны разрушения.

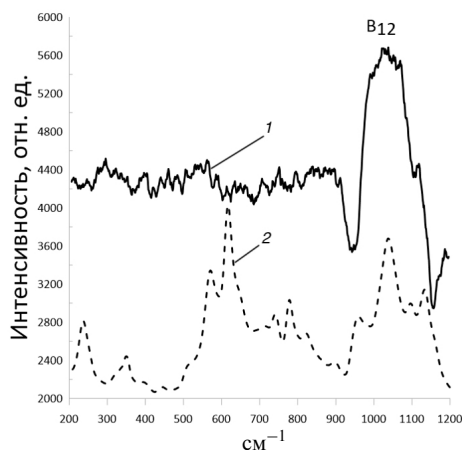


Рис. 8. Спектры комбинационного рассеяния покрытия и горячепрессованного материала на основе  $\text{AlMgB}_{14}$ : 1 —  $\text{AlMgB}_{14}$ -покрытие; 2 —  $\text{AlMgB}_{14}$ .

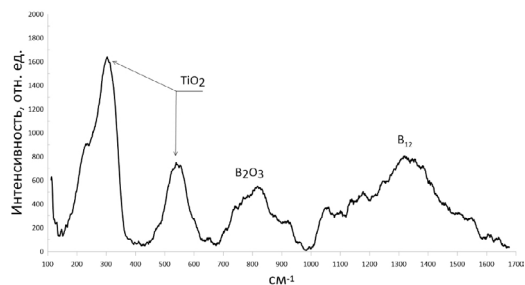


Рис. 9. Спектры комбинационного рассеяния покрытия  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$ .



На рис. 11 показана зависимость коэффициента трения от продолжительности испытания для материала подложки — твердого сплава ВК-8 и покрытий  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$ .

Покрытие  $\text{AlMgB}_{14}$  имеет область притирки, в которой коэффициент трения повышается до 0.2, далее коэффициент трения устанавливается в области 0.12. На графике изменения коэффициента трения  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$  область притирки отсутствует, при этом, коэффициент трения линейно возрастает с начала испытания от  $\sim 0.12$  до 0.2. Средний коэффициент трения покрытия с добавлением диборида титана составил 0.17. Учитывая средний коэффициент трения исходной подложки, равный  $\sim 0.31$ , нанесение покрытий на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  позволяет снизить коэффициент трения в 2–3 раза. Скорость износа покрытия на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  составила  $7.4 \cdot 10^{-5} \text{ мм}^3/\text{Н}\cdot\text{м}$ , при скорости износа покрытия на основе композиционной системы  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$   $3.8 \cdot 10^{-6} \text{ мм}^3/\text{Н}\cdot\text{м}$ . Таким образом, установлено, что добавление  $\text{TiB}_2$  в состав мишени, приводит к повышению вязкости разрушения покрытия и соответственно снижению скорости износа на один порядок, что говорит о повышении износостойкости покрытия.

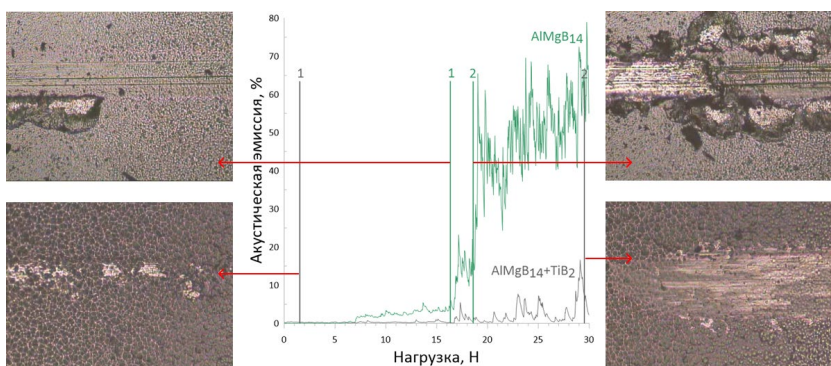


Рис. 10. Результаты скрэтч-теста (графики акустической эмиссии) покрытий  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$  и оптические снимки микроструктуры в отдельных точках перемещения индентора.

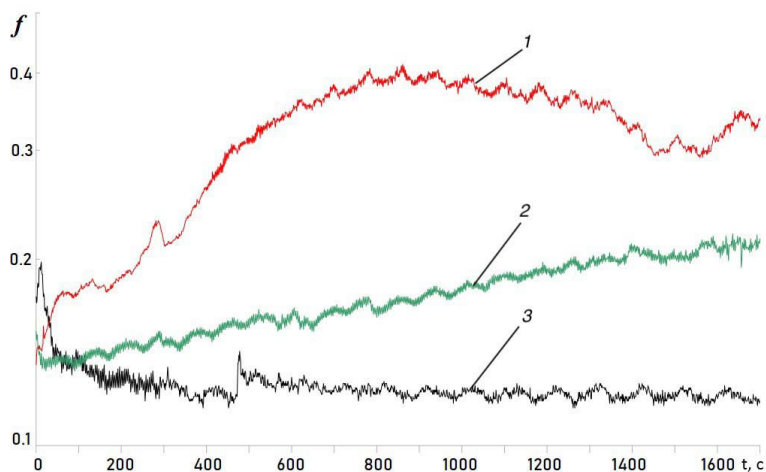


Рис. 11. Коэффициент трения подложки: 1 — ВК-8; 2 — покрытие  $\text{AlMgB}_{14}$ –50 масс. %  $\text{TiB}_2$ ; 3 — покрытие  $\text{AlMgB}_{14}$ .

**Заключение.** В результате проведенных исследований установлено, что при высокочастотном ионно-плазменном распылении предварительно синтезированных керамических порошковых мишеней состава  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{AlMgB}_{14}-50$  масс. %  $\text{TiB}_2$ , на поверхности твердосплавных подложек на основе ВК-8 возможно формирование аморфно-кристаллических покрытий системы  $\text{Al}-\text{Mg}-\text{B}$  и  $\text{Al}-\text{Mg}-\text{Ti}-\text{B}$  соответственно. При этом, в аморфной структуре покрытий происходит формирование межатомных связей  $\text{B}-\text{B}$ , характерных для упорядоченных структур  $\text{B}_{12}$ , а также связей  $\text{B}-\text{O}$ ,  $\text{Ti}-\text{O}$ , что свидетельствует о формировании оксидов из-за наличия кислорода в исходных порошковых материалах мишеней. Оба покрытия обладают идентичной морфологией поверхности и шероховатостью 47 и 40 нм для покрытий на основе мишеней  $\text{AlMgB}_{14}$  и  $\text{AlMgB}_{14}-50$  масс. %  $\text{TiB}_2$  соответственно. Нанотвердость покрытий на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  составила  $35 \pm 2$  ГПа, на основе мишени  $\text{AlMgB}_{14}-50$  масс. %  $\text{TiB}_2$   $29 \pm 2$  ГПа. Покрытия, полученные с использованием мишени системы  $\text{AlMgB}_{14}-50$  масс. %  $\text{TiB}_2$  характеризуются большей адгезионной стойкостью и меньшей скоростью износа по сравнению с покрытиями на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  без добавления диборида титана. При этом, коэффициент трения покрытий на основе  $\text{AlMgB}_{14}$  ниже коэффициента трения покрытий на основе  $\text{AlMgB}_{14}-50$  масс. %  $\text{TiB}_2$  и составляет 0.12 при среднем коэффициенте трения покрытия с добавлением диборида титана 0.17.

**Финансирование.** Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 19-79-10042, <https://rscf.ru/project/22-79-41025/>

**Благодарности.** Исследования методами рентгеновской дифракции проводились при поддержке Программы развития Томского государственного университета (Приоритет-2030).

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Martin J.-M.* Superlubricity of Molybdenum Disulfide. In book: Superlubricity. Elsevier, 2007. P. 207.
2. *Kauffmann F. et al.* A quantitative study of the hardness of a superhard nanocrystalline titanium nitride/silicon nitride coating // *Scr. Mater.* Elsevier BV. 2005. V. 52 (12). P. 1269.
3. *Pettersson M. et al.* Mechanical and tribological behavior of silicon nitride and silicon carbon nitride coatings for total joint replacements // *J. Mech. Behav. Biomed. Mater.* 2013. V. 25. P. 41.
4. *Tan S. et al.* Comparison of chromium nitride coatings deposited by DC and RF magnetron sputtering // *Thin Solid Films.* 2011. V. 519 (7). P. 2116.
5. *Yuan Y., Li Z.* Microstructure and tribology behaviors of in-situ WC/Fe carbide coating fabricated by plasma transferred arc metallurgic reaction // *Appl. Surf. Sci.* 2017. V. 423. P. 13.
6. *Govande A. R. et al.* Carbide-based thermal spray coatings: A review on performance characteristics and post-treatment // *Int. J. Refract. Hard Met.* 2022. V. 103 (105772). P. 105772.
7. *Mohammadtaheri M. et al.* The effect of deposition parameters on the structure and mechanical properties of chromium oxide coatings deposited by reactive magnetron sputtering // *Coatings.* MDPI AG. 2018. V. 8 (3). P. 111.
8. *Pang X. et al.* Interfacial microstructure of chromium oxide coatings // *Adv. Eng. Mater.* Wiley. 2007. V. 9 (7). P. 594.
9. *Dearnley P. A., Schellewald M., Dahm K. L.* Characterisation and wear response of metal-boride coated WC-Co // *Wear.* Elsevier BV. 2005. V. 259 (7-12). P. 861.
10. *Ingole S. et al.* Multi-scale wear of a boride coating on tungsten // *Wear.* Elsevier BV. 2005. V. 259 (7-12). P. 849.
11. *Hammer P. et al.* Titanium boron nitride coatings of very high hardness // *Surf. Coat. Technol.* Elsevier BV. 1994. V. 68-69. P. 194.
12. *Ren Z. et al.* A boron-doped diamond like carbon coating with high hardness and low friction coefficient // *Wear.* Elsevier BV. 2019. V. 436-437 (203031). P. 203031.

13. *Zia A. W. et al.* The effect of two-step heat treatment on hardness, fracture toughness, and wear of different biased diamond-like carbon coatings // *Surf. Coat. Technol.* Elsevier BV. 2017. V. 320. P. 118.
14. *Voevodin A. A. et al.* Mechanical and tribological properties of diamond-like carbon coatings prepared by pulsed laser deposition // *Surf. Coat. Technol.* Elsevier BV. 1995. V. 76–77. P. 534.
15. *Cook B. A. et al.* A new class of ultra-hard materials based on AlMgB<sub>14</sub> // *Scr. Mater.* Elsevier BV. 2000. V. 42 (6). P. 597.
16. *Grishin A. M. et al.* Ultra-hard AlMgB<sub>14</sub> coatings fabricated by RF magnetron sputtering from a stoichiometric target // *JETP Lett.* Pleiades Publishing Ltd. 2015. V. 100 (10). P. 680.
17. *Tian Y. et al.* Superhard self-lubricating AlMgB<sub>14</sub> films for microelectromechanical devices // *Appl. Phys. Lett.* AIP Publishing. 2003. V. 83 (14). P. 2781.
18. *Cook B. A. et al.* Analysis of wear mechanisms in low-friction AlMgB<sub>14</sub>–TiB<sub>2</sub> coatings // *Surf. Coat. Technol.* 2010. V. 205 (7). P. 2296.
19. *Qu J. et al.* Tribological Characteristics of AlMgB<sub>14</sub> and Nanocomposite AlMgB<sub>14</sub>–TiB<sub>2</sub> Superhard Coatings // *STLE/ASME2008 Int. Joint Tribology Conf. ASMEDC*, 2008.
20. *Cook B. A. et al.* Enhanced wear resistance in AlMgB<sub>14</sub>–TiB<sub>2</sub> composites // *Wear.* 2011. V. 271 (5). P. 640.
21. *Nikitin P. Y., Matveev A. E., Zhukov I. A.* Energy-effective AlMgB<sub>14</sub> production by self-propagating high-temperature synthesis (SHS) using the chemical furnace as a source of heat energy // *Ceram. Int.* Elsevier BV. 2021. V. 47 (15). P. 21698.
22. *Shugurov V. V. et al.* Deposition of AlMgB<sub>14</sub> films by sputtering in a non-self-sustained high-frequency discharge // *J. Phys. Conf. Ser.* IOP Publishing. 2021. V. 1954. № 1. P. 012042.
23. *Oliver W. C., Pharr G. M.* An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments // *J. Mater. Res.* Springer Science and Business Media LLC. 1992. V. 7 (6). P. 1564.
24. *Белов В. К. и др.* Определение адгезионных характеристик покрытий с использованием современного скретч теста. Часть I. Возможности использования современного скретч теста для определения адгезионных свойств покрытий // *Черная металлургия. Бюллетень научно-технической и экономической информации.* 2020. Т. 76. № 2. С. 143.

---

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.  
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

---

УДК 622.235.5

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ИМПУЛЬСА ДАВЛЕНИЯ  
ПРИ РАБОТЕ МОДУЛЬНОГО ТВЕРДОТОПЛИВНОГО ГЕНЕРАТОРА  
УДАРНЫХ ВОЛН

© 2024 г. В. О. Соловьев<sup>1, \*</sup>, И. М. Шведов<sup>2, 1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

<sup>2</sup>Университет науки и технологий МИСИС, Москва, Россия

\*e-mail: solovievvo@yandex.ru

Поступила в редакцию 26.03.2024 г.

После доработки 05.06.2024 г.

Принята к публикации 15.06.2024 г.

Повышение эффективности использования энергии взрыва для разрушения породного массива при работе твердотопливных генераторов ударных волн, к которым относится взрывореактивный комплекс, во многом зависят от параметров импульса давления, физико-механических свойств пород и горно-геологических условий. В статье приведены результаты моделирования параметров взрывного импульса при работе взрывореактивного комплекса, исследованы величины амплитуд импульса давления в различных режимах его длительности. Определен рациональный режим работы взрывореактивного комплекса при разработке пород с коэффициентом крепости  $f = 5–20$  по шкале проф. М. М. Протодяконова.

*Ключевые слова:* ударные волны, взрывореактивное бурение, горные породы, газодинамика, импульс давления, моделирование

**DOI:** 10.31857/S0235711924050139, **EDN:** NTFATI

Для эффективного управления параметрами взрывного импульса следует выявить основные определяющие факторы и их влияние на динамику импульса в процессах переноса энергии в гетерогенных средах, таких, как горные породы. Решение такой задачи заключается в нахождении временной функции распределения всех частиц среды по их координатам и импульсам, что практически является неразрешимой задачей.

Представление модели породного массива как сплошной среды, упрощает рассмотрение динамики его разрушения. Основное влияние на формирование импульса давления и его нарастания в образующейся скважине при работе взрывореактивного комплекса (ВРК) оказывает тип взрывчатого вещества (ВВ), конструкция его заряда и частота последовательного взрывания кассет.

Моделирование возникающего поля напряжений, его пространственное распределение для реального породного массива, сводится к значительным упрощениям и ограничениям, связанными с гетерогенным и многокомпонентным его геологическим строением, но в первую очередь будет зависеть от начальных условий — энергии взрыва и параметров взрывного импульса.

Поэтому исследованию эволюции импульса давления в процессе формирования и распространения волны детонации в образуемой скважине при работе ВРК явля-

ются актуальными в проблеме поиска управления параметрами поля напряжения в породном массиве.

В образующейся скважине при работе ВРК возникают сложные нестационарные газодинамические процессы, и одним из факторов, определяющих характер поля напряжения, является процесс детонации ВВ, который определяет величину начального пикового давления на фронте детонационной волны [1–4].

Возникающее поле напряжений и его распространение в массиве зависит от количества кассетных модулей в рабочем органе (РО) ВРК и особенностей их инициирования.

Исследования вариации пикового давления на фронте детонационной волны были выполнены на упрощенной математической модели без выделения фронта детонации.

Исследовать особенности распространения детонационной волны и ее переход в волну напряжения в массиве можно на модели изоэнтропического движения в уравнениях нестационарной газовой динамики.

В рассматриваемой цилиндрической системе координат вектор полной скорости  $V$  можно определить из осевой  $u$  и радиальной  $v$  его составляющих:

$$V^2 = u^2 + v^2.$$

Для исследования распространения волны напряжения в сплошной среде в условиях рассмотрения одномерной задачи можно воспользоваться подходом академика Е. И. Шемякина, использующего метод Лагранжа с выбором в качестве независимых переменных начальной координаты  $r_0$  и координаты  $r$  в момент времени  $t$  [5, 6].

Уравнения движения и неразрывности в переменных Лагранжа имеют вид

$$\begin{aligned} \frac{\partial r_0}{\partial r} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r_0} + \frac{2(\sigma_r - \sigma_\varphi) r_0}{r_0 r} &= \rho \frac{\partial u}{\partial t}, \\ \frac{\partial r}{\partial r_0} &= \frac{\rho_0}{\rho} \left( \frac{r_0}{r} \right)^2, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\varphi$  — главные нормальные напряжения, Па;  $\rho$ ,  $\rho_0$  — плотность и начальное значение плотности среды, кг/м<sup>3</sup>;  $u$  — скорость перемещения частицы в направлении  $r$ , м/с.

В практических задачах целесообразно использовать относительную объемную деформацию  $\varepsilon(r_0, t)$ , ее дифференциал — как изменение плотности среды при динамическом процессе. Тогда уравнение неразрывности (1) (второе уравнение) можно переписать следующим образом:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \left( \frac{r_0}{r} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - \frac{r_0}{r} \frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{2u}{r_0}. \quad (2)$$

Уравнение (2) представляет собой уравнение движения и неразрывности в переменных деформации, где  $r(r_0, t)$  положение частицы в момент времени  $t$ ;  $r_0$  — начальная координата частицы.

Следующее допущение к модели — массив рассматривается как идеально связанное тело (твердое тело со сцеплением), в котором состояние разрыва сплошности рассматривается как работа сил трения на сдвиг при разрыве когезионных связей. Тогда в условии теории прочности Кулона–Мора это соответствует линейной зависимости между инвариантами напряжений и имеет вид

$$\sigma_\varphi - \sigma_r = C + \eta(\sigma_\varphi + \sigma_r),$$

где  $C$  — сцепление, Па;  $\eta$  — коэффициент внутреннего трения;  $\sigma_\varphi + \sigma_r$  — величина сдвиговых напряжений, Па. Эти величины будут константы для рассматриваемого типа горных пород. В случае цилиндрической волны напряжений эти

величины являются главными сжимающими напряжениями и различаются между собой, т.е.  $\sigma_\phi \approx \gamma\sigma_r$ , где коэффициент  $\gamma$  учитывает силы трения между частицами в условиях динамического нагружения среды. Можно предположить, что данное условие будет определять процесс перехода в область пластических деформаций, количественно зависящее от величины внутреннего трения.

Из анализа паспорта прочности в главных напряжениях для идеальной сплошной среды следует  $\sigma_r$  — предел прочности на одноосное сжатие, Па.

В условиях динамического нагружения величину среднего напряжения сжатия  $\sigma$  и величину объемной деформации  $\varepsilon(r_0, t)$  можно выразить через модуль объемного сжатия  $K$ :  $\sigma = K\varepsilon$ , где  $K = \lambda + 2/3\mu$ , а  $\lambda, \mu$  — константы Ламе, Па.

Волна напряжений представляет собой затухающий колебательный процесс сжатия—растяжения, скорость распространения которой совпадает со скоростью звука в среде.

Величину критических деформаций  $\varepsilon(r_0, t)$  для массива в таких процессах, с учетом сил трения, можно оценить исследуя функцию вида:

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{K}, & \text{при } \sigma < \sigma_E, \\ \varepsilon' - 1 + \left[ \sum_{i=1}^n a_i \left( 1 + \gamma_i \frac{\sigma - \sigma_E}{E_i} \right)^{-1/\gamma_i} \right]^{-1}, & \text{при } \sigma > \sigma_E, \end{cases}$$

где  $\sigma_E$  — предел упругости, Па;  $\varepsilon'$  — величина относительных пластических деформаций;  $a_i$  — коэффициент, характеризующий пластичность в рассматриваемом  $i$ -м элементарном объеме массива.

Аналитическое решение подобных задач достаточно сложное, поэтому для практического решения применяют феноменологический подход с использованием численных методов, чтобы с определенной точностью приблизиться к решению [7–12].

Для одиночных скважинных зарядов известны исследования формирования импульса давления и управления взрывом [13–17].

В настоящей статье было выполнено моделирование вариации параметров взрывного импульса для работы переносного взрывореактивного комплекса ВРК-21, работающего на самозаглубляющемся принципе с модульным набором рабочих кассет, снаряженных ВВ и регулируемой системой синхронно-перекрывающего срабатывания зарядов по сравнению с забойными зарядами ВВ [18].

В табл. 1 приведены габаритные параметры ВРК-21, состоящего из 3-х модулей по 7 кассет в каждом модуле.

**Таблица 1.** Габаритные параметры ВРК-21

Габаритные размеры	Наружный диаметр, мм	Внутренний диаметр, мм	Высота, мм
Рабочий орган (РО) 21 кассета	160	58	800
Блок электрического инициирования	160	58	200

Оценить влияние работы РО комплекса на параметры взрывного импульса можно по анализу изменения давления в образующейся скважине [19, 20]. Учитывая особенности инициирования взрыва, обозначим через изменение координаты  $z_t$  закон движения продуктов детонации одной кассеты в образующейся скважине. В общем виде закон изменения газодинамического состояния — нарастание скорости ударной волны и величины давления можно представить как

$$P = P_{\max} F(z_t), \quad (3)$$

где  $F(z_t)$  — функция, учитывающая конструкцию заряда ВВ и динамику развития взрыва (определяется высотой работающего заряда).

Для моделирования процесса и выявления общих закономерностей движения, силы сопротивления на данном этапе не учитываются. Такой процесс можно представить в виде дифференциального уравнения

$$P = \frac{1}{3} Nm \frac{d^2 z}{dt^2}, \quad (4)$$

где  $N$  — количество взрывааемых касет в рассматриваемом цикле, штуки;  $m$  — масса ВВ заряда, приходящаяся на единицу площади поперечного сечения, образующейся скважины, кг/м<sup>2</sup>,  $t$  — длительность импульса, с.

Неравномерность движения продуктов детонации по длине скважины (разные скорости и ускорения) учтена множителем 1/3.

Функцию  $F(z_t)$  из уравнения (3) для детонации  $N$  касет можно представить в виде

$$F(z_t) = \left( \frac{h}{h + z_t} \right)^3, \quad (5)$$

где  $h$  — высота одной кассеты, м.

После интегрирования уравнения (4) с учетом уравнений (3) и (5), получим

$$h + z_t = \sqrt{\frac{3P_{\max} h t^2}{Nm} + h^2}, \quad (6)$$

Подставляя полученное решение (6) в уравнение (3), получим уравнение для оценки влияния массы заряда, количества взрывааемых касет на параметры взрывного импульса

$$P = P_{\max} \left( \frac{\frac{1}{3} Nm h}{P_{\max} t^2 + \frac{1}{3} Nm h} \right)^{3/2}. \quad (7)$$

В табл. 2 приведены характеристики ВВ верхнего и нижнего зарядов кассеты, используемых в количественных расчетах.

**Таблица 2.** Характеристики ВВ для одной кассеты

Контур кассеты	Тип ВВ	Плотность, кг/м <sup>3</sup>	Теплотворная способность, кДж/кг	Скорость детонации, м/с	Показатель изоэнтропы, $k$		Масса ВВ, кг
					$P > 200$ , МПа	$P \leq 200$ , МПа	
Верхний	ТНТ	1620	4230	6850	3.23	1.25	0.115
Нижний	Октоген	1780	5500	8730	3.05	1.25	0.171
	Гексоген	1620	5400	8100	3.05	1.25	

Для исследования влияния типа ВВ на параметры импульса давления в образующейся скважине с учетом особенностей их инициации, приведенных в табл. 2, преобразуем уравнение (7) к виду

$$P = P_{\max} \left[ \frac{\frac{1}{3} h (\rho_H l_H + \rho_B l_B)}{P_{\max} t^2 + \frac{1}{3} h (\rho_H l_H + \rho_B l_B)} \right]^{3/2}, \quad (8)$$

где  $\rho_n, \rho_v$  — плотности ВВ соответственно для нижнего и верхнего контуров,  $\text{кг/м}^3$ ;  $l_n, l_v$  — высота засыпки ВВ в кассете, соответственно для нижнего и верхнего контуров, м.

Схематичное устройство кассеты представляет собой одноразовый стальной усеченный конус с центральным отверстием и кольцевыми проточками с наружной и внутренней сторон, разделенные между собой стенкой (рис. 1). В кольцевые проточки с двух сторон стенки установлены кольцевые прижимной и забойный заряды ВВ, в которые вмонтированы прижимные цилиндрические отражатели, оснащенные соответственно кумулятивными прижимными и забойными зарядами ВВ. При инициировании кольцевого прижимного заряда ВВ с наружной стороны кассеты детонация на ее внутреннюю сторону передается через сквозные каналы в разделяющей стенке, оснащенной зарядами ВВ. Инициирование зарядов ВВ в каналах происходит с замедлением, обеспечивающим перекрытие во времени срабатывания забойных зарядов по сравнению с прижимными, что обеспечивает прижатие кассеты к забою.

Исходя из условия, что время разрушения одной кассеты составляет 1 мс, были выполнены модельные расчеты нарастания импульса давления при инициировании одной кассеты, одного модуля (состоит из 7 кассет), двух модулей и при полной отработке ВРК-21.

После подставления данных табл. 1 и 2 в формулу (11), были получены следующие эмпирические зависимости для расчета импульса давления и его длительности в зависимости от взрыва количества кассет. Расчетные формулы приведены в табл. 3.

Таблица 3. Эмпирические зависимости расчета импульса давления

Детонация кассет, штук	Расчетная формула
1	$P(t) = 2 \cdot 10^6 \cdot 2.34^{1.5} (200t^2 + 2.34)^{-1.5}$
7	$P(t) = 2 \cdot 10^6 \cdot 114.6^{1.5} (200t^2 + 114.6)^{-1.5}$
14	$P(t) = 2 \cdot 10^6 \cdot 458.5^{1.5} (200t^2 + 458.5)^{-1.5}$
21	$P(t) = 2 \cdot 10^6 \cdot 1032^{1.5} (200t^2 + 1032)^{-1.5}$

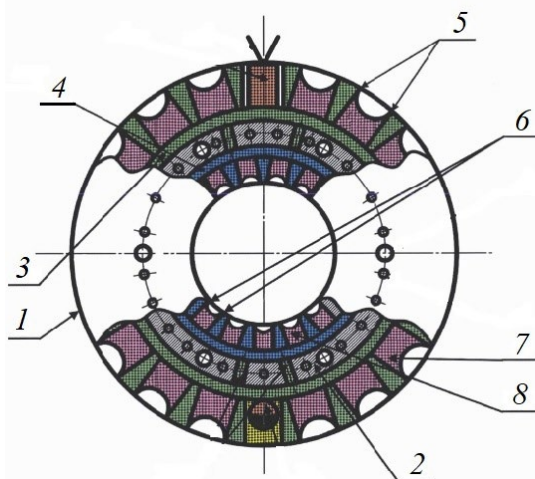
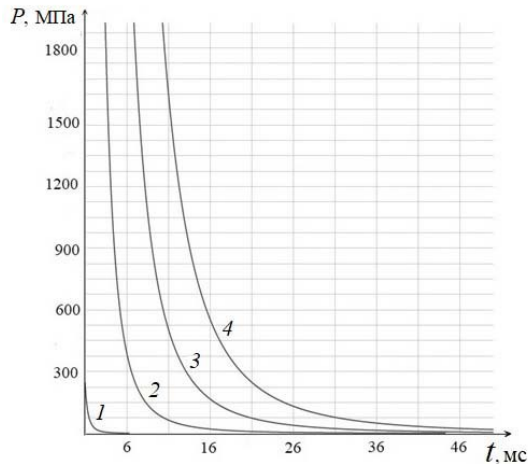


Рис. 1. Общая схема устройства кассеты: 1 — стальной усеченный конус; 2 — разделяющая стенка; 3 — кольцевой прижимной заряд ВВ; 4 — кольцевой забойный заряд ВВ; 5 — прижимной цилиндрический отражатель; 6 — забойный цилиндрический отражатель; 7 — кумулятивный прижимной заряд ВВ; 8 — кумулятивный забойный заряд ВВ.



Результаты моделирования изменения давления в рабочем канале приведены на рис. 2. Расчет был выполнен по формуле (8), использовались данные, представленные в табл. 1 и 2. Исследовалась динамика развития импульса давления при последовательной работе ВРК (от детонации одной кассеты до отработки полного комплекса — 21 кассеты).

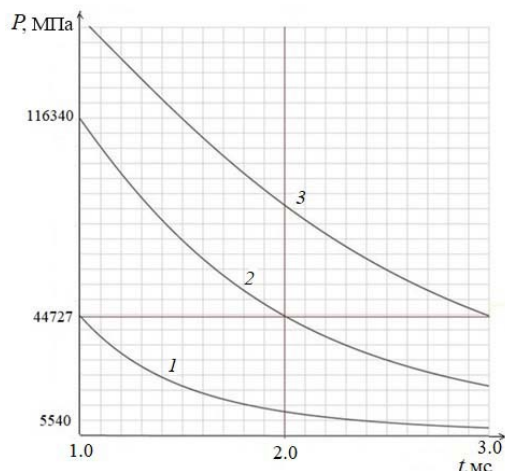


**Рис. 2.** Изменение величины импульса давления и его длительности в рабочем канале при работе ВРК: 1 — детонация одной кассеты; 2 — детонация 7 кассет; 3 — детонация 14 кассет; 4 — детонация 21 кассеты.

Прослежено нарастание общего импульса давления его амплитуды и длительности в рабочем канале при работе 1, 7, 14 и 21 кассеты. Сравнения стадий и параметров нарастания фронта импульса давления проводились по отношению к импульсу давления от одной кассеты, что было в сравнительных анализах принято за единственный импульс при работе ВРК.

Анализ полученных модельных графиков зависимостей нарастания импульса давления и длительности фронта давления был выполнен для условия создания максимально по частоте рационального цуга волн напряжений в массиве, рост трещин при этом не учитывался. Эффективность возникающих критических сжимающих напряжений для формирования зоны регулируемого дробления (за пороговое значение критического напряжения было принято  $\sigma_{сж} = 250$  МПа) за счет интерференции волн напряжений оценивалось по длительности поддержания суммарного импульса. Установлено, что наибольшая эффективность от работы ВРК наблюдается при работе двух модулей. Длительность суммарного импульса давления возрастает при этом в 2.16 раза по сравнению с работой одного модуля, а при включении в работу третьего модуля относительная длительность возрастает только в 1.35 раза. Это объясняется тем, что в этом случае интенсивность разрушения смещается в зону практически нерегулируемого дробления, за счет возрастания амплитуды пикового давления. Блок электрического инициирования кассет позволяет регулировать частоту инициирования кассет в диапазоне 100–1000 Гц.

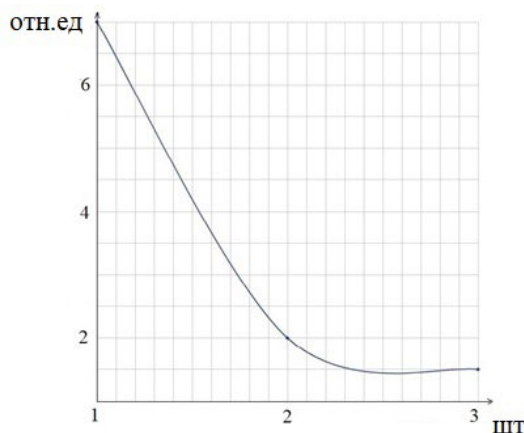
Проанализирован процесс нарастания фронта импульсов давления от работы модулей. Графики, приведенные на рис. 3, соответствуют огибающей фронта импульсов давления при поочередной работе модулей — одного (детонация 7 кассет), двух (детонация 14 кассет) и полной работе ВРК-21 (детонация 21 кассеты) при длительности процесса в скважине 3 мс.



**Рис. 3.** Изменение величины давления в скважине при работе: 1 — одного; 2 — двух; 3 — трех модулей в диапазоне длительности импульса 3 мс.

Выполненный анализ показал, что наибольший спад величины давления происходит в течение 2 мс от инициирования взрыва модуля (или последовательности взрывания модулей). Такое сравнение было обусловлено еще тем, что длительность одиночного импульса от взрыва одной кассеты составляет 2 мс. Сравнение относительного спада величины давления для длительности импульса 2 мс показало, что относительное падение давления при работе двух модулей по сравнению с работой одного составляет 8 раз, при сравнении работы трех модулей и двух наблюдается падение давления в 3 раза.

На рис. 4 приведен график относительной длительности огибающей фронта импульса давления при работе одного, двух и трех модулей для анализа и выбора эффективной схемы работы ВКР-21 на породах высшей степени крепости (коэффициент крепости  $f=20$  по классификации горных пород по проф. М. М. Протодьяконову). Такой подход был обусловлен тем, что при работе на породном массиве, сложенным такими горными породами могут быть задействованы все три модуля (работа полного набора кассет — 21 штуки).



**Рис. 4.** Сравнение динамики развития относительной длительности эффективного импульса давления при совместной работе одного, двух и трех модулей (штук).

Из анализа графика следует, что наибольший разрыв в длительности импульса давления наблюдается при работе между первым и вторым модулями. Происходит резкий спад длительности в 4.6 раза, что свидетельствует о преобладании в этот период нестационарных газодинамических процессов. Включение в работу третьего модуля (очередных семи кассет ВВ) делает процесс работы ВКР-21 квазистационарным, наблюдается линейное развитие нарастания огибающей фронта импульса давления.

Полученные результаты моделирования позволяют обосновать эффективные режимные параметры взрывореактивного бурения с применением установки ВКР-21 в зависимости от физико-механических свойств пород и конкретных задач.

**Выводы. 1.** Исследованы параметры развития импульса давления на разных стадиях работы ВКР-21. Получены расчетные эмпирические зависимости величины длительности импульса давления от количества взрывааемых кассет. **2.** Предложен подход к аналитическому решению выбора эффективных параметров взрывного импульса и возникающими напряжениями в породном массиве с учетом вязко-пластичных свойств среды. **3.** С учетом технических возможностей ВКР-21 были исследованы параметры возникающего импульса давления при работе одной кассеты, поочередной работы отдельных модулей и полного комплекса. Установлено, что для формирования зоны регулируемого дробления в массиве, эффективное возрастание импульса давления в 2.16 раза наблюдается при работе двух модулей ВКР. Показано, что процесс возрастания величины взрывного импульса носит выраженный нелинейный характер в течение 2 мс с начала инициирования. **4.** В анализе результатов выполненного моделирования работы ВКР-21 выявлено падение длительности импульса давления в 4.6 раза при окончании работы первого модуля до включения в работу второго, что свидетельствует о преобладании в этот период неустановившихся газодинамических процессов, а включение в работу третьего модуля переводит такой процесс в квазистационарный режим. Выполненный анализ результатов моделирования показал, что для создания эффективного ударного фронта давления достаточно использовать совместную работу 2-х модулей комплекса, что экономически целесообразно с учетом энергоемкости процесса разрушения массива.

**Финансирование.** Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Университета науки и технологий МИСИС. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Шухман В. Л.* О влиянии среды, окружающей накладной заряд ВВ, на размеры воронки взрыва // Взрывное дело. 1967. № 63/20. С. 259.
2. *Островский А. П.* Новые процессы бурения глубоких скважин. М., Л.: Госгортехнадзор, 1960. 188 с.
3. *Шухман В. Л.* Дробление породы при бурении скважин взрывом // Взрывное дело. 1963. № 53/10. С. 63.
4. *Solov'ev V. O., Shvedov I. M.* Investigation of the gas-dynamic processes in the operation of an explosive-reactive complex // J. Phys.: Conf. Ser. 2020. V. 1451 (1). P. 012018. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1451/1/012018>.
5. *Шемякин Е. И.* Волны напряжений при подземном взрыве. В сборнике «Взрывное дело». Результаты научных исследований и практического опыта в области взрывного дела. М.: Межведомственная комиссия по взрывному делу при Академии горных наук, 2001. № 93/50. С. 4.
6. *Литвинский Г. Г.* Аналитическая прочность горных пород и массивов. Донецк: Норд-Пресс, 2008. 207 с.

7. Миндели Э. О., Кусов Н. Ф., Корнеев А. А., Марцинкевич Г. И. Исследование волн напряжений при взрыве в горных породах. М.: Наука, 1978. 112 с.
8. Баум Ф. А., Орленко Л. П., Станюкович К. П. и др. Физика взрыва. М.: Наука, 1975. 704 с.
9. Gorev V. Scale model operation of formation of pressure at internal explosion // J. of Physics: Conf. Series. 2019. V. 1425. 012177.  
<https://doi.org/10.1088/1742-6596/1425/1/012177>
10. Ляхов Г. М. Волны в грунтах и пористых многокомпонентных средах. М.: Наука, 1982. 288 с.
11. Друкованый М. Ф., Кравцов В. С., Чернявский Ю. Е. и др. Расчет зон разрушения при взрыве цилиндрических зарядов в скальных породах // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. 1976. № 3. С. 70.
12. Lukic S., Draganic Hr., Gazic G., Radic I. Statistical analysis of blast wave decay coefficient and maximum pressure based on experimental results // WIT Transactions on The Built Environment. 2020. V. 198. P. 65.
13. Горинов С. А., Маслов И. Ю. Оценка влияния эффективного импульса при взрыве цилиндрического заряда // Проблемы недропользования. 2022. № 3. С. 5.  
<https://doi.org/10.25635/2313-1586.2022.03.005>
14. Гончаров С. А., Дугарцыренов А. В. Формирование импульса давления при взрыве скважинных зарядов на карьерах // Горный информационно-аналитический бюллетень (ГИАБ). 2000. № 12. С. 31.
15. Дугарцыренов А. В., Рахманов Р. А., Заровняев Б. Н., Шубин Г. В. Управление импульсом давления при взрыве скважинных зарядов на карьерах // Взрывное дело. 2018. № 117/76. С. 62.
16. Дугарцыренов А. В., Ким И. Т., Рахманов Р. А., Заровняев Б. Н., Шубин Г. В., Николаев С. П. Оценка времени истечения продуктов детонации из скважины в зависимости от параметров зарядной полости // Взрывное дело. 2015. № 114/71. С. 136.
17. Николаев С. Н., Заровняев Б. Н., Шубин Г. В., Дугарцыренов А. В. Формирование конструкции заряда с учетом динамики деятельного слоя в условиях многолетней мерзлоты // Взрывное дело. 2019. № 123/80. С. 162.
18. Solov'ev V.O., Shvedov I. M. Portable complex for controlled explosive reactive drilling of rocks // Int. J. of Engineering and Technology. 2018. V. 7 (2.23). P. 140.  
<https://doi.org/10.14419/ijet.v7i2.23.11901>
19. Goel M. D., Matsagar V. A., Gupta A. K., Marburg S. An abridged review of blast wave parameters. // Defence Science J. 2012. V. 62 (5). P. 300.
20. Shirbhate, P.A., Goel, M.D. A Critical Review of Blast Wave Parameters and Approaches for Blast Load Mitigation // Arch Computat Methods Eng. 2021. V. 28. P. 1713.  
<https://doi.org/10.1007/s11831-020-09436-y>

---

---

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.  
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

---

---

УДК 629.7.01

**АЛГОРИТМ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ИЗДЕЛИЙ  
ПО РЕЗУЛЬТАТАМ КОНТРОЛЯ ЕГО АГРЕГАТОВ**

© 2024 г. О. В. Тушавина<sup>1</sup>, В. В. Родченко<sup>1</sup>, А. А. Золотов<sup>1</sup>,  
Е. В. Гусев<sup>1, \*</sup>, П. Ф. Пронина<sup>1</sup>

<sup>1</sup>*Московский авиационный институт  
(национальный исследовательский университет), Россия, Москва  
\*e-mail: ccg-gus@mail.ru*

Поступила в редакцию 27.04.2024 г.  
после доработки 06.06.2024 г.  
Принята к публикации 15.06.2024 г.

В статье на основе синтеза и совершенствования существующих методов предложена модель прогнозирования, включающая в себя алгоритм проверки работоспособности изделия по результатам контроля его агрегатов. Разработаны модели прогнозирования параметров контроля сложных технических систем и методы оптимизации числа испытаний агрегатов технических систем при проведении контроля их работоспособности. Эффективность предложенного алгоритма прогнозирования работоспособности продемонстрирована на примере. Материалы и результаты статьи можно использовать инженерным работникам конструкторских бюро, научно-исследовательских институтов и научно-производственных объединений в процессе проектирования высоконадежных систем.

*Ключевые слова:* надежность, экспериментальная отработка, число испытаний, контроль работоспособности

**DOI:** 10.31857/S0235711924050148, **EDN:** NSZVYQ

Разработаны подходы к решению проблемы прогнозирования и планирования эксплуатации в условиях неполной достоверности исходной информации и ее дефицита, которые обеспечивают достаточно надежные результаты. Один из таких подходов — метод индивидуального гарантированного прогноза [1, 2], основная идея которого заключается в выборе «наихудших» вариантов из множества возможных реализаций случайного процесса деградации свойств исследуемого технического объекта, согласующихся и непротиворечащих результатам контроля. Методы прогнозирования надежности на этапе экспериментальной отработки изложены в работах [3–5]. В работе [6] рассмотрены вопросы согласования проектных решений технических систем с мероприятиями по их обслуживанию при хранении.

В статье разработаны методы и модели контроля работоспособности технических систем (ТС), соответствующие этапу выходного контроля при производстве изделия, а также стадии проверки изделия перед его применением.

**Постановка задачи.** При проведении контроля работоспособность изделия определяется по факту удовлетворения требований, предъявляемых к его надежности. Очевидно, контроль сложных технических систем (ТС) должен охватывать все уровни начиная от элементов и подсистем и заканчивая контролем всего изделия. В ста-

те рассматривается задача контроля работоспособности ТС, соответствующая этапу выходного контроля при производстве изделия, а также на стадии проверки изделия перед его применением.

Решение задачи заключается в определении объема контрольных испытаний для различных агрегатов ТС. При этом предполагается, что известны объемы испытаний, проведенные на предшествующих этапах экспериментальной отработки, обеспечивающие требуемый уровень их надежности. Необходимо уточнить формулу оценки общего риска при принятии бракованного изделия.

В дальнейшем рассмотрим приближенное выражение для оценки суммарного риска  $\beta_{\Sigma}$  принятия бракованного изделия, при контроле отдельных агрегатов изделия  $\beta_i$

$$\beta_{\Sigma} \approx \sum_{i=1}^m \beta_i,$$

где  $\beta_i$  — величина риска при контроле отдельных агрегатов изделия;  $m$  — число агрегатов в составе изделия.

Рассматриваемая оценка  $\beta_{\Sigma}$  является гарантированной, т.к. оценка суммарного риска проводится без учета проверки изделия в целом, проведение которой приводит к уменьшению величины  $\beta_{\Sigma}$  [1].

**Оценка риска принятия ошибочных решений для агрегатов изделия.** При оценке риска принятия ошибочных решений при контроле отдельных агрегатов  $\beta_i$  будем считать, что для каждого агрегата можно оценить математическое ожидание коэффициента запаса, обеспечивающего удовлетворение заданных требований по надежности. В случае нормального закона распределения параметров работоспособности математическое ожидание коэффициента параметрического запаса удовлетворяет соотношению [2]

$$m_{\eta,i} = \frac{\eta_i}{\left(1 - \frac{t_{\gamma,i} k_{V,i}}{\sqrt{n_i}}\right)}, \quad (1)$$

где  $m_{\eta,i}$  — оценка математического ожидания коэффициента запаса  $i$ -го агрегата, соответствующая надежности подтвержденной на этапе экспериментальной отработки;  $\eta_i = \frac{1}{1 - \arg F^* \{h_i\} k_{V,i}}$  — оценка коэффициента запаса, соответствующая за-

данной надежности агрегата;  $k_{V,i}$  — коэффициент вариации коэффициента запаса;  $n_i$  — число испытаний, проведенных на этапе экспериментальной отработки;  $t_{\gamma,i}$  — аргумент функции нормированного нормального распределения, соответствующий принятому уровню доверительной вероятности  $\gamma$ ;  $h_i$  — заданный уровень надежности  $i$ -го агрегата.

Поэтому основная цель прогнозирования заключается в вычислении необходимого объема проверочных испытаний на основе известных значений математического ожидания коэффициента запаса агрегатов.

Для оценки риска принятия ошибочных решений при контроле отдельных агрегатов изделия  $\beta_i$  рассмотрим области отработки агрегата (рис. 1) [2]. Согласно результатам, полученным в работе [2], если значение точечной оценки математического ожидания коэффициента запаса  $m_{\eta}$  лежит в области подтверждения надежности, то заданные требования к надежности удовлетворяются с вероятностью  $\gamma$ . Следовательно с вероятностью  $\beta_i = 1 - \gamma$  надежность может быть ниже требуемой. Таким образом  $\beta$  характеризует вероятность принятия изделия, не удовлетворяющего заданным требованиям по надежности, т.е. вероятность принятия брака.

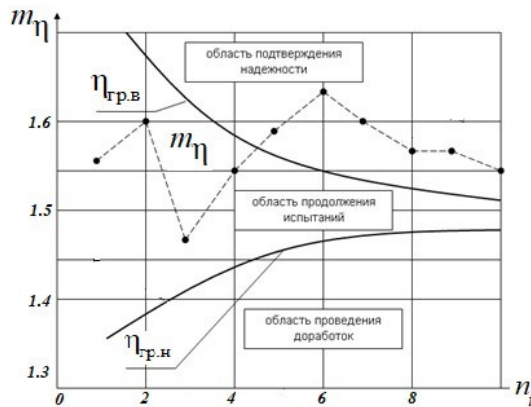


Рис. 1. Области принятия решений по результатам испытаний: 1 —  $\eta_{гр.в}$ ; 2 —  $m_{\eta}$ ; 3 —  $\eta_{гр.н}$ .

Для того чтобы оценить вероятность брака  $\beta$ , необходимо проанализировать доверительную вероятность  $\gamma$ . Для этой цели мы воспользуемся соотношением (1), применяемым к параметрам управления.

Разрешая это соотношение относительно  $t_{\gamma, i}$ , найдем

$$t_{\gamma, i} = \frac{\sqrt{n_i}}{k_{V, i} * m_{\eta, i}} \left( m_{\eta, i} - \frac{1}{1 - k_{V, i} t_{h, i}} \right), \quad (2)$$

где  $m_{\eta, i}$  — оценка математического ожидания коэффициента запаса агрегата;  $t_{h, i}$  — аргумент функции нормированного нормального распределения, соответствующий уровню надежности  $h_i$ ;  $k_{V, i}$  — коэффициент вариации коэффициента запаса;  $n_i$  — число испытаний, проведенных на этапе контроля;  $t_{\gamma, i}$  — аргумент функции нормированного нормального распределения, соответствующий уровню доверительной вероятности  $\gamma_i$ .

Отсюда

$$\beta_i = 1 - F^* \{ t_{\gamma, i} \}. \quad (3)$$

**Оптимизация рисков принятия ошибочных решений и объемов испытаний отдельных агрегатов изделия.** Как видно из соотношений (2) и (3) риск принятия браковочного агрегата зависит от характеристик надежности агрегата и объема его контрольных испытаний.

В дальнейшем рассмотрим задачу оптимального распределения объема испытаний для различных агрегатов, обеспечивающих заданные требования по уровню суммарного риска при минимальных затратах на проведение контроля.

Последние можно представить в виде

$$C(n_i) = \sum_{i=1}^m C_i * n_i + C_{ПР},$$

где  $C_i$  — затраты на проведение одного испытания  $i$ -го агрегата;  $C_{ПР}$  — прочие затраты;  $n_i$  — число испытаний  $i$ -го агрегата;  $m$  — число систем в составе изделия.

Как было показано величину суммарного риска  $\beta_{\Sigma}$  без учета проверки агрегата в целом можно оценить по соотношению

$$\beta_{\Sigma} \approx \sum_{i=1}^m \beta_i = \sum_{i=1}^m F^* \{-t_{\gamma,i}\},$$

где  $t_{\gamma,i} = d_i \sqrt{n_i}$ ;  $d_i = \frac{m_{\eta,i} - \frac{1}{1 - k_{V,i} * t_{h,i}}}{k_{V,i} * m_{\eta,i}}$ ;  $t_{h,i} = \arg F^* \{h_i\}$ ;  $h_i$  — заданные требования к надежности  $i$ -го агрегата.

Для решения задачи оптимизации параметров контроля использовался метод Лагранжа. В рассматриваемом случае функция Лагранжа примет вид

$$L = \sum_{i=1}^m C_i n_i + \lambda (\beta_{\Sigma} - \beta_{\text{ЗАД}}),$$

где  $C_i$  — затраты на проведение одного испытания  $i$ -го агрегата;  $n_i$  — число испытаний  $i$ -го агрегата;  $\lambda$  — неопределенный множитель Лагранжа;  $\beta_{\text{ЗАД}}$  — заданный уровень суммарного риска.

Оптимальные объемы испытаний удовлетворяют системе алгебраических уравнений

$$\frac{\partial L}{\partial n_i} = C_i - \lambda \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{t_{\gamma,i}^2}{2}} \frac{d_i}{\sqrt{n_i}} = 0.$$

Разрешая полученное соотношение относительно  $\sqrt{n_i}$ , приходим к искомому соотношению

$$\sqrt{n_i(\lambda)} = \left[ \frac{\lambda}{C_i} \frac{d_i}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{t_{\gamma,i}^2}{2}} \right].$$

Оптимальные параметры выходного контроля соответствуют значению  $\lambda^*$ , для которого выполняется дисциплинирующее условие

$$\beta_{\text{ЗАД}} \approx \sum_{i=1}^m \beta(n_i).$$

Поставленную задачу можно решить методом перебора по параметру  $\lambda$ . Для принятого значения  $\lambda_j$  оценивается оптимальный объем испытаний по каждому агрегату

$$\sqrt{n_i} = \left\{ \frac{\lambda_j}{C_i} \frac{\frac{m_{\eta,i} - \frac{1}{1 - k_{V,i} t_{h,i}}}{2 k_{V,i} m_{\eta,i}}}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{t_{\gamma,i}^2}{2}} \right\}.$$

Параметр  $t_{\gamma,i}$  находится методом последовательных приближений по соотношениям

$$t_{\gamma,i} = d_i \sqrt{n_i(\lambda)} = \left[ \frac{\lambda}{C_i} \frac{d_i^2}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{t_{\gamma,i}^2}{2}} \right],$$

где  $d_i = \frac{m_{\eta,i} - \frac{1}{1 - k_{V,i} * t_{h,i}}}{k_{V,i} * m_{\eta,i}}$ ;  $t_{h,i} = \arg F^* \{h_i\}$ .

Программа в mathcad и результаты расчета  $t_{\gamma,i} = U_i$  для трех агрегатов, входящих в состав изделия, представлены на рис. 2.



```

U :=
for i ∈ 0..2
for j ∈ 0
    Ui,0 ← 2.7
for i ∈ 0..2
for j ∈ 0..6
    Ui,j+1 ← [ 2 · ln [  $\frac{\lambda}{c_i} \cdot \frac{\left( \frac{\eta_i - 1}{1 - v \cdot t_i} \right)^2}{(v \cdot \eta_i) \sqrt{2 \cdot \pi}}$  ] - 2 · ln(Ui,j) ]0.5
U
    
```

U =	(	2.7	3.359	3.293	3.299	3.299	3.299	3.299	3.299
		2.7	2.852	2.832	2.835	2.834	2.834	2.834	2.834
		2.7	2.379	2.432	2.423	2.424	2.424	2.424	2.424

Рис. 2. Программа проведения последовательных приближений.

При написании программы были приняты следующие обозначения:  $\eta_i = m_{\eta, i}$ ,  $t_i = t_{h, i}$ ,  $v = k_{V, i}$ .

Зависимость  $\beta(\lambda)$  представлена на рис. 3.

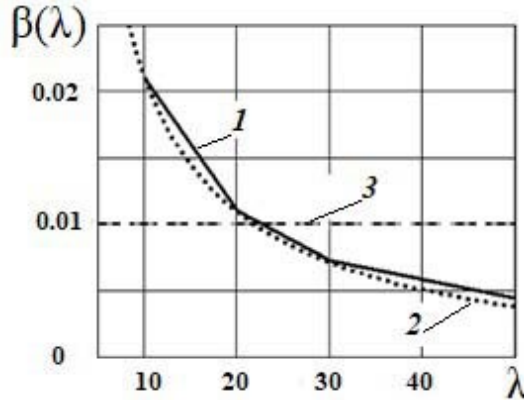


Рис. 3. Изменения суммарного риска по параметру  $\lambda$ : 1 —  $\beta(\lambda)$ ; 2 —  $\gamma(\lambda)$ ; 3 —  $\beta_{3\Delta Д} = 10^{-2}$ .

На графике введены следующие обозначения:  $\gamma(\lambda)$  аппроксимирующая кривая;  $\beta(\lambda)$  — расчетная кривая;  $\beta_{3\Delta Д} = 0.01$  — заданный уровень риска для изделия в целом.

Как видно из графика требуемое значение  $\beta_{3\Delta Д} = 0.01$  удовлетворяется при значении  $\lambda = 20.5$ . Для найденного значения  $\lambda$  риски принятия ошибочных решений оцениваются по соотношениям

$$\beta_i = \left[ 1 - \int_{-\infty}^{U_i} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} * e^{-\frac{x^2}{2}} dx \right],$$

где  $U_i = t_{V, i}$ .

Потребные объемы испытаний рассчитываются по соотношению

$$n_i = \left[ \frac{U_i}{\frac{\left( \eta_i - \frac{1}{1 - v_i t_i} \right)}{v_i \eta_i}} \right]^2,$$

где  $k_{V, i} = v_i$ .

**Оптимизация суммарной вероятности брака.** Полученные результаты позволяют оценивать оптимальную суммарную вероятность брака для всего изделия. Очевидно оптимальное значение  $\beta_\Sigma$  должно обеспечивать минимум суммарных затрат

$$C_\Sigma(\lambda) = \sum_{i=1}^m C_i n_i(\lambda) + C_{\text{УЩ}} \beta_\Sigma(\lambda),$$

где  $C_i$  — затраты на проведение одного испытания при контроле  $i$ -го агрегата;  $C_{\text{УЩ}}$  — величина ущерба, обусловленного ошибкой контроля.

Задача решается методом перебора значений  $\lambda$  и графической оценкой оптимального уровня множителя Лагранжа, соответствующего минимальным затратам. Характер изменения суммарных затрат при  $C_{\text{УЩ}} = 100$  представлен на рис. 4а.

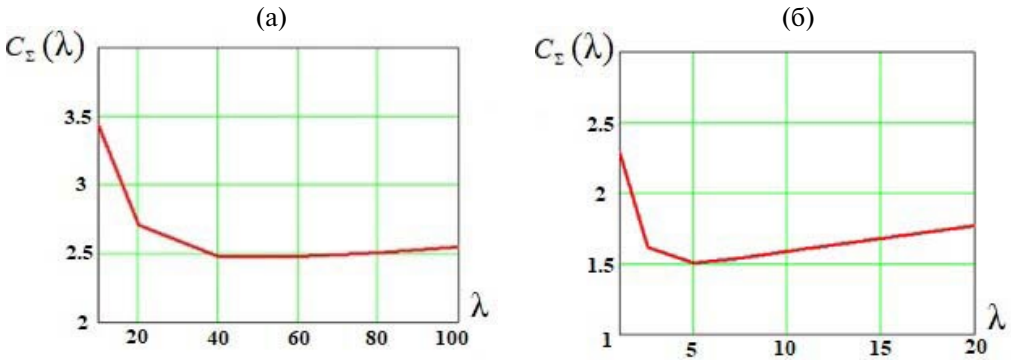


Рис. 4. Изменение суммарных затрат  $C_\Sigma(\lambda)$  по множителю Лагранжа:  
(а) —  $C_{\text{УЩ}} = 100$ ; (б) —  $C_{\text{УЩ}} = 10$ .

Характер изменения суммарных затрат при  $C_{\text{УЩ}} = 10$  представлен на рис. 4б. В рассматриваемом случае минимум затрат достигается при значении  $\lambda = 5$ , которому соответствует величина суммарного риска равная  $\beta_\Sigma = 0.04$ . Последовательность проведения расчетов по предлагаемому подходу представлена в алгоритме прогнозирования работоспособности изделия по результатам контроля его агрегатов.

**Алгоритм прогнозирования работоспособности изделия по результатам контроля его агрегатов.**

Исходные данные:

$C_{\text{УЩ}}$  — ущерб при отказе агрегатов;

$C_i$  — затраты на проведение одного испытания при контроле агрегата;

$t_\gamma$  — аргумент функции нормированного нормального распределения, соответствующий принятому уровню доверительной вероятности  $\gamma$  ( $t_\gamma = \arg F^*\{\gamma\}$ );

$k_{V,i}$  — коэффициент вариации коэффициента запаса;

$h_i$  — уровень надежности агрегата, подтвержденной на этапе экспериментальной отработки.

$\beta_{\text{Зад}}$  — заданный уровень риска для изделия в целом;

$n_i$  — число испытаний на этапе экспериментальной отработки.

**Расчет параметра  $m_{\eta,i}$ .**

$$m_{\eta,i} = \frac{\eta_i}{\left(1 - \frac{t_\gamma k_{V,i}}{\sqrt{n_i}}\right)},$$

где  $m_{\eta,i}$  — оценка математического ожидания коэффициента запаса  $i$ -го агрегата, соответствующая надежности подтвержденной на этапе экспериментальной

отработки;  $\eta_i = \frac{1}{1 - \arg F^* \{h_i\} k_{V,i}}$  — оценка коэффициента запаса, соответствующая заданной надежности агрегата.

**Расчет параметра  $t_{\gamma,i} = U_i$ .**

Параметр  $t_{\gamma,i}$  находится методом последовательных приближений по соотношению

$$t_{\gamma,i} = d_i \sqrt{n_i(\lambda)} = \left[ \frac{\lambda}{C_i} \frac{d_i^2}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{t_{\gamma,i}^2}{2}} \right],$$

$$d_i = \frac{m_{\eta,i} - \frac{1}{1 - k_{V,i} t_{h,i}}}{k_{V,i} m_{\eta,i}}; t_{h,i} = \arg F^* \{h_i\},$$

где  $n_i$  — число испытаний на этапе контроля.

**Расчет процента брака отдельных агрегатов.**

$$\beta_i = \left[ 1 - \int_{-\infty}^{U_i} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{x^2}{2}} dx \right],$$

где  $U_i = t_{\gamma,i}$ .

**Расчет числа испытаний агрегатов.**

$$n_i = \left[ \frac{U_i}{\left( \frac{\eta_i - \frac{1}{1 - v_i t_i}}{v_i \eta_i} \right)} \right]^2,$$

где  $k_{V,i} = v_i$ .

**Расчет процента брака изделия в целом.**

$$\beta_{\Sigma} \approx \sum_{i=1}^m \beta_i.$$

**Оценка значения множителя Лагранжа  $\lambda^*$ .** Строится зависимость  $\beta_{\Sigma}(\lambda_j)$  (рис. 5).

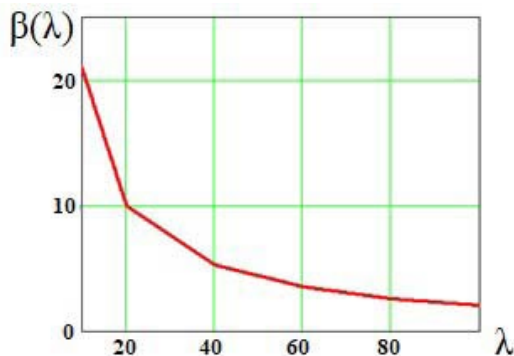


Рис. 5. Изменение риска по параметру  $\lambda$ .

Множитель Лагранжа  $\lambda^*$  находится из условия обеспечения заданного уровня суммарного процента брака:  $\beta_{\Sigma}(\lambda^*) = \beta_{\text{ЗАД}}$ . Для принятого значения параметра  $\lambda^*$  находим параметры контроля  $\beta_i, n_i$ , обеспечивающие удовлетворение требуемого уровня процента брака изделия.

**Оптимизация суммарного риска.** Расчет суммарных затрат

$$C_{\Sigma}(\lambda) = \sum_{i=1}^m C_i n_i(\lambda) + C_{\text{УЩ}} \beta_{\Sigma}(\lambda).$$

Построение зависимости затрат от множителя Лагранжа для различных значений ущерба при отказе представлено на рис. 6а, б.

Оптимальный уровень множителя Лагранжа, соответствует минимальным затратам.

**Пример расчета работоспособности изделия по результатам контроля его агрегатов на основе предложенного алгоритма.**

Исходные данные:  $\lambda = 100, c_0 = 0.05, c_1 = 0.2, c_2 = 0.5, v = 0.1, \eta_0 = 1.4, \eta_1 = 1.6, \eta_2 = 1.8, t_0 = 2, t_1 = 2.5, t_2 = 3.$

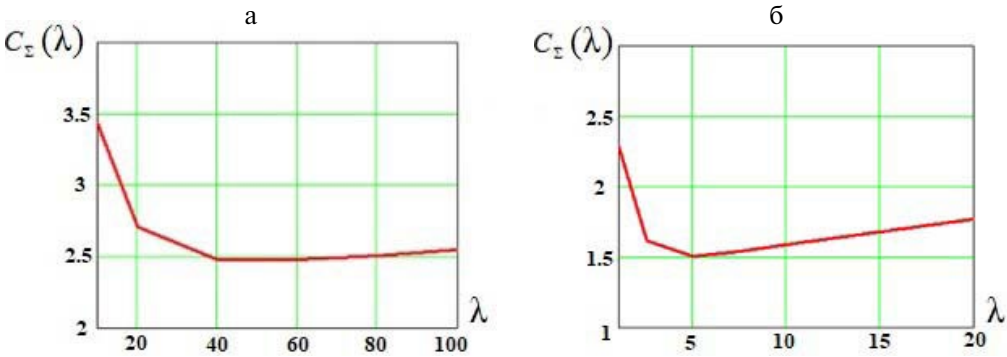


Рис. 6. Изменение суммарных затрат  $C_{\Sigma}(\lambda)$  по множителю Лагранжа:

(а) –  $C_{\text{УЩ}} = 100$ ; (б) –  $C_{\text{УЩ}} = 10$ .

1. Параметр  $m_{\eta,i}$  можно рассчитать по формуле

$$m_{\eta,i} = \frac{\eta_i}{\left(1 - \frac{t_{\gamma,i} k_{V,i}}{\sqrt{n_i}}\right)}.$$

2. Параметр  $t_{\gamma,i} = U_i$  рассчитывается по алгоритму (рис. 7)

```

U_{xxx} :=
for i ∈ 0..2
for j ∈ 0
U_{i,0} ← 2.7
for i ∈ 0..2
for j ∈ 0..6
U_{i,j+1} ← ⌊ 2 · ln(λ/c_1 · [ ( (η_i - 1 / (1 - v · t_1)) )^2 / ((v · η_i) / (√(2 · π))) ] ) ⌋ - 2 · ln(U_{i,j})
U
U = (
2.7 3.414 3.344 3.35 3.35 3.35 3.35 3.35
2.7 3.263 3.205 3.21 3.21 3.21 3.21 3.21
2.7 3.11 3.064 3.069 3.068 3.068 3.068 3.068
)
    
```

Рис. 7. Алгоритм расчета параметра  $t_{\gamma,i} = U_i$ .

3. Расчет процента брака отдельных агрегатов проводится по формуле при  $i = 0, 1, 2$

$$\beta_i = \left[ 1 - \left( \int_{-\infty}^{U_{i,6}} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{x^2}{2}} dx \right) \right],$$

Результаты расчета:  $\beta_1 = 4.042 \cdot 10^{-4}$ ,  $\beta_2 = 6.643 \cdot 10^{-4}$ ,  $\beta_3 = 1.077 \cdot 10^{-3}$ .

4. Параметр  $n_i$  можно рассчитать по формуле

$$n_i = \left[ \frac{U_i}{\frac{\left( \eta_i - \frac{1}{1 - \nu_i t_i} \right)}{\nu_i \eta_i}} \right]^2.$$

Результаты расчета:  $n_1 = 9.776$ ,  $n_2 = 3.709$ ,  $n_3 = 2.211$ .

5. Процент брака можно рассчитать по формуле

$$\beta_{\Sigma} = \sum_{i=0}^2 \left[ 1 - \left( \int_{-\infty}^{U_{i,6}} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{x^2}{2}} dx \right) \right] = 2.145 \cdot 10^{-3}.$$

6. Стоимостные затраты можно рассчитать по формуле

$$z(c) = c \left[ \sum_{i=0}^2 \left[ 1 - \left( \int_{-\infty}^{U_{i,6}} \frac{1}{\sqrt{2\Delta}} e^{-\frac{x^2}{2}} dx \right) \right] \right],$$

$$\sum_{i=0}^2 \left[ \frac{U_{i,6} \sqrt{c_i}}{\left( \eta_i - \frac{1}{1 - \nu_i t_i} \right)} \frac{1}{\nu_i \eta_i} \right]^2 + z(100) = 2.551.$$

7. Оценка значения множителя Лагранжа  $\lambda^*$ . Построение зависимости процента брака от множителя Лагранжа. Задаются значения  $\lambda_j$  ( $j = 1, m$ )

$$\lambda = \begin{pmatrix} 100 \\ 80 \\ 60 \\ 40 \\ 20 \\ 10 \end{pmatrix}; \beta(\lambda) = \begin{pmatrix} 2.1 \\ 2.6 \\ 3.6 \\ 5.3 \\ 10 \\ 21 \end{pmatrix}.$$

Оценка множителя Лагранжа из условия обеспечения заданного уровня суммарного процента брака по рис. 5.

Искомая оценка параметра  $\lambda^*$  должна удовлетворять дисциплинирующему условию  $\beta_{\Sigma}(\lambda^*) = \beta_{\text{ЗАД}}$ .

Для принятого значения параметра  $\lambda^*$  находим параметры контроля  $\beta_i, n_i$  обеспечивающие удовлетворение требуемого уровня процента брака по формулам

$$\beta_i = \left[ 1 - \int_{-\infty}^{U_i} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} * e^{-\frac{x^2}{2}} dx \right],$$

где  $U_i = t_{\gamma,i}$ ;

$$n_i = \left[ \frac{U_i}{\left( \eta_i - \frac{1}{1 - \nu_i t_i} \right)} \right]^2 \cdot \frac{1}{\nu_i \eta_i}.$$

8. Для оптимизации суммарного риска необходимо произвести расчет суммарных затрат (пункт 6 алгоритма) и построить зависимость затрат от множителя Лагранжа рис. 8. Как видно из графика минимум затрат достигается при значении  $\lambda = 50$ . При этом оптимальное значение процента брака изделия равно  $\beta_{\Sigma} = 0.004$ . Далее проводится расчет параметров контроля для значения  $\lambda = 50$ .

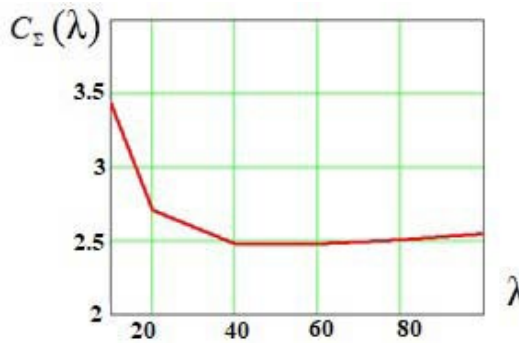


Рис. 8. Зависимость затрат от множителя Лагранжа.

Принятые в программе обозначения:

$c$  — ущерб при отказе агрегатов;

$W$  — суммарный процент брака;

$\eta_i = m_{\eta,i}$  — оценка математического ожидания коэффициента запаса;

$t_i = t_{h,i}$  — аргумент функции нормированного нормального распределения;

$\nu = k_{V,i}$  — коэффициент вариации коэффициента запаса;

$\beta_{\text{ЗАД}}$  — заданный уровень риска для изделия в целом.

**Заключение. 1.** Разработаны модели прогнозирования параметров контроля сложных технических систем. **2.** Предложены вероятностно-стоимостные модели используемые при контроле работоспособности агрегатов технических систем. **3.** Разработаны методы оптимизации числа испытаний агрегатов технических систем при проведении контроля их работоспособности. **4.** Предложен методы оценки оптимального уровня суммарного процента брака изделия.

**Финансирование.** Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (шифр FSFF-2023-0007).

**Конфликт интересов.** Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Абрамов О. В., Розенбаум А. Н.* Прогнозирование состояния технических систем. М.: Наука, 1990. 126 с.
2. *Абрамов О. В.* Управление состоянием сложных технических систем // Труды Международного симпозиума Надежность и качество. 2010. Т. 1. С. 24.
3. *Волков Л. И.* Управление эксплуатацией летательных комплексов. М.: Высш. шк., 1987. 386 с.
4. *Александровская Л. Н., Афанасьев А. П., Лисов А. А.* Современные методы обеспечения безотказности сложных технических систем. М.: Логос, 2001. 209 с.
5. *Галеев А. Г., Золотов А. А., Перминов А. Н., Родченко В. В.* Эксплуатация стартовых комплексов ракетно-космических систем. М.: Изд-во МАИ, 2007. 260 с.
6. *Gusev E., Pronkin A.* Forecasting of maintenance indicators of complex technical systems during storage // AS. 2023. V. 6. P. 383.  
<https://doi.org/10.1007/s42401-023-00225-6>
7. *Федотов В. К., Сергеев Н. П., Кондрашин А. А.* Контроль и испытания в проектировании и производстве радиоэлектронных средств. М.: Техносфера, 2005. 502 с.
8. Надежность и эффективность в технике. Справочник в 10-и т. Т. 6. Экспериментальная отработка и испытания. М.: Машиностроение, 1989. 376 с.
9. Надежность и эффективность в технике: Справочник в 10-и т. Т. 10. Справочные данные по условиям эксплуатации и характеристикам надежности. М.: Машиностроение, 1990. 336 с.
10. *Меньшиков В. А., Рудаков В. Б., Сычев В. Н.* Контроль качества космических аппаратов при отработке и производстве. М.: Машиностроение, 2009. 400 с.
11. *Золотов А. А., Родченко В. В., Гусев Е. В.* Прикладные задачи обеспечения надежности при разработке аппаратов ракетно-космических систем. М.: Московский авиационный институт, 2023. 160 с.