

Номер 3

ISSN 0235-7119
2024



ПРОБЛЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ И НАДЕЖНОСТИ МАШИН



НАУКА
— 1727 —

СО Д Е Р Ж А Н И Е

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

Физико-механические свойства электроискровых покрытий, нанесенных электроискровой обработкой композитным электродом	
<i>В. П. Лялякин, В. А. Денисов, А. А. Евсюков</i>	3
Исследование основных факторов, влияющих на повышение коэффициента трения взаимодействующих поверхностей рельсовых транспортных средств	
<i>А. М. Керопян, А. Ю. Албагачиев</i>	9
Нетипичное упрочнение, вызванное током и пластической деформацией	
<i>В. В. Столяров</i>	14
Исследование прочности в условиях равномерной нагруженности комбинированных резьбовых соединений в конструкциях деталей из термопласта с металлической арматурой	
<i>А. А. Гулиев, Н. А. Гасанова, Т. У. Ханкишиева</i>	21
Нелинейное деформирование и несущая способность четырехугольных композитных панелей	
<i>Н. С. Азиков, А. В. Зинин</i>	31
Метод расчета надежности функционирования типовых технологических схем	
<i>А. С. Ахмедов, М. С. Рагимова, Ф. М. Гафаров</i>	43

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Структурно-феноменологическая концепция и акустико-эмиссионная диагностика композитных стрингеров в условиях трехточечного изгиба	
<i>Ю. Г. Матвиенко, И. Е. Васильев, Д. В. Чернов, А. Г. Калинин, А. В. Панков</i>	48
Совершенствование технической эксплуатации подвижного состава путем применения новых синтетических смазочных композиций	
<i>Б. П. Трофименко, А. В. Маркелов</i>	57

АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Сокращение оценки усадки джеймса-штейна для решения задачи автоматической группировки однородных производственных партий

Ф. Г. Ахматшин, И. А. Петрова, Л. А. Казаковцев, И. Н. Кравченко

65

Цифровизация процесса дефектации коленчатых валов

П. В. Голиницкий, У. Ю. Антонова, Г. Н. Темасова, Э. И. Черкасова, Д. У. Хасьянова

76

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

Оценка фактора влияния оснастки на результат эксперимента при определении параметров звукоизоляции конструкции панели

П. А. Попов, А. А. Иголкин, Е. В. Шахматов

85

Баллистика удлиненных техногенных элементов

А. М. Попов

95

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.793.79

ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЭЛЕКТРОИСКРОВЫХ ПОКРЫТИЙ, НАНЕСЕННЫХ ЭЛЕКТРОИСКРОВОЙ ОБРАБОТКОЙ КОМПОЗИТНЫМ ЭЛЕКТРОДОМ

© 2024 г. В. П. Лялякин¹, В. А. Денисов¹, А. А. Евсюков^{1, *}

¹Федеральный научный агроинженерный институт ВИМ, Москва, Россия

*e-mail: zoidbergdec10@gmail.com

Поступила в редакцию 05.12.2023 г.

После доработки 16.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

Электроискровая обработка позволяет наносить на поверхности деталей покрытия любыми электропроводящими материалами, обеспечивая хорошую адгезию к основному материалу, тем самым восстанавливая изношенные поверхности. Однако ограничение по толщине наносимого покрытия в значимой мере влияет на ее распространение при восстановлении деталей с износами более 0.2 мм. Одним из путей решения этой проблемы при восстановлении деталей с увеличенными износами является электроискровая обработка с использованием композитных электродов с углеродными нанотрубками. Благодаря использованию композитного электрода с углеродными нанотрубками, удалось увеличить толщину покрытия в 2–4 раза, что позволит расширить номенклатуру восстанавливаемых деталей. При этом микротвердость покрытий при добавлении в электрод углеродных нанотрубок уменьшилась, но при определенных режимах удалось добиться значения микротвердости, сопоставимой с покрытиями из электродов BrO10C10.

Ключевые слова: электроискровая обработка, углеродные нанотрубки (УНТ), микротвердость

DOI: 10.31857/S0235711924030012, **EDN:** RHPPMJ

При работе в парах трения могут наблюдаться такие виды износов, как абразивный, эрозионно-кавитационный, усталостный, коррозионный и фреттинг-коррозионный [1, 2].

Перспективным методом устранения таких износов при восстановлении деталей является электроискровая обработка (ЭИО) [3, 4]. Она позволяет наносить материалы из любого токопроводящего материала, а также формировать рельеф для удержания смазки, что повышает долговечность покрытия.

Одним из недостатков электроискровой обработки является меньшая по сравнению с наплавочными методами износостойкость наносимого покрытия, причинами которой являются: образование дефектных слоев, большие остаточные напряжения и др. [4]. Также недостатком электроискровых покрытий является их малая толщина. Существуют несколько способов увеличения износостойкости электроискровых покрытий: поверхностное пластическое деформирование нанесенных покрытий, нанесение покрытий из твердосплавных материалов [5]. Но некоторые методы позволяют

лишь немного увеличить износостойкость покрытий, а другие требуют дополнительного оборудования. Кроме того, применение твердосплавных материалов не всегда целесообразно, т.к. это может уменьшить долговечность ответной детали. Поэтому актуальной задачей является увеличение износостойкости и толщины покрытия.

Одним из способов увеличения износостойкости и улучшения физико-механических свойств электроискрового покрытия является применение композитных электродов. Перспективными наполнителями для композитов в настоящее время являются углеродные нанотрубки [6]. В настоящее время известно много работ, посвященных изготовлению композитных материалов с применением углеродных нанотрубок, причем как с полимерной [7], так и с металлической матрицей [8–10]. Также покрытия из нанотрубок обладают хорошей коррозионной стойкостью и могут применяться в автомобильной промышленности. Известна гипотеза о самосмазывающихся покрытиях, в которых углеродные нанотрубки могут выполнять роль внутреннего смазочного материала. Тем самым возможно заменить внешнее трение между восстанавливаемыми деталями на внутреннее трение, что увеличит долговечность трибосопряжения. Таким образом, небольшое снижение микротвердости электроискровых покрытий за счет внедрения углеродных нанотрубок может увеличить их износостойкость. В настоящей статье планируется изготовить композитный электрод из бронзы с добавлением углеродных нанотрубок, нанести покрытия полученным электродом и определить их толщину и микротвердость.

Цель исследований. Исследование структуры и свойств электроискровых покрытий, нанесенных композитным электродом с углеродными нанотрубками.

Материалы и методы исследования. В качестве основы для спеченных композитных электродов выбран порошок бронзового сплава BrO10C10 . В композитный материал добавлены одностенные углеродные нанотрубки фирмы OCSiAl. Процентное содержание углеродных нанотрубок в композите составило 0.1% по массе (на основании расчета критической объемной доли волокна в композите). Для улучшения свойств композитного материала порошки бронзы были смешаны в планетарной мельнице 2SL с частотой 30 Гц в течение 20 минут с добавлением 1 мл изопропилового спирта.

Полученная смесь была спечена методом искрового плазменного спекания (ИПС) на установке Spark Plasma Sintering-Labox 650, Sinter Land в среде инертных газов с усилием прессования 50 МПа и температуре 700°C в течение пяти минут.

В результате были получены два образца в виде дисков диаметром 50 мм и толщиной 5 мм. Один из образцов изготовлен с добавлением углеродных нанотрубок, а второй состоял только из бронзы. Образцы были разрезаны на электроды, представляющие собой бруски длиной 50 мм с квадратным поперечным сечением. Сторона квадрата равна 5 мм.

С помощью спеченных электродов изготовлено 24 образца с электроискровыми покрытиями на установке для электроискровой обработки БИГ-5. На 12 образцов (рис. 1) было нанесено покрытие составом BrO10C10 и на 12 образцов нанесено покрытие составом $\text{BrO10C10} + 0.1\% \text{ УНТ}$ (образцы 13–24).

При нанесении покрытий варьировалась энергия импульсов искровых разрядов (значения энергии разрядов: 0.22 Дж, 0.32 Дж, 0.9 Дж), а также при каждом значении энергии искровых разрядов варьировалась частота импульсов с помощью коэффициента энергии (значения коэффициентов энергии: 0.4, 0.6, 0.8, 1.0).

Толщина покрытий измерялась на шлифах. Из изготовленных образцов было сделано 24 шлифа, которые впоследствии были рассмотрены под микроскопом. Также на микроскопе были сделаны фотографии покрытий при увеличении $\times 200$ и измерена толщина покрытия в трех точках для каждого образца. Микротвердость была измерена на твердомере, количество измерений для каждого покрытия – пять. Далее



Рис. 1. Внешний вид спеченного образца из материала BrO10C10 .

значения микротвердости были проверены с помощью коэффициента Стьюдента, и для каждого образца найдена средняя микротвердость. По значениям микротвердости покрытий были построены графики, где независимая переменная – коэффициент энергии, который характеризует частоту следования импульсов, а зависимая переменная – микротвердость по Викерсу.

Результаты и обсуждение. В табл. 1 и 2 приведены толщины полученных покрытий. Прочерком показаны образцы, на которых не удалось получить покрытия.

Таблица 1. Толщина электроискровых покрытий, нанесенных электродом BrO10C10

№	Режим	Коэффициент энергии	Толщина, мкм
1	2	0.4	—
2	2	0.6	—
3	2	0.8	73
4	2	1.0	50
5	3	0.4	—
6	3	0.6	—
7	3	0.8	—
8	3	1.0	40
9	4	0.4	170
10	4	0.6	175
11	4	0.8	170
12	4	1.0	227

Таблица 2. Толщина электроискровых покрытий электродом $\text{BrO}10\text{C}10 + 0.1\% \text{ УНТ}$

№	Режим	Коэффициент энергии	Толщина, мкм
13	2	0.4	—
14	2	0.6	—
15	2	0.8	—
16	2	1.0	—
17	3	0.4	91
18	3	0.6	193
19	3	0.8	362
20	3	1.0	199
21	4	0.4	132
22	4	0.6	192
23	4	0.8	355
24	4	1.0	212

При низких значениях коэффициента энергии толщина покрытий из нелегированного электрода соответствует 1.0–1.28 толщине покрытий из композитного электрода. При повышении коэффициента энергии (до значений 0.8) толщина покрытий из легированных электродов вырастает в 2–4 раза в сравнении с толщиной покрытий из нелегированных электродов. Наиболее оптимальным коэффициентом энергии для каждого значения энергии импульса является 0.8. На рис. 2а, б можно увидеть микроструктуру покрытий при энергии импульса 0.9 Дж и коэффициенте энергии 0.8 при увеличении $\times 200$. При нанесении покрытия электродом $\text{BrO}10\text{C}10 + 0.1\% \text{ УНТ}$ было получено более равномерное покрытие, чем при использовании электрода $\text{BrO}10\text{C}10$.

График микротвердости покрытий показан на рис. 3.

По результатам измерения микротвердости видно, что микротвердость покрытий при добавлении углеродных нанотрубок снижается. При обработке электродом из материала $\text{BrO}10\text{C}10$ микротвердость покрытий снижается с увеличением частоты

(а)

(б)

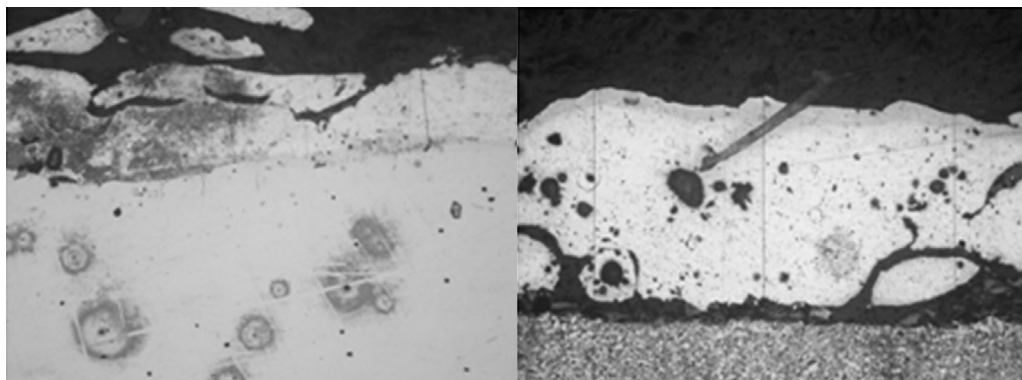


Рис. 2. Микроструктура электроискровых покрытий $\text{BrO}10\text{C}10$ и $\text{BrO}10\text{C}10 + 0.1\% \text{ УНТ}$: (а) — покрытие из электрода $\text{BrO}10\text{C}10$; (б) — покрытие из электрода $\text{BrO}10\text{C}10 + 0.1\% \text{ УНТ}$.

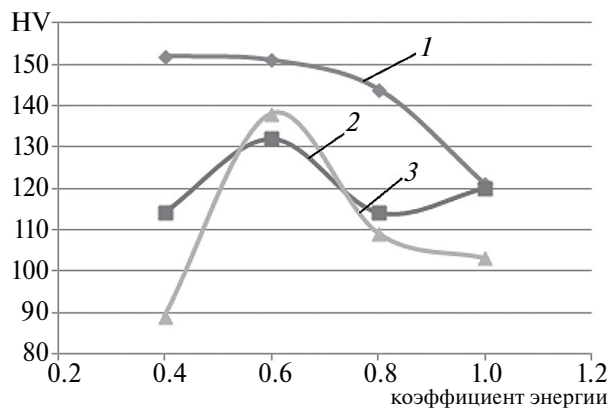


Рис. 3. Микротвердость электроискровых покрытий БрО10С10 и БрО10С10 + 0.1% УНТ:
1 – без УНТ режим 4; 2 – с УНТ режим 3; 3 – с УНТ режим 4.

следования импульсов. Изменения микротвердости покрытий после обработки электродом из БрО10С10 имеют другой характер. Сначала микротвердость увеличивается при увеличении частоты следования импульсов. При достижении частоты импульсов, соответствующей коэффициенту энергии 0.6, микротвердость начинала снижаться. При низких значениях коэффициента энергии может снизиться до 2 раз. Наибольшей микротвердостью обладают покрытия с нанотрубками при режиме 4 и коэффициенте энергии 0.6, что лишь на 12% меньше микротвердости покрытия без нанотрубок при схожем режиме. Данное снижение можно объяснить тем, что при обработке образца в покрытии находились фазы из углерода, которые могли сработать как внутренняя смазка.

Вывод. Анализ толщины покрытий показал, что применение композитных электродов, легированных углеродными нанотрубками, позволяет увеличить толщину покрытия до 2 раз и более. При этом микротвердость покрытий снижалась на 12%, что можно объяснить присутствием углеродных нанотрубок в покрытии.

Финансирование работы. Работа выполнялась в рамках программы исследований лаборатории № 11.2 по теме “Повышение абразивной износостойкости рабочих органов сельхозмашин и перерабатывающего оборудования путем применения методов электроискрового легирования и скоростного ТВЧ-борирования”.

Благодарности. Выражаем благодарность компании OCSiAl за предоставление углеродных нанотрубок.

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

Заявленный вклад соавторов:

В. А. Денисов – научное руководство, анализ и доработка текста.

В. П. Лялякин – редактирование текста, анализ литературных данных.

А. А. Евсюков – подготовка и анализ литературных данных, подготовка текста, проведение экспериментов.

Все авторы прочитали и одобрили окончательный вариант рукописи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мамасалиева М. И. Виды износосов основных деталей гидроагрегатов и методика их определения // Вестник Ташкентского государственного технического университета им. Ислама Каримова. 2019. № 3. С. 27.

2. *Казанцев Р. В., Гиннэ С. В.* К вопросу о сущности явления и эффективных методах предотвращения фреттинг-коррозии // Актуальные вопросы современной науки и образования: сборник статей II Международной научно-практической конференции, Петрозаводск, 18 декабря 2019 года. Петрозаводск: Международный центр научного партнерства “Новая Наука”, 2019. С. 311.
3. *Гвоздев А. А., Иванов В. И., Костюков А. Ю.* О развитии опыта восстановления неподвижных соединений нанесением электроискровых покрытий // Ремонт. Восстановление. Модернизация. 2017. № 12. С. 9.
4. *Barile C. et al.* Advancements in Electrospark Deposition (ESD) Technique: A Short Review // Coatings. 2022. Т. 12. № 10. С. 1536.
5. *Евсюков А. А., Денисов В. А.* Исследование физико-механических свойств электроискровых покрытий // МашТех 2022. Инновационные технологии, оборудование и материальные заготовки в машиностроении: сборник трудов Международной научно-технической конференции, Москва, 24–26 мая 2022 года. Москва: Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана (национальный исследовательский университет), 2022. С. 297.
6. *Krishnan A., Shandilya S., Balasubramanya H. S., Gupta P.* A Review on Applications of Carbon Nanotubes in Automobiles // Int. J. of Mechanical Engineering and Technology. 2020. Т. 11. № 1. Р. 204.
7. *Миронова С. А. и др.* Исследование композитов, модифицированных углеродными нанотрубками, на устойчивость к изгибающим и растягивающим нагрузкам // Наука и инновации в XXI веке: актуальные вопросы, открытия и достижения. 2018. С. 27.
8. *Ковтун В. А., Пасовец В. Н., Плескачевский Ю. М.* Физико-механические характеристики порошковых нанонаполненных металлополимерных композитов, сформированных электроконтактным спеканием // Механика. Исследования и инновации. 2016. № 9. С. 54.
9. *Manikandan P., Sieh R., Elayaperumal A., Le H. R., Basu S.* Micro/Nanostructure and tribological characteristics of pressureless sintered carbon nanotubes reinforced aluminium matrix composites // J. of Nanomaterials. 2016. P. 1.
<https://doi.org/10.1155/2016/9843019>
10. *Munir K. S., Kingshott P., Wen C.* Carbon nanotube reinforced titanium metal matrix composites prepared by powder metallurgy – a review // Critical Reviews in Solid State and Materials Sciences. 2015. Т. 40. № 1. Р. 38.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 531.43

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСНОВНЫХ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА ПОВЫШЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЛЬСОВЫХ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ

© 2024 г. А. М. Керопян¹, А. Ю. Албагачиев², *

¹Московский научно-исследовательский проектно-изыскательский институт технологий
и инноваций, Москва, Россия

²Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия

*e-mail: albagachiev@yandex.ru

Поступила в редакцию 16.01.2023 г.

После доработки 10.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

В результате теоретических исследований установлено, что на коэффициент трения взаимодействующих поверхностей рельсовых транспортных средств существенное влияние оказывают шероховатость контактирующих поверхностей; фактическая площадь контакта; температура в зоне контакта системы “колесо—рельс”; скорость взаимного скольжения (пробуксовки) контактирующих поверхностей. Установлено, что для обеспечения критерия прочности и уменьшения износа следует ограничить температуру в зоне контакта системы “колесо—рельс” в пределах 300°С с помощью контроля скорости скольжения колеса относительно рельса. Выявлено, что эффективное функционирование системы “колесо—рельс” можно реализовать при взаимодействии обработанных рабочих поверхностей колеса и рельса с шероховатостью R_z 20–40 мкм. Реализация предлагаемых технических решений с применением трибологических методов исследований позволит обеспечить возможность повышения коэффициента трения системы “колесо—рельс” до 27%.

Ключевые слова: шероховатость поверхностей, фактическая площадь контакта, температура в зоне контакта, скорость скольжения (пробуксовки), трибологические методы исследований

DOI: 10.31857/S0235711924030022, EDN: PHOZGG

В настоящее время не существует единой общепринятой теории трения взаимодействующих поверхностей [1, 2]. Это связано в первую очередь со сложностью самого явления и неоднозначностью его механизмов при различных условиях протекания фрикционного процесса.

Первые исследования явления трения были проведены Леонардо да Винчи, результаты которых, впоследствии, были подтверждены Амонтоном. В этих исследованиях преобладали чисто механические представления о процессе внешнего трения. В основу изучения трения было положено рассмотрение взаимодействия поверхностей твердых (абсолютно жестких) тел [1, 2].

Основываясь на имеющиеся результаты исследований, современная классическая механика утверждает, что сила трения двух взаимодействующих тел в достаточно широких пределах не зависит от площади соприкасающихся тел [3]. Это

утверждение является следствием того, что в классической механике, основанной на законах Кулона—Амонтона (а точнее, Леонардо да Винчи—Амонтона) принято считать взаимодействующие тела абсолютно гладкими, т.е. лишенными каких-либо шероховатостей.

Современная теория контактного взаимодействия соприкасающихся тел, являющаяся предметом изучения науки, именуемой **Трибология**, получившая развитие в работах И. В. Крагельского, Н. Б. Демкина, А. В. Чичинадзе, Ю. М. Лужнова и их учеников, считает контакт взаимодействующих тел дискретным, т.е. точечным, и состоящим из множества точечных контактов, обусловленных взаимодействием выступов микрошероховатостей площадок контакта взаимодействующих тел [2, 4–6].

В машиностроении при проектировании узлов трения для уменьшения износа и увеличения долговечности, например — подшипников скольжения, основным критерием является минимизация коэффициента трения. Это диктуется необходимостью уменьшения контактных напряжений в зоне трения взаимодействующих поверхностей, что подтверждено многими теоретическими и практическими исследованиями. Также, многочисленными исследованиями установлено, что по окончании приработки (при неизменных условиях работы) на взаимодействующих поверхностях устанавливается одинаковая, **равновесная**, шероховатость, не зависящая от величины и характера первоначальной, а зависящая от условий изнашивания [7].

Для пар трения, каковыми являются системы “колесо—рельс” рельсового транспорта, основным критерием эффективного функционирования является, пропорциональный коэффициенту трения, коэффициент сцепления. Следовательно, для обеспечения нормальных условий работы необходимо установить для взаимодействующих поверхностей такую шероховатость, при которой будет обеспечиваться основная функция системы “колесо—рельс”, т.е. передача вращающего момента от колеса к рельсу и обеспечение соответствующего тягового усилия локомотива.

Многочисленными исследованиями установлено, что контакт реальных шероховатых поверхностей носит дискретный характер, обусловленный взаимодействием отдельных выступов микронеровностей. Силу трения на каждом выступе контактирующих профилей согласно [4, 8] можно представить в виде двух слагаемых

$$F = F_{\text{мол}} + F_{\text{мех}}, \quad (1)$$

где $F_{\text{мол}}$ — молекулярная составляющая силы трения; $F_{\text{мех}}$ — механическая составляющая силы трения.

Эта формула выражает один из основных трибологических законов. Согласно молекулярно-механической теории И. В. Крагельского при взаимодействии поверхностей с низкой шероховатостью (“чистых” поверхностей) доминирующим фактором является молекулярная составляющая силы трения, для грубо обработанных поверхностей преобладающим является механическая составляющая силы трения.

В работе [9] установлено, что рациональной шероховатостью пар трения типа “колесо—рельс” является шероховатость R_z 20–40 мкм. При случайном расположении шероховатостей на поверхностях контактирующих тел контактное сближение этих тел под действием внешней нагрузки определяет фактическую площадь соприкосновения, определяемую геометрией контактирующих поверхностей.

Взаимный контакт деталей первоначально происходит по выступам поверхностей на высотах, образованных микронеровностями (рис. 1).

Таким образом, суммарная сила трения зависит от фактической площади касания контактирующих поверхностей, что является важным фактором повышения силы трения и, как следствие, увеличения коэффициента трения контактирующих поверхностей системы “колесо—рельс” [5, 10].

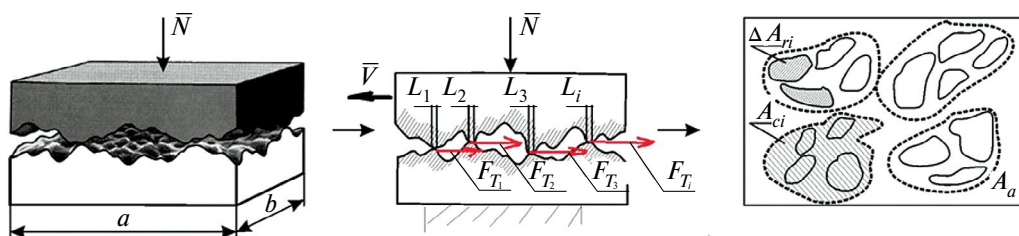


Рис. 1. Схема реального контакта твердых деталей и схема образования реального значения силы трения в пятне контакта.

При трении двух тел (например, при качении колеса по рельсу) неровности одного тела неоднократно деформируют поверхностный слой другого тела. При этом одни и те же точки на поверхностях трения испытывают микродеформации типа растяжение—сжатие с различными амплитудами и частотами. При этом качение практически всегда сопровождается скольжением, при этом скорость скольжения (пробуксовки) колес по рельсам оказывает существенное влияние на износ системы колесо—рельс. Достаточно сказать, что увеличение скорости скольжения колес с 0.8 до 2.0% вызывает увеличение износа рельсов в 2, 3 раза. В связи с этим в зоне контакта взаимодействующих тел повышается температура взаимодействующих поверхностей.

Как следует из молекулярно-механической теории внешнего трения и усталости теории изнашивания твердых тел, фрикционно-износные характеристики и механические свойства материалов пар трения находятся в различных нелинейных функциональных зависимостях. При этом эти зависимости могут существенно меняться от режима трения и, в первую очередь, от теплового и температурного режимов [4, 11, 12]. Это иллюстрируется графиками, приведенными на рис. 2 [2].

Зависимости коэффициента трения f и интенсивности износа I_n от температуры поверхности трения нелинейны (рис. 2).

Сравнительный анализ графиков на рис. 2 показывает, что при повышении температуры в зоне контакта коэффициент трения падает и достигает минимального значения при температуре около 500°С. При дальнейшем повышении температуры

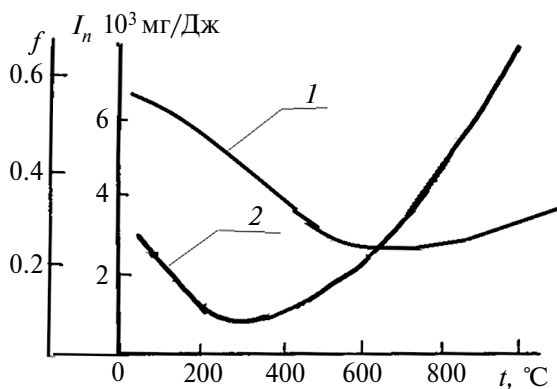


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения 1 и интенсивности износа 2 от температуры поверхности трения при трении колесной стали в паре с легированным чугуном ЧНМХ при вертикальной нагрузке 1.5 МПа [2].

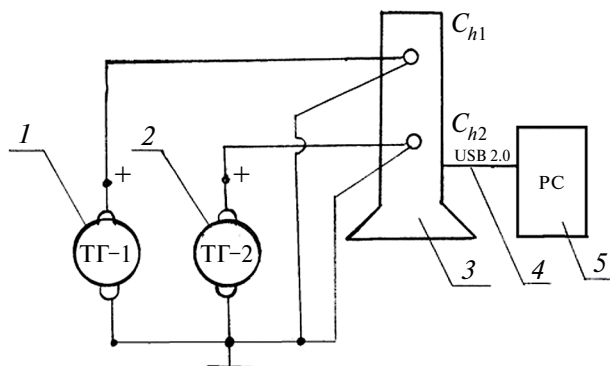


Рис. 3. Блок-схема измерений проскальзывания колес локомотивов: 1 – тахогенератор эталонной оси; 2 – тахогенератор измеряемой оси; 3 – компьютерный осциллограф-приставка; 4 – интерфейс USB; 5 – PC (ноутбук).

коэффициент трения начинает увеличиваться, однако при этом ухудшаются физико-механические (прочностные) свойства взаимодействующих поверхностей. Примерно по такой зависимости изменяется интенсивность изнашивания $I_{\text{и}}$. Однако минимальное значение интенсивность износа достигает при температуре около 300°C .

Анализ зависимостей по графикам 1, 2 (рис. 2) показывает, что исходя из условий обеспечения критерия предела прочности и улучшения тяговой способности локомотивов, следует ограничить температуру в зоне контакта рабочих поверхностей колеса и рельса в пределах 300°C . Таким образом, следующим, не менее важным фактором повышения коэффициента трения взаимодействующих поверхностей тяговых транспортных средств является **температура в зоне контакта взаимодействующих тел**.

Проведенные теоретические исследования, подтвержденные экспериментально, позволили найти запатентованный способ обнаружения и устранения скольжения колес относительно рельсов в течение неограниченного времени (рис. 3) [9].

Устройство, блок-схема которого представлена на рис. 3, состоит из двух тахогенераторов ТГ-30П 1 и 2, смонтированных на осях колесных пар локомотива, причем один из тахогенераторов был подключен к оси одной из неприводных колесных пар локомотивосостава и был принят в качестве эталонного [13]. Напряжения тахогенераторов поступали на вход приставки-осциллографа (рис. 3) и с помощью аналого-цифрового преобразователя (АЦП) в виде двоичных данных хранились в памяти компьютера. Поэтому здесь также имелась информация о величине проскальзывания каждой из приводных колесных пар локомотива в виде разности соответствующих данных для любого момента времени. Такой метод измерения разности напряжений называется компенсационным [14]. Далее, после получения информации о буксующей колесной пары машинист включает систему подачи песка и под буксующую пару подается необходимое количество сухого кварцевого песка.

Можно сделать вывод, что подсыпка песка под каждую колесную пару позволит существенно повысить коэффициент сцепления (до 50%), однако подачу песка необходимо проводить избирательно, т.е. именно под ту пару, уровень буксования которой выше допустимого предела, контролируемого запатентованным нами устройством.

Здесь можно сделать вывод, что регулирование проскальзывания (пробуксовки) тяговых колес рельсовых транспортных средств создает реальные предпосылки для снижения одного из факторов, способствующих снижению температуры в зоне контакта взаимодействующих поверхностей системы “колесо–рельс”.

Заключение. Анализ результатов расчета максимальных значений коэффициентов трения показал, что при профилировке рельсов с обеспечением шероховатости R_z 20 мкм расчетный коэффициент трения можно повысить до 12% и, следовательно, коэффициент сцепления пары “колесо—рельс” также может быть повышен.

В исследованиях [6] отмечено, что при взаимодействии приработанных **поверхностей профилей колеса и рельса, что характеризуется увеличенной** шириной дорожек катания на рельсах, коэффициент трения увеличивается до 9.0%.

Анализ проведенных исследований в области влияния скорости скольжения (пробуксовки) на температуру в зоне контакта взаимодействующих поверхностей системы “колесо—рельс” позволяет обеспечить снижение температуры до 300°С и уменьшить износ рабочих поверхностей колесно-рельсовой системы.

Реализация предлагаемых технических решений с применением трибологических методов исследований позволит обеспечить возможность повышения коэффициента трения системы “колесо—рельс” до 27%.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А. А. Благоднарова 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. *Луковский М. А.* Механика. Леонардо да Винчи. Изд. АН СССР, 1947. 815 с.
2. *Чичинадзе А. В., Браун Э. Д., Буше Н. А. и др.* / Под ред. А. В. Чичинадзе. Основы трибологии (трение, износ, смазка): Учебник для технических вузов. М.: Машиностроение, 2001. 778 с.
3. *Тарг С. М.* Краткий курс теоретической механики: Учебник для вузов. М.: Высш. шк., 2010. 416 с.
4. *Крагельский И. В.* Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.
5. *Демкин Н. Б.* Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей. М.: Наука, 1970. 227 с.
6. *Лужнов Ю. М.* Нанотрибология сцепления колес с рельсами. Реальность и возможности. М.: Интекст, 2009. 176 с.
7. *Крагельский И. В., Добычин М. Н., Комбалов В. С.* Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
8. *Крагельский И. В., Михин Н. М.* Узлы трения машин. Справочник. М.: Машиностроение, 1984. 280 с.
9. *Керопян А. М.* Развитие теории взаимодействия и обоснование рациональных параметров системы колесо-рельс карьерных локомотивов в режиме тяги: Дисс. ... докт. тех. наук. Екатеринбург: Ур. гос. гор. ун-т, 2015.
10. *Михин Н. М., Ляпин К. С., Добычин М. Н.* Исследование тангенциальной прочности адгезионной связи // В сб. “Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. М.: Наука, 1971.
11. Справочник по триботехнике / Под ред. М. Хебды и А. В. Чичинадзе. М.: Машиностроение. Т. 1, 1989. 400 с.
12. *Чичинадзе А. В.* Расчет и исследование внешнего трения при торможении. М.: Наука, 1967. 231 с.
13. Паспорт шахтного локомотива “Шёма – 350”. Schoma, Cristoph Schottler Mschienenfabrik GmbH, Germany. Заводской номер 6040. 18. 10. 2011.
14. *Карандеев К. Б.* Специальные методы электрических измерений. Компенсационный метод измерений. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1963. 344 с.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 669.620.172.2

НЕТИПИЧНОЕ УПРОЧНЕНИЕ, ВЫЗВАННОЕ ТОКОМ И ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ

© 2024 г. В. В. Столяров

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

e-mail: vlstol@mail.ru

Поступила в редакцию 10.01.2024 г.

После доработки 07.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

На основе литературных и экспериментальных данных кратко рассмотрены эффекты, сопровождающие прохождение импульсного тока и связанные с ними структурные изменения в металлах и сплавах. Показана особая роль вида и режимов тока, а также природы материала. Представлены результаты проведенных исследований взаимодействия электрического тока и пластической деформации квазистатическим растяжением в чистых металлах, титановых сплавах с мартенситным превращением, сталях. Предполагается, что причинами обнаруженных деформационных эффектов являются соотношение периода и длительности импульса, циклирование напряжений и температуры, изменение механизма деформации, обратимые превращения, изменение размера зерен, появление частиц вторых фаз. Вариация скважности позволяет регулировать соотношение теплового и электропластического эффекта и тем самым влиять на механизмы упрочнения/разупрочнения.

Ключевые слова: титан, алюминий, сталь, сплавы, электрический ток, деформация

DOI: 10.31857/S0235711924030033, **EDN:** PHIDGG

Известно, что электрический ток в металлическом проводнике вызывает ряд физических явлений — тепловой нагрев, скин- и пинч-эффекты, магнитное поле, вибрацию. Если при этом материал одновременно подвергается пластической деформации, то дополнительно могут возникать электропластический (ЭПЭ) [1] и магнитопластический [2] эффекты. Считается, что основным механизмом ЭПЭ является взаимодействие электронов проводимости (электронный ветер) с дефектами кристаллической решетки, к которым можно отнести не только дислокации или вакансии, но и границы зерен, тройные стыки, двойники, дефекты упаковки и т.д. [3]. Большинство сопутствующих явлений приводят к снижению действующих напряжений и повышению пластичности, относительный вклад которых может сильно различаться. В литературе имеется два подхода к определению и пониманию ЭПЭ. Первый предполагает, что ЭПЭ объединяет совокупность перечисленных выше всех явлений. При таком понимании ЭПЭ невозможно выделить основной действующий механизм. В настоящей статье используется другой подход, при котором ЭПЭ рассматривается как один из многих возможных вкладов, обладающих своим собственным уникальным механизмом. В экспериментальном плане такой подход к определению ЭПЭ требует условий, при которых действие сопутствующих эффектов было бы

минимальным. Исследование ЭПЭ важно с практической и научной точки зрения. Практическое применение ЭПЭ связано с повышением пластичности и уменьшением усилий деформирования, что всегда требуется при обработке металлов давлением. Кроме того, практическая значимость ЭПЭ обусловлена возможностью исключить промежуточные этапы отжига и деформации в процессах металлообработки [3]. Научное значение ЭПЭ обусловлено необходимостью понимания физических механизмов пластической деформации, взаимодействующей с электрическим током. В этой связи исследования ЭПЭ традиционно выполняются при растяжении, хотя сам эффект проявляется в разных схемах деформации, сопровождаемой током [3–6]. Ранее было показано влияние вида тока [7], режимов тока [8], сопровождающего теплового эффекта [9] и самого материала [10] на механические свойства металла. В большинстве этих исследований материалы проявляли разупрочнение и увеличение пластичности до разрушения. Одной из первых работ, в которой обнаружено упрочнение под влиянием импульсного тока, было исследование в сплавах с памятью формы TiNi [11]. В работе [12] авторы также наблюдали упрочнение в крупнозернистом (размер зерен $d_3 = 80$ мкм) сплаве Ti–7Al ат. %, связанное с изменением механизма деформации скольжением на двойникование и соответствующим переползанием дислокаций. Упрочнение, вызванное электроимпульсной обработкой без деформации, наблюдалось в малоуглеродистых и феррито-перлитных сталях [13, 14].

ЭПЭ был исследован во многих чистых металлах Zn, Cd, Pb, Sn, Ti, Cu и термически стабильных сплавах на основе титана Ti64, магния AZ31, алюминия AA6000 и AA7000, меди (латунь), железа (аустенитные стали). Во всех случаях деформация растяжением в присутствии тока сопровождалась либо скачками напряжения вниз, либо снижением напряжений течения при плотности тока выше пороговой (критической). Это практически важное свойство тока было широко использовано в практике металлообработки, а также показана его эффективность для подавления прерывистой деформации (эффект Портевена–Ле Шателье) в алюминиевых сплавах АМг6. Тем не менее, оказалось, что в ряде случаев могут наблюдаться аномальные эффекты упрочнения, вызванные либо специальными режимами тока, либо природой исследуемых материалов. Особый интерес представляют термически не стабильные сплавы, в которых возможны структурно-фазовые превращения в процессе нагрева или деформации. В этой связи **целью статьи** является демонстрация нетипичного (аномального) деформационного поведения при растяжении в сопровождении импульсного тока высокой скважности в материалах различной природы.

Материал и методы исследования Исследуемыми материалами были чистые металлы (титан и алюминий), сплавы с памятью формы на основе TiNi и стали. Титан разной чистоты (BT1-0 и BT1-00) применяли в виде проволоки $\varnothing 1$ мм, с размером зерен $d_3 = 20$ мкм. Алюминий представлял собой монокристаллическую пластину, полученную в условиях невесомости. Закаленные крупнозернистые ($d_3 = 20$ мкм) сплавы $\text{Ti}_{49.3}\text{Ni}_{50.7}$ и $\text{Ti}_{50}\text{Ni}_{50}$ имели форму листа. Низкоуглеродистую феррито-перлитную сталь Ст3 использовали в виде волооченной проволоки $\varnothing 1.5$ мм, а нержавеющую сталь 0X18H10T в форме полос. Все материалы, кроме стальной проволоки, имели отожженное крупнозернистое состояние. Поскольку все образцы для механических испытаний на растяжение имели разные размеры рабочих длин $l_{\text{раб}}$, то для адекватного сравнения пластичности значения относительного удлинения до разрушения были приведены к единой расчетной длине $l_0 = 25$ мм. Для образцов из сплавов TiNi ввиду использования микрообразцов расчетная длина составляла $l_0 = 10$ мм. Форма образца для испытаний листовых материалов показана на рис. 1а.

Испытания на растяжение проводились при комнатной температуре и скорости 1 мм/мин на горизонтальной машине ИР 5081–20 с использованием одиночных импульсов тока большой скважности Q ($Q = T/\tau$, где T – период импульсного тока, τ – длительность импульса), которые вводили одновременно с началом растяжения.

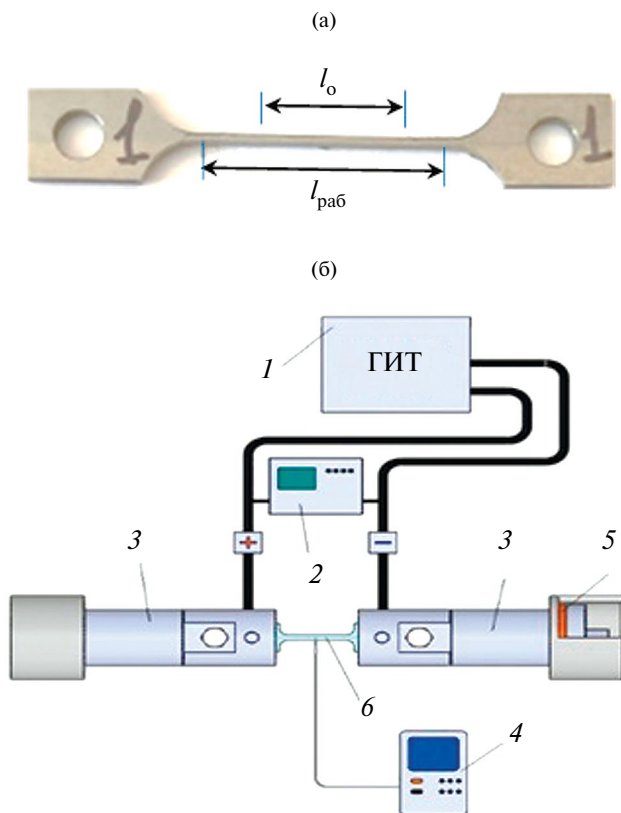


Рис. 1. Вид плоского образца (а) и схема подвода тока к зажимам (б): 1 – генератор импульсного тока; 2 – осциллограф; 3 – образец; 4 – термопара; 5 – изоляция; 6 – зажимы испытательной машины.

Плотность тока $j = 100\text{--}2600 \text{ А/мм}^2$, длительность импульса $\tau = 100\text{--}1000 \text{ мкс}$ и скважность Q более 10^3 варьировали в соответствии с удельным электросопротивлением и теплопроводностью исследуемых материалов так, чтобы нагрев образца за время растяжения был бы минимальным, а скачки напряжения наблюдались бы визуально. Температуру образца контролировали термопарой и инфракрасной камерой. Расхождение измеренных температур не превышало $\pm 5^\circ\text{C}$. Соответствующие режимы тока и фактические температуры образцов показаны в подписях к рисункам ниже.

Экспериментальные результаты и обсуждение. На рис. 2 представлены кривые растяжения “напряжение–деформация” образцов технически чистого титана ВТ1-0 и ВТ1-00, отличающихся содержанием примесных элементов (рис. 2а, б) и монокристаллического алюминия (рис. 2в) без тока кривые 1 и с током в форме одиночных импульсов кривые 2.

На кривых 2 с импульсным током наблюдаются скачки напряжения вниз с разной амплитудой для титана (до 40 МПа) и алюминия (не более 5 МПа), соответствующие каждому импульсу тока. Видно, что введение импульсов тока во всех материалах привело к упрочнению – повышению предела прочности на 20 и 4 МПа, соответственно, для титана и алюминия, по сравнению с образцами, испытанными без тока. Поскольку пределы текучести при этом практически не изменились, то

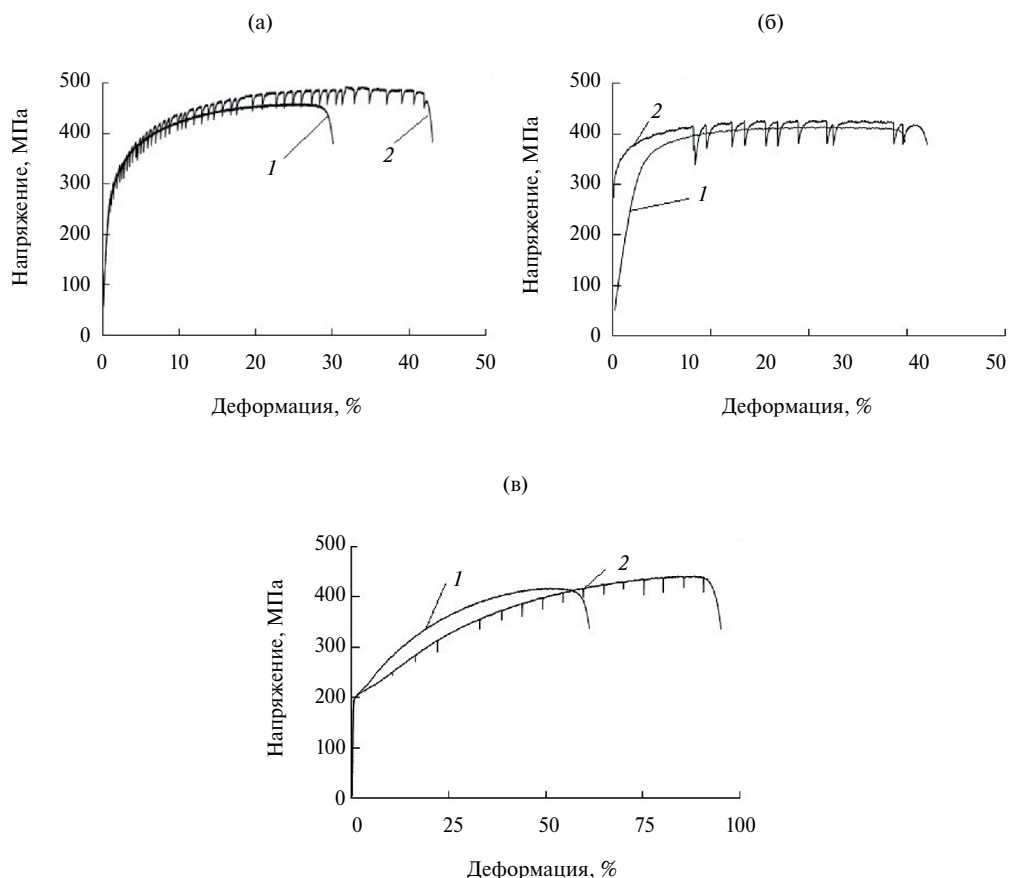


Рис. 2. Кривые напряжение-деформация при растяжении: VT1-0 (а), VT1-00 проволока $\varnothing 1$ мм (б) и монокристалла Al (в): 1 – без тока; 2 – одиночные импульсы тока $j = 250$ А/мм² (VT1-0, VT1-00, $Q = 10000$); $j = 450$ А/мм² (Al, $Q = 30000$).

можно заключить, что повышение прочности при введении тока связано с увеличением деформационного упрочнения. Относительное удлинение до разрушения в VT1-0 и монокристаллическом алюминии также повысилось на 15 и 30% соответственно, а в VT1-00 не изменилось. Характерной особенностью кривых с током является высокое равномерное удлинение без формирования шейки. Отметим, что температуры образцов при растяжении с током и без тока практически не отличались от комнатной.

Интерпретация наблюдаемого упрочнения в чистых металлах без структурных исследований является наиболее трудной, поскольку никаких фазовых превращений в них не происходит. Можно предположить, что упрочнение связано с малоцикловой усталостью, вызванной импульсным током. В результате термомеханического циклирования накапливаются внутренние напряжения. Заслуживает внимания объяснение, связанное с изменением механизма деформации скольжением на переползание дислокаций, способствующего двойникованию и упрочнению. Такой механизм был предложен для сплава Ti–7Al ат. % в [12]. Авторы показали наличие существенного упрочнения при растяжении в сопровождении импульсного тока большой скважности и подтвердили структурными исследованиями.

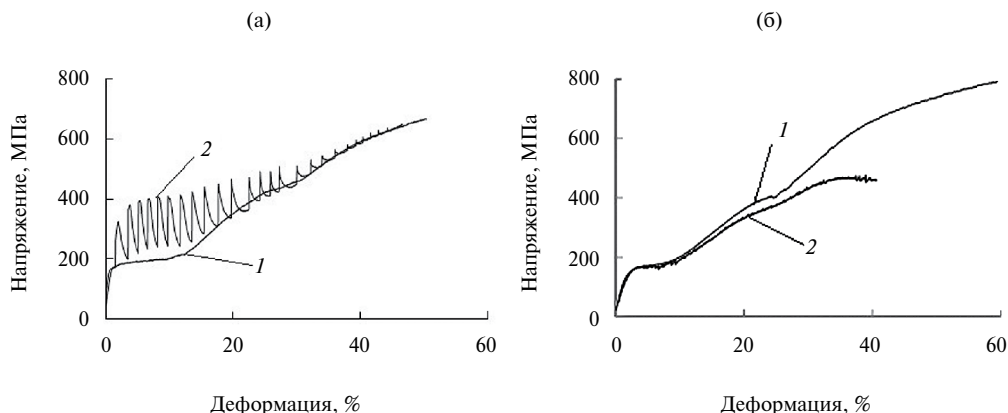


Рис. 3. Кривые напряжение-деформация при растяжении без тока *1* и с током *2*: (а) – $\text{Ti}_{49.3}\text{Ni}_{50.7}$, $j = 500 \text{ А/мм}^2$, $\tau = 100 \text{ мкс}$ ($Q = 140000$); (б) – $\text{Ti}_{50}\text{Ni}_{50}$, $j = 500\text{--}1500 \text{ А/мм}^2$, $\tau = 1000 \text{ мкс}$.

Рассмотрим деформационное поведение сплавов системы TiNi. Наиболее ярко эффект упрочнения наблюдался в *аустенитном сплаве системы* $\text{Ti}_{49.3}\text{Ni}_{50.7}$ (рис. 3а).

В отличие от чистых металлов введение импульсов тока вызывает большие скачки напряжения вверх. Амплитуда скачков уменьшается от 200 МПа в области плато до 1–2 МПа в зоне разрушения. Отметим, что нижняя огибающая кривой *2* практически совпадает с кривой *1* без тока, что косвенно может свидетельствовать об отсутствии необратимых структурных изменений под действием тока. Видно, что кривая *2* (с одиночными импульсами тока) в начале деформации располагается на 200 МПа выше, по сравнению с кривой *1* (без тока). С увеличением деформации эффект упрочнения уменьшается и исчезает. Температура образца в момент прохождения импульса незначительно повышалась до 50°C , что достаточно для обратного фазового превращения аустенита в мартенсит. Таким образом в аустенитном сплаве появление скачков и соответствующее упрочнение связано с эффектом памяти формы. Однако в эквиажном сплаве близкого состава $\text{Ti}_{50}\text{Ni}_{50}$, имеющем мартенситную структуру, эффект упрочнения отсутствовал (рис. 3б). Вследствие пластинчатой структуры мартенсита скачки напряжения вниз имеют малую амплитуду. Столь разное поведение сплавов при растяжении с током связано с их фазовым составом при комнатной температуре и температурами начала обратного мартенситного превращения A_s , которые в крупнозернистых сплавах $\text{Ti}_{49.3}\text{Ni}_{50.7}$ и $\text{Ti}_{50}\text{Ni}_{50}$ сильно отличаются. В аустенитном сплаве деформационный мартенсит при незначительном нагреве током превращается в аустенит и, как следствие, упрочняет сплав [12]. В мартенситном сплаве незначительный нагрев не приводит к обратному превращению и упрочнение отсутствует.

Ниже показаны деформационные кривые двух типов *сталей*: феррито-перлитной стали Ст3 (рис. 4а) и нержавеющей стали 0Х18Н10Т (рис. 4б). Здесь, введение импульсного тока так же привело в процессе растяжения как к разной интенсивности упрочнения, так и к существенному снижению пластичности. В отличие от предыдущих примеров в волооченной неотоженной проволоке из стали Ст3 при растяжении импульсный ток вводили на стадии пластической деформации (рис. 4а). В момент введения ток сначала вызвал резкое снижение напряжений течения на коротком участке деформации, а затем продолжительную стадию упрочнения до 30–40 МПа (рис. 4а).

Похожий эффект упрочнения при электропульсировании (без деформации) наблюдался в малоуглеродистой стали [13] и феррито-перлитной стали [14]. Авторы

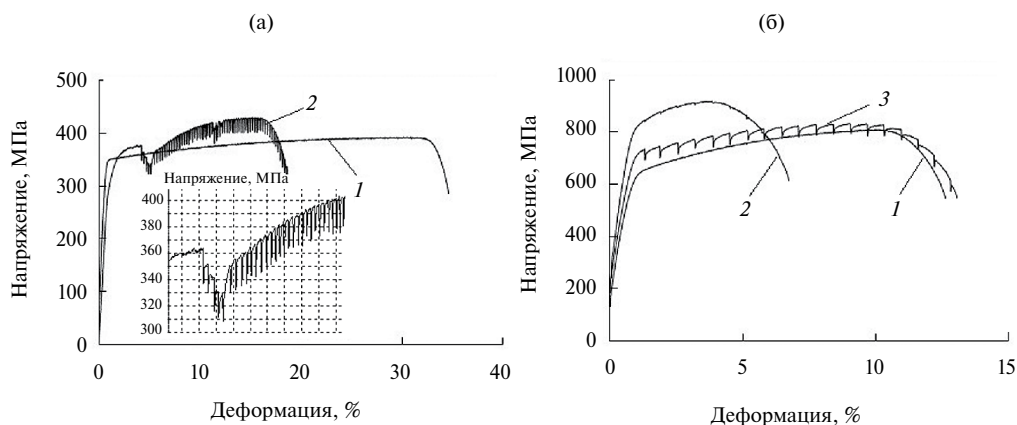


Рис. 4. Кривые напряжение-деформация при растяжении сталей Ст3 (а) и X18N10T (б): 1 – без тока; 2, 3 – с током; (а) – Ст3 кривая 2: $j = 115 \text{ А/мм}^2$, $\tau = 1 \text{ с}$, температура $\leq 50^\circ\text{C}$, $Q = 300000$; (б) – X18N10T, кривая 2: $j = 820 \text{ А/мм}^2$, $\tau = 250 \text{ мкс}$; кривая 3: $j = 2600 \text{ А/мм}^2$, $\tau = 1000 \text{ мкс}$, 54°C , $Q = 100000$. Во вкладке к рис. 4а – участок растяжения при увеличенном масштабе.

объяснили упрочнение в феррито-перлитной стали структурным измельчением под влиянием тока и предложили соответствующие механизмы – повышенная скорость зародышеобразования в малоуглеродистой стали и сфероидизация цементита в перлитной составляющей. В стали Ст3 не исключается конкуренция действующих механизмов: динамической рекристаллизации (начальное разупрочнение из-за повышенной плотности дислокаций в феррите) и малоциклового усталости.

Более сильное упрочнение 100–150 МПа наблюдалось в аустенитной нержавеющей стали (рис. 4б, кривая 2), когда применили высокую скажность (низкая частота) и низкую плотность тока, при которой амплитуда скачков была слабо видима. Меньший эффект упрочнения 60–70 МПа наблюдался при большей плотности тока и меньшей скажности (рис. 4б, кривая 3). Упрочнение в этом случае при электропulsировании может быть связано с растворением в аустените частиц вторых фаз, обогащенных хромом или никелем [15]. Неясной остается роль энергии дефектов упаковки в дуплексных (Ф+А) сталях [16]. В наших исследованиях аустенитно-мартенситной ТРИП стали, дуплексной (Ф+М) стали и стали Ст45 подобный эффект не наблюдался. Напротив, в упрочняемых термической обработкой алюминиевом АМг6 и медном БрАЖ9-4 сплавах эффекты упрочнения наблюдались при большой скажности импульсного тока.

Заключение. Литературный обзор и полученные в результате исследования электропластического эффекта экспериментальные данные позволили продемонстрировать нетипичное деформационное поведение при растяжении. Все приведенные примеры в сильно отличающихся по физической природе сплавах свидетельствуют о возможности проявления не только традиционного эффекта разупрочнения, но заметного деформационного упрочнения под действием импульсного тока большой скажности. Критически важным и необходимым условием для реализации упрочнения является высокое соотношение периода и длительности импульса тока, при котором роль теплового эффекта практически отсутствует, а электропластический эффект усиливается. Такой режим тока обеспечивает проявление структурных причин, к которым можно отнести динамическое деформационное старение, фазовые превращения, вызванные температурой или деформацией, смена дислокационного механизма скольжения на переползание, динамическая рекристаллизация, двойникование, структурное измельчение, дефекты упаковки. Возможность подобных

структурных изменений требует экспериментальных доказательств путем тщательного наблюдения тонкой структуры методом просвечивающей электронной микроскопии.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения РАН им. А.А. Благоднарова. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Troitskii O. A.* Electromechanical effect in metals // JETP Letters. 1969. № 1. P. 18.
2. *Golovin Yu. I.* Magnetoplastic effect in solids // Physics of the Solid State. 2004. V. 46 (5). P. 789.
3. *Liu J., Jia D., Fu Y., Kong X., Lv Z., Zeng E., Gao Q.* Electroplasticity effects: from mechanism to application // Int. J. of Advanced Manufacturing Technology. 2023. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12072-y>
4. *Perkins T. A., Kronenberger T. J., Roth J. T.* Metallic forging using electrical flow as an alternative to warm/hot working // J. of Manufact. Sci. Eng. 2007. V. 129. P. 84.
5. *Chun X. U., Ya-Nan L. I., Rao X. H.* Effect of electropulsing rolling on mechanical properties and microstructure of AZ31 magnesium alloy // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2014. V. 24. P. 3777.
6. *Zhou Y., Chen G. Q., Fu X. S., Zhou W. L.* Effect of electropulsing on deformation behavior of Ti-6Al-4V alloy during cold drawing // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2014. V. 24. P. 1012.
7. *Lee T., Magargee J., Ng M. K., Cao J.* Constitutive analysis of electrically assisted tensile deformation of CP-Ti based on non-uniform thermal expansion, plastic softening and dynamic strain aging // Inter. J. of Plasticity. 2017. V. 94. P. 44.
8. *Okazaki K., Kagawa M., Conrad H.* Additional results on the electroplastic effect in metals // Scr. Metall. 1979. V. 13. P. 277.
9. *Okazaki K., Kagawa M., Conrad H.* An evaluation of the contributions of skin, pinch and heating effects to the electroplastic effect in titanium // Mater. Sci. Eng. 1980. V. 45. P. 109.
10. *Rudolf C., Goswami R., Kang W., Thomas J.* Effects of electric current on the plastic deformation behavior of pure copper, iron, and titanium // Act. Mater. 2021. V. 209. 116776.
11. *Stolyarov V.* Deformation behavior at rolling and tension under current in TiNi alloy // Conf. ESOMAT. 2009. 06033.
12. *Zhao S., Zhang R., Chong Y. et al.* Defect reconfiguration in a Ti–Al alloy via Electroplasticity // Nat. Mater. 2021. V. 20. P. 468. <https://doi.org/10.1038/s41563-020-00817-z>
13. *Zhou Y., Zhang W., Wang B., He G., Guo J.* Grain refinement and formation of ultrafine-grained microstructure in a low-carbon steel under electropulsing // J. Mater. Res. 2002. V. 17. P. 2105.
14. *Rahnama A., Qin R. S.* Electropulse-induced microstructural evolution in a ferritic-pearlitic 0.14% C steel // Scr. Mater. 2015. V. 96. P. 17.
15. *Qin R. S., Rahnama A., Lu W. J., Zhang X. F.* Elliott-Bowman B. Electropulsed steels // Materials Science and Technology. 2014. V. 3. P. 1040.
16. *Gennari C., Pezzato L., Simonetto E., Gobbo R., Forzan M., Calliari I.* Investigation of electroplastic effect on four grades of duplex stainless steels // Materials. 2019. V. 1. P. 1911.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК–621.8

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ В УСЛОВИЯХ РАВНОМЕРНОЙ НАГРУЖЕННОСТИ КОМБИНИРОВАННЫХ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ В КОНСТРУКЦИЯХ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТЕРМОПЛАСТА С МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ АРМАТУРОЙ

© 2024 г. А.А. Гулиев¹*, Н.А. Гасанова¹, Т.У. Ханкишиева¹

*¹Азербайджанский Государственный Университет Нефти и Промышленности,
Баку, Азербайджан*

**e-mail: haciyevanaila64@gmail.com*

Поступила в редакцию 22.11.2023 г.

После доработки 14.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

В статье рассмотрены комбинированные резьбовые соединения, применяемые в машиностроении и нефтепромысловых объемных гидроприводных устройствах и других областях. Рассмотрена возможность создания комбинированной арматуры методом прессования-литья детали из пластической массы на металлическую арматуру. Установлено, что профиль и шаг резьбы следует выбирать из одного и того же расчета прочности резьбы из металла и термопласта. Установлено, что определяющую роль в расчете играет длина резьбы, а величина минимальной толщины стенок выбирается с помощью профилей резьбы. Установлено, что предел прочности при срезе термопластичных материалов значительно отличается от предела прочности металлических материалов.

Ключевые слова: арматура, термопластичная масса, металл, комбинированное резьбовое соединение, пресс-форма, компрессионное литье, прочность на срез, коэффициент линейного расширения

DOI: 10.31857/S0235711924030046, EDN: PHCSNU

Актуальность. Широкое использование пластических масс является одним из эффективных путей повышения экономичности при изготовлении деталей, позволяет экономить цветные металлы, снижать вес машин. Применение пластмасс способствует повышению коррозионной стойкости деталей машин, а также позволяет уменьшить трудоемкость их изготовления.

При применении в металлической арматуре пластмассовых деталей [1]: 1) можно достичь высокой контактной прочности; 2) упрощается конструкция соединений; 3) достигается высокая технологичность; 4) происходит повышение ползучести при высоких температурах; 5) уменьшается теплостойкость детали, электропроводность, намагничиваемость; 6) снижается трудоемкость и стоимость производства.

Элементы арматуры, запрессовываемые или заформовываемые в материал и определяющие геометрическое положение относительно изделия, называются фиксирующими, т.к. кроме базирования они выполняют еще и функцию крепления арматуры. Различие в физико-механических свойствах пластмасс и металлов

заставляет искать оптимальные и конструктивные решения комбинированных соединений, применять специфические расчеты.

Однако с увеличением толщины клеевой прослойки резко падает общая прочность соединения на срез. Поэтому наибольшее распространение при соединении металлических деталей и арматуры с пластмассами получили резбовые конструкции. Известно, что соединение пластмассы в металлической арматуре с резьбой является защитным средством для арматуры, а также делает ее более долговечной при работе в различных условиях. С этой точки зрения требуется учитывать различные механические свойства различных материалов при расчете резьбы [2]. Было определено, что резьба должна быть нагружена равномерно по всей длине резбовой части. Выбор материала, разработка режимов литья, применение пресс-формы для литья с прессованием, разработка температур для среза влияют на точность проведения исследования. В зависимости от оптимальной длины резьбы получены более высокие значения предела прочности соединения на срез.

Цель исследований — определить предел прочности на срез комбинированных резбовых соединений в условиях равномерной нагруженности резьбы в термопластических деталях конструкций с металлической арматурой, применяемых на машиностроительных и нефтепромысловых устройствах.

Для достижения поставленной задачи необходимо решить следующие вопросы: 1) выбор объекта исследования, металлической арматуры и термопластических материалов; 2) выбор технологических режимов для получения термопластического материала; 3) исследование физико-механических свойств и структуры металлов и термопластических материалов; 4) эксплуатация вертикально-разборной пресс-формы и приспособления для испытания конструкции на срез; 5) определение толщины допустимого слоя в термопластических материалах и толщины минимальной стенки детали; 6) вывод формулы для определения предела прочности на сдвиг по основным параметрам; 7) определение зависимости предела прочности на срез резьбы термопластической детали от диаметра металлической арматуры и толщины стенки.

Методика эксперимента. В гидравлическом цилиндре рабочее движение штока и действующие на него силы могут быть в обоих направлениях. Гидроцилиндры имеют узлы, выполняющие различные функции и, кроме того, детали с резбовыми соединениями на поверхности.

Считается целесообразным заменить их арматурой из неподвижной пластической массы вместо металлических деталей. Чтобы сделать их более устойчивыми, было проведено исследование резьбы на прочность.

Применение металлической арматуры для повышения условий эксплуатации и долговечности 2-х деталей [А] гидроцилиндров (рис. 1а), имеет большие преимущества [2]. В гидроцилиндре используются два варианта. В первом варианте деталь заменяется арматурой (рис. 1в). Во втором варианте при использовании латунной детали (рис. 1б) создается дополнительное арматурное соединение. Такие соединения пластиковой массы и металлической арматуры более устойчивы к коррозии. На рис. 1 показан общий вид упрощенного гидроцилиндра двустороннего действия.

Технологический режим деталей арматуры из полимерных материалов приведен в табл. 1.

Поскольку физико-механические свойства (табл. 2), структуры (рис. 2) выбранных материалов пластической массы и металлической детали относятся к числу свойств, играющих ключевую роль, из их сравнения предпочтение отдается защитному характеру [3].

Для облегчения извлечения из пресс-формы изделий, изготовленных методами прессования и литья, их внутренней и наружной поверхностям следует придавать

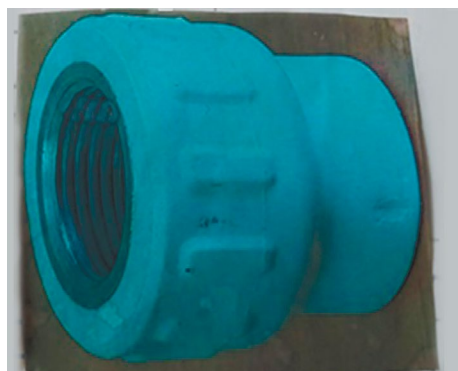
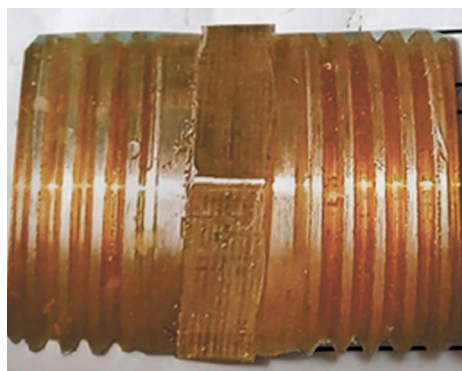
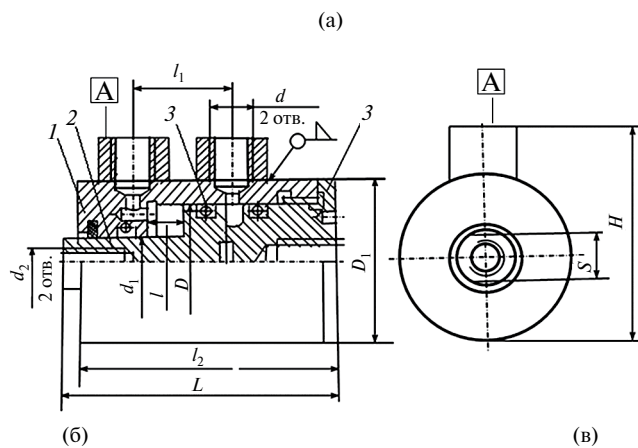


Рис. 1. Общий вид гидравлического цилиндра (а), металлической детали (б) и арматуры (в):

1 – корпус; 2 – поршень; 3 – крышка; 4 – кольца резиновые.

Таблица 1. Технологически режим термопластических материалов

Материал	Заданная температура пресс-формы, °С	Заданное давление при сжатии, МПа	Температура пресс-формы, °С
Полиамид	255–265	15–100	30–80
Фторопласт	250–300	50–100	30–100

Таблица 2. Физико-механические свойства термопластических материалов и латуни

Материал	ρ , г/см ³	Предел прочности при растяжении, МПа	Предел прочности при сжатии, МПа	Твердость, НВ	Относительная удлинения δ , %	Рабочая температура, °С
Полиамид	1.4	100	—	230	4–14	–200 ÷ +220
Фторопласт	2.1–3	20	—	35	4–20	–170 ÷ +220
Латунь	8.5–8.7	260	—	500	45	–40 ÷ –500

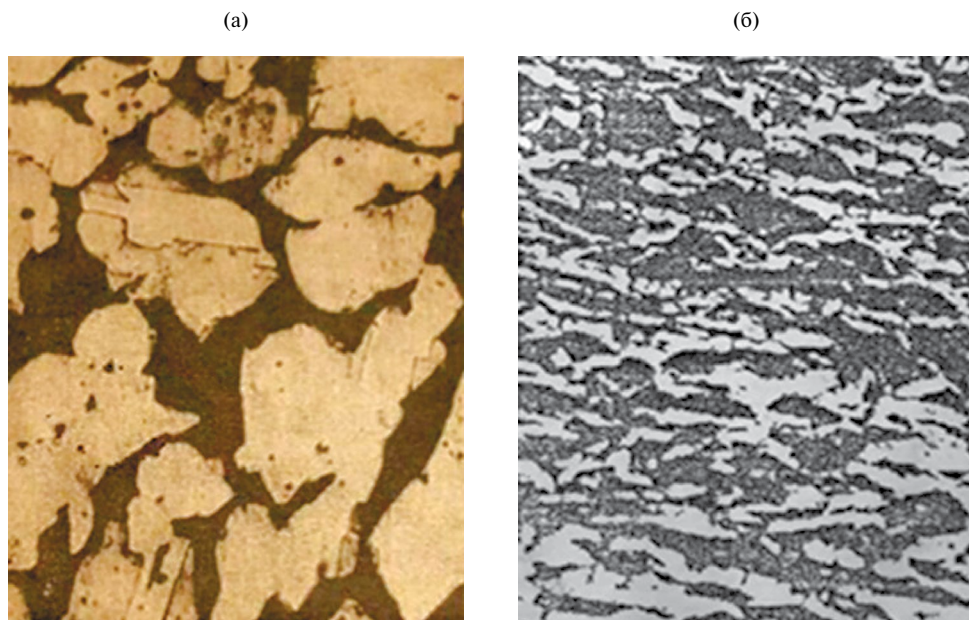


Рис. 2. Микроструктура металлической арматуры (а) и термопластичной массы (б) $\times 500$.

наклоны [4]. При получении прессованных изделий более широко применяют два способа горячего прессования: 1) прямое или прессование; 2) литье с прессованием (рис. 3).

В обойму 3 с наклонными стенками вставляется матрица, состоящая из двух клинообразных частей. Пресс-материал из загрузочной камеры под давлением пуансона 1 камеры перетекает через центральный литник 4 в оформляющее гнездо пресс-формы. Литник располагается в плоскости соединения двух половинок матрицы и поэтому легко очищается от пресс-материала. Так как путь прессуемого материала от загрузочной камеры к формующей полости очень короток, то полностью устраняется возможность его преждевременного отверждения.

Описанные литьевые пресс-формы обычно применяются для получения изделий с подвнутренними поверхностями, содержащими тонкую и удлиненную арматуру.

Испытание на срез проводят как по стандартной методике ГОСТ 17302–71 круговым сдвигом (рис. 4), так и на прямоугольных резьбовых соединениях в металлической арматуре (рис. 5).

Для обоих типов применяются специальные конструкции и устанавливаются пределы прочности на срез. В то же время это методически показано на теоретических примерах для общего случая резания.

Математическая зависимость между углом сдвига и касательным напряжением называется законом Гука при сдвиге

$$\tau = \alpha G.$$

Зависимость между модулем сдвига и модулем Юнга

$$G = E / [2(1 + \mu)].$$

Значение коэффициента Пуассона μ находится в пределах $0 \leq \mu \leq 0.5$.

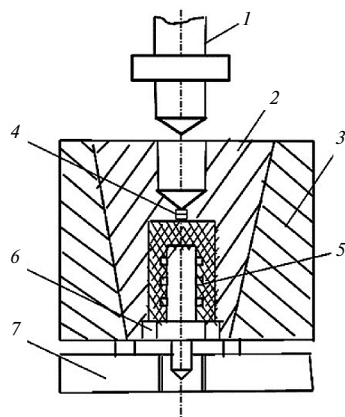


Рис. 3. Пресс-форма с вертикальным разъемом: 1 – пуансон; 2 – матрица; 3 – обойма; 4 – центральное литниковое отверстие; 5 – металлическая арматура; 6 – наплечники; 7 – основание.

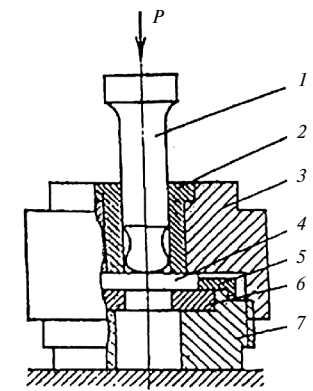


Рис. 4. Приспособление для испытания на срез гладкого образца по круговому контуру: 1 – пуансон; 2 – направляющая втулка; 3 – прижимная гайка; 4 – образец; 5 – фиксирующее кольцо; 6 – матрица; 7 – основание.

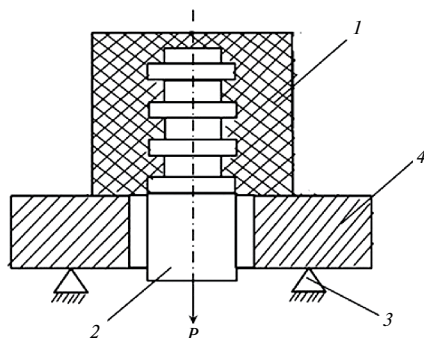


Рис. 5. Испытание пластмассовой детали для прямоугольного резьбового образца: 1 – деталь из термопласта; 2 – металлический арматур; 3 – опора; 4 – приспособления.

Условие прочности при сдвиге имеет вид

$$\tau = P_M / F_0 \leq [\tau].$$

Временная прочность при срезе определяется по формуле

$$\tau_M = \frac{P_M}{2F_0},$$

где $F_0 = \frac{\pi d^2}{4}$ — площадь поперечного сечения образца.

Исследовано, что толщина стенок оказывает существенное влияние на возникновение внутренних напряжений в теле детали, на точность изготовления и время выдержки детали под давлением при формообразовании. При выборе оптимальной толщины стенки руководствуются всеми факторами, и только путем анализа степени влияния каждого из них находят необходимую величину толщины стенки [5, 6]. В некотором случае величина минимальных толщин стенок выбирается с помощью профилей резбы. Для определения наименьшей допускаемой толщины стенки деталей из термопластичных пластмасс можно рекомендовать также эмпирическую формулу

$$\delta = 2h / (L_{tek} - 20) + 1 / \lg a. \quad (1)$$

На рис. 6 для деталей из термопластов толщина детали определяется в зависимости от длины пути потока массы в форме.

При недостаточной толщине такой прослойки (рис. 7) при компрессионном пресовании происходит сильное уплотнение пластмассы под арматурой, препятствующее равномерной опрессовке материала по всему объему [7].

В табл. 3 показана допустимая толщина стенного слоя. Получено, что чем пластичнее пластмасса, тем толще линейные (диаметральные) размеры арматуры и, наконец, чем меньше разница в температурных расширениях металла и термопласты, тем меньше требуется толщина слоя.

Известно, что существует большое различие характера разрушения металлических пластмассовых резьбовых соединений [8, 9]. В связи с этим в настоящее время не существует единого мнения в оценке прочности пластмассовых резьбовых соединений. Определено, что за счет более равномерного распределения нагрузки пластмассовые резьбовые соединения обладают значительной нагрузочной способностью [10].

При расчете резьбовых соединений разнородных материалов необходимо учитывать различие их механических свойств. Допустимое значение предела прочности

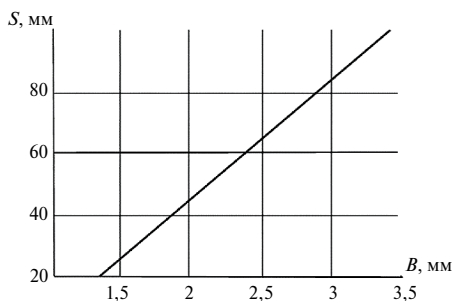


Рис. 6. Определение минимальных толщин стенок детали на термопластичных пластмассах: B — толщина детали; S — длина пути массы.

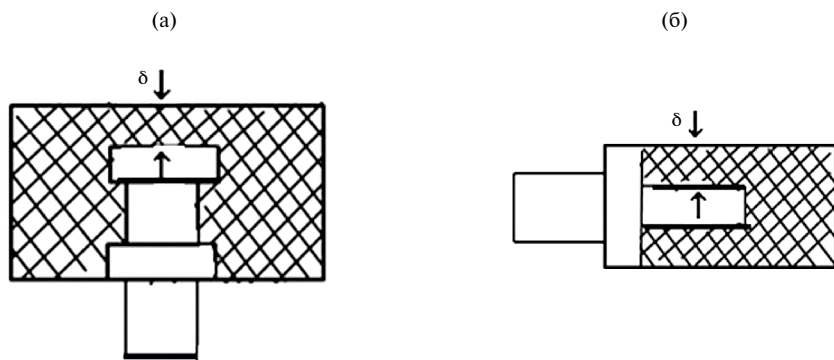


Рис. 7. Арматуры прямоугольных резьбовых (а) и без резьбовых (б) соединений термопластичных деталей.

пластмасс на срез во много раз уступает металлу. Поэтому симметричный профиль резьбового соединения, применяемый обычно при однородных материалах, в этом случае будет нерациональным [11].

Чтобы получить наименьшие габариты резьбового соединения разнородных материалов, необходимо профиль и шаг резьбы выбирать из расчета равнопрочности витков пластмассовой и металлической резьбы.

Исходными данными для расчета являются: F – сила, действующая на резьбовое соединение; d – наружный диаметр резьбы; $\tau_{\text{п}}$ – предел прочности пластмассы на срез; $\tau_{\text{м}}$ – предел прочности металла на срез; $k_{\text{п}}$, $k_{\text{м}}$ – коэффициенты запаса прочности при срезе для пластмассы и металла соответственно.

Целью расчета является определение следующих параметров: L – длины резьбы; t – шага резьбового соединения; S – ширины витка на металлической детали; h – высоты профиля резьбы.

При этом допускается, что все витки резьбы нагружены равномерно. Тогда для прямоугольной резьбы

$$L \geq \frac{F(r+1)}{\pi d[\tau_{\text{м}}]}; \quad (2)$$

Таблица 3. Допустимая толщина термопластмассовой слой

Диаметр (длина или ширина) металлической арматуры, мм	Коэффициент температурного расширения арматуры, α	Допустимая толщина слоя термопласта, δ	
		арматуры резьбовых соединений	арматуры без резьбовых соединений
		коэффициент температурного расширения пластмассы, α	
		$(0.4-2.3) \cdot 10^{-5}$	$(2.3-4.0) \cdot 10^{-5}$
26	$(1.1-1.8) \cdot 10^{-5}$	1.6-2.5	2.3-5.0
25		2.5-4.0	4.0-8.0
40		4.0-6.0	6.0-10.0
60		6.0-10.0	10.0-20.0

$$L \geq \frac{F}{\pi d [\tau_{\pi}]} \left(\frac{(r+1)}{r} \right), \quad (3)$$

Если из приведенных выше формул найдем допустимые величины прочности на срез, то мы получим следующие формулы

$$[\tau_{\text{м}}] = \frac{F(r+1)}{L\pi d}, \quad (4)$$

и

$$\tau_{\pi} = \frac{F(r+1)}{L\pi dr}, \quad (5)$$

где $[\tau_{\text{м}}] = \frac{\tau_{\text{м}}}{k_{\text{м}}}$ – допускаемое напряжение на срез для металлической детали;

$[\tau_{\pi}] = \frac{\tau_{\pi}}{k_{\pi}}$ – допускаемое напряжение на срез для пластмассовой резьбы; $r = \frac{\tau_{\text{м}}}{\tau_{\pi}}$ –

относительная прочность металла.

Шаг резьбового соединения можно найти по формуле

$$t = (1 + r)S. \quad (6)$$

Ширина витка S на металлической детали выбирается по конструктивно-технологическим соображениям и составляет у изделий с диаметром до 250 мм – (1÷1.5) мм.

Число витков резьбы составляет

$$n = \frac{L}{t}. \quad (7)$$

Высота профиля h по конструктивным соображениям из расчета сопротивления витка смятию. Ориентировочно $h \geq S$. Резьбы других профилей рассчитываются аналогично.

Исследования показывают, что предел прочности при срезе термопластичных материалов значительно отличается от предела прочности металлических материалов. Испытание предела прочности при срезе различных материалов в резьбовых соединениях проводили в специальной конструкции (рис. 8). На основании значений (табл. 3) исследовали зависимость предела прочности при срезе по длине различных резьбовых соединений от диаметра металлической арматуры и соответствующей ей толщины. По мере увеличения диаметра, толщины и длины резьбы (рис. 8) наблюдается последовательное увеличение предела прочности на срез. При наибольшей длине резьбы предел прочности “металл–термопласт” увеличивается в 2 раза, а при наименьшей длине в 2.2 раза, а “металл–металл” соответственно в 2.6 и 2.4 раза.

Резкое различие в пределах прочности на срез рассматриваемых комбинированных резьбовых соединений систем “металл–термопласт” и “металл–металл” заключается в том, что они стабильно и прочно “удерживают” арматуру в состоянии осаждения, контролируемого действием процесса термопластического отверждения. Предел прочности такого цельного резьбового соединения превосходит предел прочности подвижных резьбовых соединений “металл–металл”. Для сравнения можно сказать, что предел прочности на срез комбинированных резьбовых соединений в системах “металл–термопласт” и “металл–металл” относительно в 4 раза выше при наибольшей длине резьбы.

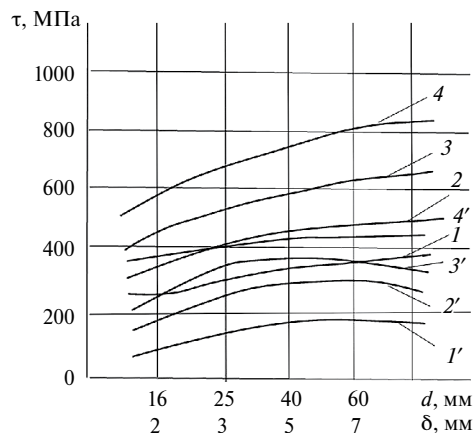


Рис. 8. Зависимость предела прочности на срез резьбы детали из термопласта от диаметра металлической арматуры и защитной толщины: 1 – $L = 10$ мм; 2 – $L = 20$ мм; 3 – $L = 30$ мм; 4 – $L = 40$ мм; 1, 2, 3, 4 – “металл–термопласт”; 1', 2', 3', 4' – “металл–металл”.

Вывод. 1. Были проведены исследования по получению термопластичного материала, определены технологические режимы, физико-механические свойства и микроструктура. **2.** При конструировании было достигнуто в процессе отверждения устойчивое и прочное удержание металлической арматуры в состоянии контролируемого осаждения. **3.** Минимальную круглую толщину детали из термопластического материала выбирают с помощью профиля резьбы. **4.** Установлено, что в результате равномерного распределения нагрузки увеличивается нагрузочная способность и предел прочности на срез термопластических резьбовых соединений. **5.** Определена формула с расчетными параметрами для определения предела прочности на срез комбинированных резьбовых соединений в сочетании с металлической арматурой и деталью из термопластического материала. **6.** Выявлена зависимость предела прочности от диаметра и толщины металлической арматуры при нарезании резьбы термопластической детали.

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. Керимов Д. А., Курбанова С. К. Основы конструирования пластмассовых деталей и прессформ. Баку: Изд-во “Елм”, 1997. 504 с.
2. Рагимов А. М., Гулиев А. А., Бабаев С. Г. Исследование методов переработки и режимов изготовления изделий электроводных композиционных пластических масс. Баку: Изд-во “Елм”, 2000. 170 с.
3. Конструкционные материалы. Справочник / Под редакцией Б. Н. Арзамасова. Москва: Машиностроение, 1990. 688 с.
4. Крыжановский В. К., Бурлов В. В., Паниматченко А. Д., Крыжановская Ю. В. Технические свойства полимерных материалов. СПб.: Профессия, 2005.
5. Шульга А. В. Основы материаловедения композиционных материалов. Ч. 1. М.: НИЯУ МИФИ, 2013. 96 с.
6. Кербер М. Л. Полимерные композиционные материалы. Структура. Свойства. Технологии. СПб.: Профессия, 2008. 560 с.

7. Волков С. С., Розанов Д. С., Станкевич И. В. Разработка и исследование основных особенностей соединения пластмасс с металлами // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2020. № 3. С. 15.
<https://doi.org/10.18698/0536-1044-2020-3-15-22>
8. Волков С. С. Сварка и склеивание полимерных материалов. Москва: Химия, 2001. С. 376.
9. Kerimov D. A., Gasanova N. A. Determination of quality of plastic details without disruptions // 13th Int. Conf. ICAFS-2018 Warsaw, Poland. 2019. V. 896. P. 848.
https://doi.org/10.1007/978-3-030-04164-9_111
10. Баранчиков В. И., Тарапанов А. С., Харламов Г. А. Обработка специальных материалов в машиностроении: Справочник. Библиотека технолога. М.: Машиностроение, 2002. 264 с.
11. Бабин А. Н. Связующие для полимерных композиционных материалов нового поколения // Труды ВИАМ: Электрон. науч. -технич. журн. 2013. № 4.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 539.4:534.1

НЕЛИНЕЙНОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ И НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ ЧЕТЫРЕХУГОЛЬНЫХ КОМПОЗИТНЫХ ПАНЕЛЕЙ

© 2024 г. Н. С. Азиков¹, А. В. Зинин², *

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

²Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет),
Москва, Россия

*e-mail: allzin@yandex.ru

Поступила в редакцию 05.07.2023 г.

После доработки 10.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

Исследовано закритическое деформирование четырехугольных многослойных композитных панелей с учетом геометрической нелинейности при прогибах, соизмеримых с толщиной пластины. Решение задачи на собственные значения и собственный вектор осуществляется в перемещениях методом Релея–Ритца. Найдены зависимости амплитуды прогиба от контурных усилий, получены основные соотношения для оценки напряженно-деформированного состояния композитных четырехугольных панелей с произвольными граничными условиями после потери устойчивости при сжатии и сдвиге. На основании критериев прочности анизотропных материалов определены разрушающие усилия после потери устойчивости.

Ключевые слова: композитный материал, четырехугольная панель, устойчивость, закритическое деформирование, критерий прочности

DOI: 10.31857/S0235711924030056, **EDN:** PHBYLE

Эффективность применения в авиаракетной технике тонкостенных композитных конструкций во многом зависит от адекватного анализа их механического поведения в условиях эксплуатационных нагрузок. При эксплуатации панели несущих поверхностей авиационной и ракетной техники подвергаются в основном планарным сжимающим и сдвиговым нагрузкам, которые могут привести к развитию чрезмерных деформаций и потере устойчивости [1–3]. Потеря устойчивости является важным конструктивным ограничением при проектировании тонкостенных панельных конструкций, поэтому анализ режимов потери устойчивости композитных пластин, обладающих низким сопротивлением сдвигу, является актуальным при проектировании. Традиционные методы расчета ограничивают область допустимых нагрузок тонкостенных панелей нагрузками ниже критического значения потери устойчивости, однако опыт эксплуатации показывают, что несущая способность в закритической стадии может в несколько раз превышать критическую нагрузку [4–6]. В тонких пластинах это происходит за счет восстанавливающих мембранных усилий растяжения, возникающих из-за геометрической нелинейности [7]. Нормирование предельных расчетных нагрузок с учетом реакции после потери устойчивости и механизмов сопутствующей повреждаемости

представляет серьезный резерв для повышения надежности облегченных композитных панелей [8–10].

Обзор литературы. Механическое поведение многослойных композитных панелей после потери устойчивости еще недостаточно изучено, особенно при комбинированном нагружении сжимающими и сдвиговыми нагрузками. Основная трудность такого анализа заключается в решениях нелинейных задач при больших поперечных деформаций (геометрическая нелинейность) и развития различных повреждений (материальная нелинейность) в режиме после потери устойчивости. При геометрической нелинейности, когда прогибы пластины соизмеримы с ее толщиной, линейные соотношения деформаций и перемещений Коши дополняются нелинейными членами, что приводит к вычислительным сложностям. Разрешающей системой уравнений изгиба пластины при больших прогибах являются соотношения Кармана, которые являются нелинейными уравнениями в частных производных и описывают поведение пластины во всем диапазоне изменения ее прогибов.

Важной задачей при анализе критического поведения композитных пластин является обоснование эффективной и адекватной кинематической модели для точного моделирования глобального и локального поведения многослойных структур при действии плоскостных нагрузок [11, 12]. Классическая теория пластин Кирхгофа, успешно применяемая для тонких пластин, не учитывает влияние деформации поперечного сдвига, которые значимы для пластин с низкой поперечной жесткостью на сдвиг. В результате анализ на основе этой простой теории завышает параметры критического состояния пластины и характеристики динамического отклика. В теории деформации сдвига первого порядка Миндлина поперечные сдвиги учтены в предположении, что нормаль к срединной поверхности пластины остается прямой при изгибе, но не обязательно перпендикулярной ей [13]. Эта теория широко используется для инженерного анализа тонких и умеренно толстых композитных структур из-за ее простоты и низких вычислительных затрат. Однако эта теория содержит дополнительный параметр — поправочный коэффициент для сведения к нулю напряжений сдвига на верхней и нижней поверхностях панели. От этого недостатка свободны теории деформации сдвига более высокого порядка, в которых предполагают нелинейное изменение поперечных касательных напряжений по толщине пластины. Эти модели не требуют введения поправочного коэффициента на сдвиг и обладают достаточной точностью. Теории деформации сдвига более высокого порядка в полиномиальной форме основаны на разложении перемещений в плоскости как квадратичных или кубических функций координаты толщины, что обеспечивает удовлетворение требований отсутствия поперечных напряжений сдвига на верхней и нижней поверхностях ламината. Нгуен [14] разработал новую унифицированную обобщенную форму теории деформаций сдвига высокого порядка для слоистых композитных пластин, в которой все существующие модели сдвиговой деформации математически представлены уникальной полиномиальной формулировкой, которой вполне достаточно для описания любого нелинейного распределения поперечных касательных напряжений. Известны также некоторые неполиномиальные теории деформации сдвига высокого порядка с тригонометрическими [2, 3], экспоненциальными [4] и гиперболическими [9] функциями, которые достаточно точно аппроксимируют поле касательных напряжений и граничные условия, но значительно усложняют вычислительные алгоритмы. Существуют также зигзагообразные теории [4], которые основаны на полных квадратичных или кубических полях с кусочно-линейным зигзагообразным представлением перемещений в плоскости и автоматически удовлетворяющие условия непрерывности межслойных и поперечных касательных напряжений и условиям на поверхности.

Одним из преимуществ аналитических методов является закрытая форма представления расчетных моделей для различных режимов потери устойчивости,

и, следовательно, возможности последующей параметрической оптимизации с помощью известных алгоритмов. Однако точные аналитические решения доступны только для некоторых простых задач при определенных нагрузках и граничных условиях [15]. Поэтому получили развитие эффективные процедуры приближенных и численных решений задач закритического деформирования композитных панелей. К таким методам относятся метод Галеркина [16], метод Рэлея–Ритца [6–8], дифференциально-квадратурный метод [10], бессеточные методы [9], метод дискретной сингулярной свертки, расширенный метод Канторовича, метод конечных полос, метод конечных элементов [3] и др. Обзор литературы показывает, что метод Рэлея–Ритца является одним из наиболее успешных подходов к исследованиям поведения композитных пластин после потери устойчивости, обеспечивающим достаточную точность и высокую вычислительную эффективность. Важнейшим этапом этого энергетического метода является выбор подходящей функции перемещения, чтобы правильно описать нелинейное поведение пластины и удовлетворить граничным условиям. Критическая нагрузка потери устойчивости определяется путем решения характеристического уравнения в соответствии с принципом минимальной потенциальной энергии. Метод Рэлея–Ритца часто используется для анализа больших прогибов композитных панелей и тонкостенных конструкций на основе теории сдвига первого порядка [4], однако недостатком метода Ритца является его негибкость по отношению к граничным условиям [15]. Решением этой проблемы может быть применение нелинейной модели В. Оливери [17], в которой для аппроксимации перемещений предлагается схема интерполяции $rb-2$ и стандартные ортогональные полиномы Лагранжа вместе с так называемой граничной функцией, способной гарантировать выполнение геометрических граничных условий.

Большинство исследовательских работ посвящено анализу закритического состояния прямоугольных или косоугольных композитных панелей, и лишь ограниченные решения применены для трапециевидных или общих четырехугольных анизотропных пластин. В целом анализ косоугольных и трапециевидных пластин сложнее, чем анализ прямоугольных [18]. Это связано с особенностями нелинейного деформирования непрямоугольных пластин с произвольными граничными условиями – влиянием угла скоса сторон пластины [19]; неравномерностью распределения напряжений до и после потери устойчивости [20]; сингулярностью напряжений в тупых углах панели [21] и др. Применение метода конечных элементов и других сетчатых методов ограничено недостаточной точностью при искажении сетки из-за нелинейной связи между изопараметрическими координатами (ξ, η) и декартовыми координатами (x, y) в случае непрямоугольной расчетной области [22].

Постановка задачи. Целью статьи является решение задачи нелинейного деформирования четырехугольных композитных панелей при сжатии и сдвиге и сравнительная оценка несущей способности четырехугольных панелей после потери устойчивости при различных условиях закрепления панели. Форма закритического прогиба принимается подобной первой собственной форме, для определения которой решается задача на собственные значения. Предельное состояние панели после потери устойчивости оценивается по разрушению наиболее нагруженного слоя композита с помощью критериев прочности для различных условий закрепления и структуры армирования слоев панели.

Основные соотношения. Рассмотрим четырехугольную k -слойную композитную пластину из ортотропного материала со слоями постоянной толщины с различной структурой, определяемой углом армирования $\pm\phi$. Геометрия панели (рис. 1) характеризуется размерами продольных $l_1 \neq l_2$ и поперечных сторон $b_1 \neq b_2$, толщиной h , углами скоса χ_1, χ_2 и углом θ между левой и правой кромками пластины.

Введем косоугольную систему координат ξ, η , направления осей (контравариантный базис) заданы таким образом, что ось η совпадает с направлением оси y

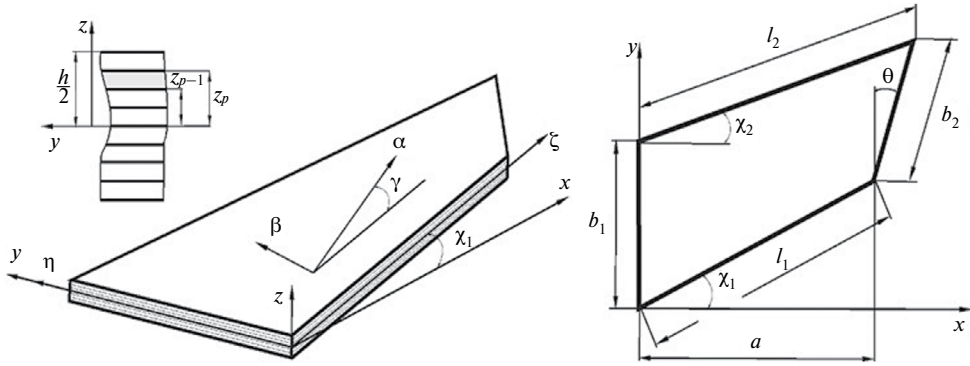


Рис. 1. Геометрические параметры и системы координат панели и элементарного композитного слоя.

исходной системы декартовых координат, а направление оси ξ составляет угол χ_1 с направлением оси x .

Это позволяет описать метрики неортогональных четырехугольных объектов в косоугольном базисе, в котором можно преобразовать тензоры деформаций и напряжений, связанные с локальной системой армирования элементарных ортотропных слоев композитного материала. В косоугольном базисе ξ, η компоненты ковариантных и контравариантных тензоров деформаций и напряжений определяются известными соотношениями Лурье [23]. Напомним, что контравариантная матрица, преобразующая компоненты вектора, должна быть обратной по отношению к матрице, преобразующей базисные векторы, а ковариантный вектор преобразуется той же матрицей, что и изменение базовой матрицы. Тогда основные соотношения механики композиционных материалов в косоугольном базисе получим в виде:

— условия равновесия

$$\begin{aligned} N_{\xi,\xi} + N_{\xi\eta,\eta} &= 0, \quad N_{\xi\eta,\xi} + N_{\eta,\eta} = 0, \\ M_{\xi,\xi\xi} + 2M_{\xi\eta,\xi\eta} + M_{\eta,\eta\eta} + N_{\xi}w_{,\xi\xi} + 2N_{\xi\eta}w_{,\xi\eta} + N_{\eta}w_{,\eta\eta} &= 0. \end{aligned} \quad (1)$$

— нелинейные геометрические соотношения

$$\varepsilon_{\xi} = u_{\xi,\xi} + \frac{(w_{,\xi})^2}{2}; \quad \varepsilon_{\eta} = u_{\eta,\eta} + \frac{(w_{,\eta})^2}{2}; \quad \varepsilon_{\xi\eta} = u_{\xi,\eta} + u_{\eta,\xi} + w_{,\xi}w_{,\eta};$$

— физические соотношения

$$\begin{aligned} N_{\xi\eta} &= N_{\xi} N_{\eta} N_{\xi\eta} = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{\xi} \sigma_{\eta} \tau_{\xi\eta} dz = [B]^{\xi\eta} \varepsilon_{\xi\eta} + [C]^{\xi\eta} \zeta_{\xi\eta}, \\ M_{\xi\eta} &= \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{\xi\eta}^{(p)} z dz = [C]^{\xi\eta} \varepsilon_{\xi\eta} + [D]^{\xi\eta} \zeta_{\xi\eta}, \end{aligned}$$

где $[B]^{\xi\eta}$, $[C]^{\xi\eta}$, $[D]^{\xi\eta}$ — матрицы мембранных, смешанных и изгибных жесткостей соответственно.

Зависимости, связывающие деформации и напряжения в косоугольном базисе с деформациями и напряжениями элементарного слоя имеют вид [6]

$$[A]^{\xi\eta} = [R_{\sigma}^{\xi\eta}]^{-1} [A]_{\alpha\beta} [R_{\epsilon}^{\xi\eta}] =$$

$$= \begin{bmatrix} \sec \chi & 0 & 0 \\ \sin \chi \operatorname{tg} \chi & \cos \chi & -2 \sin \chi \\ -\operatorname{tg} \chi & 0 & 1 \end{bmatrix} [A]_{\alpha\beta} \begin{bmatrix} \sec^2 \chi & \operatorname{tg}^2 \chi & -\operatorname{tg} \chi \sec \chi \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & -2 \operatorname{tg} \chi & \sec \chi \end{bmatrix}.$$

Здесь $[A]^{\xi\eta}$ и $[A]_{\alpha\beta}$ – матрицы обобщенных жесткостей в косоугольном базисе и в локальной системе, связанной с направлением армирования [2].

$$e_{\alpha\beta} = \epsilon_{\alpha\beta} + z \zeta_{\alpha\beta} = [R_{\alpha\beta}^{\epsilon}][R_{\epsilon}^{\xi\eta}]e_{\xi\eta}; \quad \sigma_{\alpha\beta} = [R_{\alpha\beta}^{\sigma}][R_{\sigma}^{\xi\eta}]\sigma_{\xi\eta};$$

$$R_{\alpha\beta}^{\sigma} = \begin{bmatrix} \cos^2(\gamma \pm \varphi) & \sin^2(\gamma \pm \varphi) & \sin 2(\gamma \pm \varphi) \\ \sin^2(\gamma \pm \varphi) & \cos^2(\gamma \pm \varphi) & -\sin 2(\gamma \pm \varphi) \\ -0.5 \sin 2(\gamma \pm \varphi) & 0.5 \sin 2(\gamma \pm \varphi) & \cos 2(\gamma \pm \varphi) \end{bmatrix};$$

$$[R_{\sigma}^{\xi\eta}] = \begin{bmatrix} \cos \chi & 0 & 0 \\ \sin \chi \operatorname{tg} \chi & \sec \chi & 2 \operatorname{tg} \chi \\ \sin \chi & 0 & 1 \end{bmatrix}.$$

Анализ потери устойчивости композитной панели. Полагаем, что форма закритического прогиба будет подобна первой собственной форме, которая соответствует минимальному собственному значению. Решение задачи на собственные значения четырехугольной панели выполним с помощью метода Релея–Ритца, для чего функцию перемещений представим в виде двойного ряда, образованного функциями Крылова [6, 9]

$$w = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} A_{mn} \bar{w}_{1m}(\xi) \bar{w}_{2n}(\eta). \quad (2)$$

Для определения минимальных собственных значений и принадлежащих им собственных векторов и форм, полную потенциальную энергию E панели площадью S представим в форме Брайана [3]

$$E = \frac{1}{2} \iint_S \left\{ D_{11}^{\xi\eta} (w_{,\xi\xi})^2 + 2 D_{12}^{\xi\eta} (w_{,\xi\xi})(w_{,\eta\eta}) + D_{22}^{\xi\eta} (w_{,\eta\eta})^2 + 4 D_{33}^{\xi\eta} (w_{,\xi\eta})^2 - \right.$$

$$\left. - N_{\xi} (w_{,\xi})^2 - N_{\eta} (w_{,\eta})^2 - 2 N_{\xi\eta} (w_{,\xi})(w_{,\eta}) \right\} d\xi d\eta. \quad (3)$$

Подставляя в функционал энергии E прогиб (2), вычислим интеграл (3) методом Симпсона [24], согласно которому область интегрирования разбивается на $i \times j$ ($i \in \{0, \dots, i_{\max}\}$, $j \in \{0, \dots, j_{\max}\}$) ячеек сетки. Минимизируя получающееся после численного интегрирования выражение по каждому элементу неизвестного вектора амплитуд $[A]$, получим однородную систему линейных алгебраических уравнений

$$([\Omega] - \lambda_\xi[t_\xi] - \lambda_\eta[t_\eta] - \lambda_{\xi\eta}[t_{\xi\eta}]) [A] = 0, \quad (4)$$

где $[\Omega]$, $[t_\xi]$, $[t_\eta]$, $[t_{\xi\eta}]$ – квадратные матрицы [6]; λ_ξ , λ_η , $\lambda_{\xi\eta}$ – векторы собственных значений.

Условие равенства нулю определителя однородной системы уравнений (4)

$$\det([\Omega] - \lambda_\xi[t_\xi] - \lambda_\eta[t_\eta] - \lambda_{\xi\eta}[t_{\xi\eta}]) = 0,$$

позволяет определить векторы собственных значений $[\lambda_\xi]$, $[\lambda_\eta]$ и $[\lambda_{\xi\eta}]$ с помощью двойного QR/QL-алгоритма Френсиса [24], а также несколько первых собственных векторов $[q]_1$, $[q]_2$, $[q]_3$, ..., соответствующих собственным значениям $\lambda_1 < \lambda_2 < \lambda_3$ Затем вычисляем необходимые для аппроксимации закритического прогиба соб-

ственные формы в виде $\bar{w}_i = \left\{ \sum_p q_p \tilde{w}_1(\xi) \tilde{w}_2(\eta) \right\}_i$, где p – число членов ряда (3).

Закритическое деформирование ортотропных четырехугольных панелей с произвольными граничными условиями. Перейдем к закритической стадии деформирования и представим закритический прогиб панели в виде произведения неизвестной амплитуды A_0 и собственной формы

$$w = A_0 \sum_p q_p \tilde{w}_1(\xi) \tilde{w}_2(\eta). \quad (5)$$

Здесь $\tilde{w}_1(\xi)$, $\tilde{w}_2(\eta)$ – функции, описывающие собственные формы в продольном и поперечном направлениях.

Перемещения в каждом узле сетки Симпсона представим в виде полиномов второй степени

$$u_\xi = C_1^{(i,j)} \eta + C_2^{(i,j)} \xi + C_3^{(i,j)} \frac{\xi^2}{2l_{sr}}; \quad u_\eta = C_4^{(i,j)} \xi + C_5^{(i,j)} \eta + C_6^{(i,j)} \frac{\eta^2}{2} b_{sr},$$

$$l_{sr} = (l_1 + l_2)/2; \quad b_{sr} = (b_1 + b_2)/2,$$

где $C_1^{(i,j)}$, $C_2^{(i,j)}$, $C_3^{(i,j)}$, $C_4^{(i,j)}$, $C_5^{(i,j)}$, $C_6^{(i,j)}$ – относительные параметры прогиба панели в узлах сетки $q_p \tilde{w}_1(i) \tilde{w}_2(j)$, соответствующие граничным условиям

$$\begin{aligned} \xi = 0: N_\eta l_1 &= T_\eta l_1; N_{\xi\eta} l_1 = T_{\xi\eta} l_1; \quad \eta = 0: N_\xi b_1 = T_\xi b_1; N_{\xi\eta} b_1 = T_{\xi\eta} b_1; \\ \xi = l_2: N_\xi b_2 &= T_\xi b_2 - T_{\xi\eta} b_2 \operatorname{tg} \theta; N_{\xi\eta} b_2 = T_{\xi\eta} b_2 - T_\xi b_2 \operatorname{tg} \theta; \\ \eta = b_2: N_\eta l_2 &= T_\eta l_2 - T_{\xi\eta} l_2 \operatorname{tg} \chi_{sr}; N_{\xi\eta} l_2 = T_{\xi\eta} l_2 - T_\eta l_2 \operatorname{tg} \chi_{sr}; \chi_{sr} = (\chi_1 + \chi_2) / 2. \end{aligned}$$

Подставив перемещения и собственную форму (5) в уравнения равновесия, определим оставшиеся $C_3^{(i,j)}$, $C_6^{(i,j)}$

$$C_3^{(i,j)} = -\frac{F_1^{(i,j)}}{B_{11}^{\xi\eta}}; \quad C_6^{(i,j)} = -\frac{F_2^{(i,j)}}{B_{22}^{\xi\eta}},$$

$$F_1^{(i,j)} = B_{11}^{\xi\eta} w_{,\xi} w_{,\xi\xi} + B_{33}^{\xi\eta} w_{,\xi} w_{,\eta\eta} + (B_{12}^{\xi\eta} + B_{33}^{\xi\eta}) w_{,\eta} w_{,\xi\eta} = B_{11}^{\xi\eta} A_0^2 f_1(i, j) / 2,$$

$$F_2^{(i,j)} = (B_{21}^{\xi\eta} + B_{33}^{\xi\eta}) w_{,\xi} w_{,\xi\eta} + B_{22}^{\xi\eta} w_{,\eta} w_{,\eta\eta} + B_{33}^{\xi\eta} w_{,\eta} w_{,\xi\xi} = B_{22}^{\xi\eta} A_0^2 f_2(i, j) / 2,$$

$$\begin{aligned}
 f_1(i, j) &= \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_{1,\xi\xi} \tilde{w}_2 + \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta\eta} \cdot B_{11}^{\xi\eta} / B_{11}^{\xi\eta} + \\
 &\quad + \sum_p q_p \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \sum_r q_r \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_{2,\eta} \cdot (B_{12}^{\xi\eta} + B_{33}^{\xi\eta}) / B_{11}^{\xi\eta}, \\
 f_2(i, j) &= \sum_p q_p \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta\eta} + \sum_p q_p \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \sum_r q_r \tilde{w}_{1,\xi\xi} \tilde{w}_2 \cdot B_{33}^{\xi\eta} / B_{22}^{\xi\eta} + \\
 &\quad + \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_{2,\eta} \cdot (B_{12}^{\xi\eta} + B_{33}^{\xi\eta}) / B_{22}^{\xi\eta}.
 \end{aligned}$$

Определим деформации панели

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_\xi &= \frac{B_{22}^{\xi\eta}}{B} \left(T_\xi - T_{\xi\eta} \frac{i}{i_{\max}} \operatorname{tg} \theta \right) - \frac{B_{12}^{\xi\eta}}{B} \left(T_\eta - T_{\xi\eta} \frac{j}{j_{\max}} \operatorname{tg} \chi_{sr} \right) - \frac{\tilde{A}_0^2}{2} \varepsilon_\xi, \\
 \varepsilon_\eta &= -\frac{B_{21}^{\xi\eta}}{B} \left(T_\xi - T_{\xi\eta} \frac{i}{i_{\max}} \operatorname{tg} \theta \right) + \frac{B_{11}^{\xi\eta}}{B} \left(T_\eta - T_{\xi\eta} \frac{j}{j_{\max}} \operatorname{tg} \chi_{sr} \right) - \frac{\tilde{A}_0^2}{2} \varepsilon_\eta, \\
 \varepsilon_{\xi\eta} &= \frac{1}{B_{33}} \left(T_{\xi\eta} - T_\xi \frac{i}{i_{\max}} \operatorname{tg} \theta - T_\eta \frac{j}{j_{\max}} \operatorname{tg} \chi_{sr} \right) - 2A_0^2 \tilde{\varepsilon}_{\xi\eta}, \\
 C_2^{(i,j)} &= 0.5 A_0^2 \bar{C}_2^{(i,j)}; \quad C_5^{(i,j)} = 0 / 5 A_0^2 \bar{C}_5^{(i,j)}; \quad \chi_{sr} = (\chi_1 + \chi_2) / 2; \\
 \tilde{\varepsilon}_\xi &= \bar{C}_2^{(i,j)} - \eta f_1 + 0.5 \left(\sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \right)^2; \quad \tilde{\varepsilon}_\eta = \bar{C}_5^{(i,j)} - \xi f_2 + 0.5 \left(\sum_p q_p \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \right)^2; \\
 \tilde{\varepsilon}_{\xi\eta} &= \bar{C}_1^{(i,j)} + \bar{C}_4^{(i,j)} + \sum_p q_p \left(\tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \right) \cdot \sum_r q_r \left(\tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \right).
 \end{aligned}$$

Полные деформации панели равны

$$\begin{aligned}
 e_\xi &= \varepsilon_\xi + z \zeta_{\xi\xi} = \varepsilon_\xi - z A_0 \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi\xi} \tilde{w}_2; \quad e_\eta = \varepsilon_\eta + z \zeta_{\eta\eta} = \varepsilon_\eta - z A_0 \sum_p q_p \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta\eta}; \\
 e_{\xi\eta} &= \varepsilon_{\xi\eta} + 2z \zeta_{\xi\eta} = \varepsilon_{\xi\eta} - 2z A_0 \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_{2,\eta}.
 \end{aligned}$$

Полная потенциальная энергия U закритического деформирования панели с учетом найденных деформаций примет вид

$$\begin{aligned}
 U &= \frac{1}{2} \iint_S \{ A_0^2 \zeta^T [D]^{\xi\eta} \zeta + A_0^4 \tilde{\varepsilon}^T [B]^{\xi\eta} \tilde{\varepsilon} + A_0^2 (\tilde{N}_\xi \tilde{\varepsilon}_\xi + \tilde{N}_\eta \tilde{\varepsilon}_\eta + \tilde{N}_{\xi\eta} \tilde{\varepsilon}_{\xi\eta}) \} d\xi d\eta - \\
 &\quad - \iint_S [T_\xi u_{\xi,\xi} + T_\eta u_{\eta,\eta} + 2T_{\xi\eta} (u_{\xi,\eta} + u_{\eta,\xi})] d\xi d\eta; \\
 \tilde{N}_\xi &= T_\xi - T_{\xi\eta} \frac{i}{i_{\max}} \operatorname{tg} \theta; \quad \tilde{N}_\eta = T_\eta - T_{\xi\eta} \frac{j}{j_{\max}} \operatorname{tg} \chi_{sr}; \\
 \tilde{N}_{\xi\eta} &= T_{\xi\eta} - T_\xi \frac{i}{i_{\max}} \operatorname{tg} \theta - T_\eta \frac{j}{j_{\max}} \operatorname{tg} \chi_{sr}.
 \end{aligned}$$

Исходя из минимума полной потенциальной энергии U в виде (6), получим уравнение третьей степени относительно амплитуды прогиба A_0

$$\begin{aligned} \frac{\partial U}{\partial A_0} &= -A_0(v_\xi T_\xi + v_\eta T_\eta + v_{\xi\eta} T_{\xi\eta} - N^*) + A_0^3 R^* = 0, \\ v_\xi &= \iint_S \left[\left(\sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \right)^2 - 2 \frac{i}{i_{\max}} \operatorname{tg} \theta \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \right] d\xi d\eta, \\ v_\eta &= \iint_S \left[\left(\sum_p q_p \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \right)^2 - 2 \frac{j}{j_{\max}} \operatorname{tg} \chi_{sr} \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \right] d\xi d\eta, \\ v_{\xi\eta} &= \iint_S \left\{ 2 \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} - \frac{i}{i_{\max}} \operatorname{tg} \theta \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 - \right. \\ &\quad \left. - \frac{j}{j_{\max}} \operatorname{tg} \chi_{sr} \sum_p q_p \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \right\} d\xi d\eta, \\ N^* &= \iint_S \left\{ D_{11}^{\xi\eta} \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_{1,\xi\xi} \tilde{w}_2 + 2 D_{12}^{\xi\eta} \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta\eta} + \right. \\ &\quad \left. + D_{22}^{\xi\eta} \sum_p q_p \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta\eta} \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta\eta} + 4 D_{33}^{\xi\eta} \sum_p q_p \tilde{w}_{1,\xi} \tilde{w}_2 \sum_r q_r \tilde{w}_1 \tilde{w}_{2,\eta} \right\} d\xi d\eta, \\ R^* &= \iint_S \left[(B_{11}^{\xi\eta} \tilde{\epsilon}_\xi + B_{12}^{\xi\eta} \tilde{\epsilon}_\eta) \tilde{\epsilon}_\xi + (B_{21}^{\xi\eta} \tilde{\epsilon}_\xi + B_{22}^{\xi\eta} \tilde{\epsilon}_\eta) \tilde{\epsilon}_\eta + B_{33}^{\xi\eta} (\tilde{\epsilon}_{\xi\eta})^2 \right] d\xi d\eta. \end{aligned} \quad (7)$$

Корни уравнения (7) равны

$$A_1 = 0, \quad A_{2,3} = \sqrt{\frac{(v_\xi T_\xi + v_\eta T_\eta + v_{\xi\eta} T_{\xi\eta} - N^*)}{R^*}}. \quad (8)$$

Корень $A_1 = 0$ не имеет смысла, т.к. в этом случае перемещения равны нулю и панель остается плоской. Значения двух других корней определяют величину закритического прогиба в форме, подобной первой собственной форме. Направление прогиба, соизмеримого с толщиной панели, для симметричной укладки слоев не может быть определено.

Предельное состояние четырехугольной композитной панели. Предельное состояние композитной панели в закритической области можно установить по разрушению наиболее нагруженного слоя на основании одного из критериев прочности анизотропных материалов [25]. Соотношения (5)–(8) полностью определяют компоненты тензора деформаций слоистой панели $\{e_\xi, e_\eta, e_{\xi\eta}\}$ в косоугольном базисе и позволяют рассчитать напряженное состояние $\left[\sigma_1^{(i)}, \sigma_2^{(i)}, \tau_{12}^{(i)} \right]^T$ каждого i -го слоя в локальной системе α, β , связанной с направлением армирования слоя (индексы 1, 2 соответствуют осям α, β). Текущему напряженному состоянию соответствует значение коэффициента нагруженности $F_p^{(i)}(T_\xi, T_\eta, T_{\xi\eta}) \leq 1$ [25], рассчитанное на основании сопоставления компонент тензора напряжений с предельными характеристиками прочности композита для различных критериев разрушения:

$$- \text{критерий Цая-Ву } F_p^{(i)} = \left(\frac{\sigma_1^{(i)}}{\sigma_{1B}} \right)^2 - \left(\frac{\sigma_1^{(i)}}{\sigma_{1B}} \frac{\sigma_2^{(i)}}{\sigma_{2B}} \right) + \left(\frac{\sigma_2^{(i)}}{\sigma_{2B}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}^{(i)}}{\tau_{12B}} \right)^2;$$

- критерий максимальных напряжений $F_p^{(i)} = \max \left\{ \frac{\sigma_1^{(i)}}{\sigma_{1B}}, \frac{\sigma_2^{(i)}}{\sigma_{2B}}, \frac{\tau_{12}^{(i)}}{\tau_{12B}} \right\};$ (9)
- критерий сплошности материала $F_p^{(i)} = \left(\frac{\sigma_2^{(i)}}{\sigma_{2B}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}^{(i)}}{\tau_{12B}} \right)^2.$

Выполняя пошаговую процедуру пропорционального увеличения компонентов тензора контурных усилий $T_Z = f_Z \{T_\xi^*, T_\eta^*, T_{\xi\eta}^*\}$, для каждого шага вычисляют напряжения $\sigma_1^{(i)}, \sigma_2^{(i)}, \tau_{11}^{(i)}$ и значения коэффициента нагруженности $F_p^{(i)}$ по критериям (12). Предельная нагрузка соответствует выполнению условия прочности в виде $F_p^{(i)}(T_\xi, T_\eta, T_{\xi\eta}) = 1$.

На рис. 2 приведены результаты расчета критической T^* и предельной $T^{\text{разр}}$ нагрузок при сжатии и сдвиге в зависимости от граничных условий и структуры армирования слоев панели из углепластика, характеристики механических свойств которого указаны в табл. 1.

Панель состоит из 20 ортотропных слоев со структурой армирования $\pm\phi$ и направлением армирования $\gamma = 20^\circ$ и имеет четырехугольную форму с размерами сторон $l_1 = l_2 / \cos \chi_1$, $l_2 = 2$ м, $b_1 = 3$ м, $b_2 = 2$ м и углами скоса $\chi_1 = 30^\circ$ и $\theta = 10^\circ$. Рассмотрены два варианта закрепления панели: (а) – шарнирное опирание по всем сторонам,

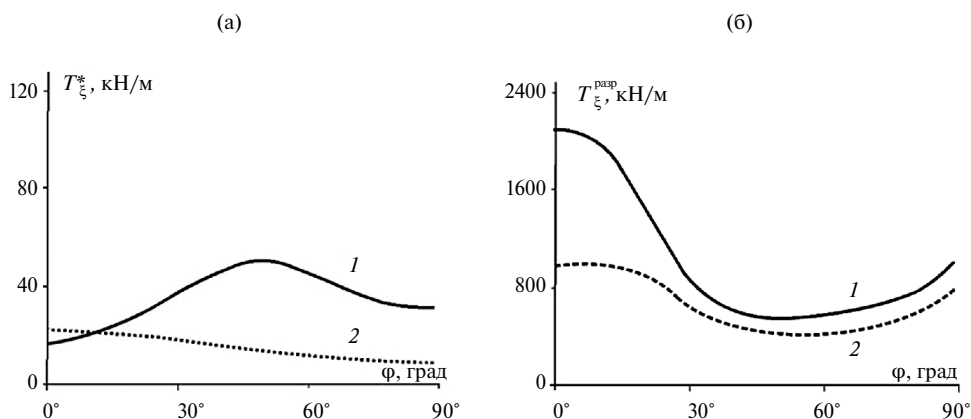


Рис. 2. Расчетные значения критических T_ξ^* (а) и предельных усилий $T_\xi^{\text{разр}}$ (б) при сжатии: 1 – шарнирное закрепление; 2 – смешанное закрепление.

Таблица 1. Характеристики механических свойств углепластика

Характеристика	вдоль волокон	поперек волокон
Модуль упругости, ГПа	110	17.5
Коэффициент Пуассона	0.260	0.041
Модуль сдвига в плоскости слоя, ГПа	7.5	
Предел прочности при растяжении, МПа	1350	75
Предел прочности при сжатии, МПа	860	240
Предел прочности при сдвиге в плоскости слоя, МПа	56	

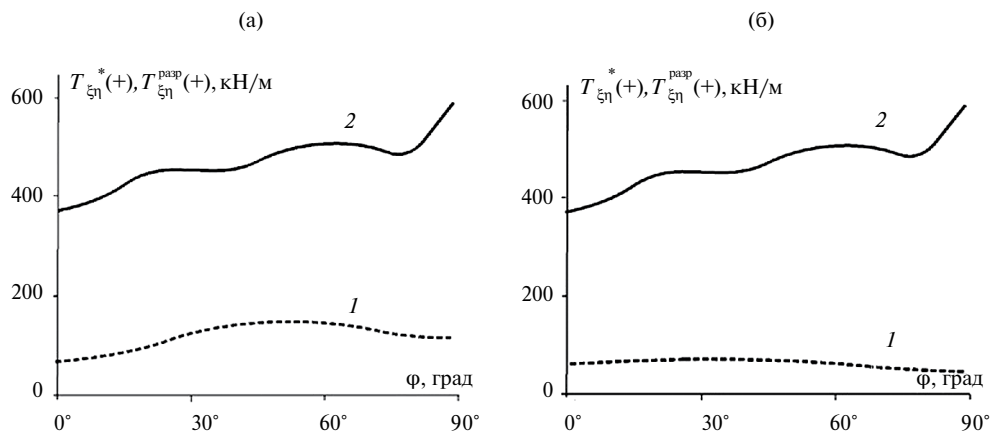


Рис. 3. Влияние схемы закрепления панели на величину критических T_{ξ}^* — (1) и разрушающих $T_{\xi}^{\text{разр}}$ — (2) нагрузок при сдвиге: (а) — шарнирное опирание; (б) — смешанное опирание.

(б) — смешанный вариант — левый и нижний края защемлены, правый — шарнирно оперт, верхний свободен.

Расчеты показали, что предельная нагрузка углепластиковой панели значительно выше критических усилий потери устойчивости как при сжатии в осевом направлении (рис. 2а, б), так и при сдвиге (рис. 3а, б). Существенно отличается также характер зависимостей критических и предельных усилий от структуры армирования при сжатии для шарнирного закрепления. Критическая нагрузка потери устойчивости при шарнирном закреплении панели имеет наибольшее значение при $\varphi \approx \pm 45^\circ$, тогда как предельная нагрузка при таком армировании минимальна. При сжатии предпочтительна продольная укладка слоев, при сдвиге — поперечная (рис. 2 и 3).

Установлено, что влияние граничных условий имеет место только для предельных сжимающих усилий (рис. 3). При действии на панель касательных усилий (рис. 4) отмечено незначительное влияние схемы закрепления и совпадение величин предельных усилий в пределах точности расчетов во всем диапазоне углов укладки слоев.

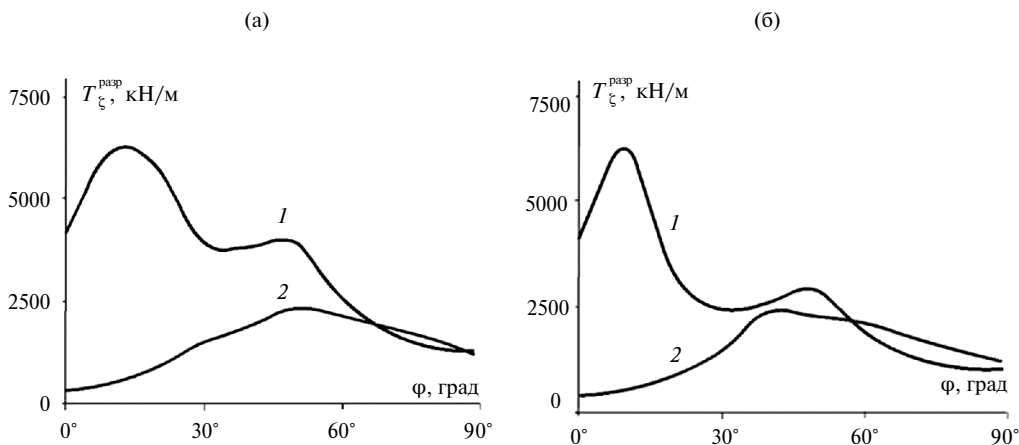


Рис. 4. Сравнение предельных усилий при сжатии 1 и сдвиге 2 по критерию сплошности материала: (а) — шарнирное опирание; (б) — смешанное опирание.

Предельные усилия при сжатии и сдвиге, найденные по критерию сплошности материала, заведомо выше усилий, найденных по другим критериям (9) (рис. 4а, б).

Вывод. Предложенный метод анализа предельного состояния композитных панелей четырехугольной формы с учетом нелинейного поведения в закритической области позволяет уточнить их несущую способность в условиях действия планарных сжимающих и сдвиговых нагрузок, характерных для авиационных тонкостенных конструкций. С помощью удобного для реализации алгоритма расчета критических и предельных нагрузок выполнен параметрический анализ влияния геометрии панели и способа закрепления, а также сравнение предельных нагрузок, прогнозируемых по различным критериям прочности композитных конструкций.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А.А. Благонравова РАН и Московского авиационного института. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ганиев Р. Ф., Глазунов В. А. Актуальные проблемы машиноведения и пути их решения // Инженерный журнал. 2015. № S11. С. 1.
2. Васильев В. В. Механика конструкций из композиционных материалов. М.: Машиностроение, 1988. 270 с.
3. Turvey G., Marshall I. Buckling and postbuckling of composite plates. Netherlands: Springer Science+Business Media Dordrecht, 1995. 402 p.
4. Xu J., Zhao Q., Qiao P. A critical review on buckling and post-buckling analysis of composite structures // Frontiers in Aerospace Engineering. 2013. V. 2 (3). P. 157.
5. Ganiev R. F. Fundamental and Applied Problems of Nonlinear Wave Mechanics and Engineering: Groundbreaking Wave Technologies and Wave Engineering // J. of Mach. Manuf. and Reliab. 2019. V. 48. № 6. P. 477.
6. Азиков Н. С., Зинин А. В., Гайдаржи Ю. В., Сайфуллин И. Ш. Прочность при закритическом деформировании косоугольных композиционных панелей // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2021. № 5. С. 62.
7. Gupta A., Patel B., Nath Y. Postbuckling response of composite laminated plates with evolving damage // Int. J. of Damage Mechanics. 2014. V. 23 (2). P. 222.
8. Азиков Н. С., Зинин А. В. Анализ свободных колебаний скошенной ортотропной композитной панели // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 5. С. 27.
9. Azikov N., Zinin A., Gaidarzhi Y. Buckling and free vibration analysis of skew shallow composite panel // AIP Conf. Proceedings. 2023. V. 2507 (1): 040013. <https://doi.org/10.1063/5.0109355>
10. Liu L., Guan Z. Influence of Fillers on the Post-buckling Behavior of the Hat-Stiffened Composite Panels // Int. J. of Aeronautical and Space Sciences. 2023. V. 424 (5). P. 00607–2. <https://doi.org/10.1007/s42405-023-00607-2>
11. Сухотерин М. В., Барышников С. О., Потехина Е. В. О расчетах пластин по сдвиговым теориям // Вестник государственного университета морского и речного флота им. адмирала С. О. Макарова. 2015. № 2 (30). С. 81.
12. Haldar S., Pal S., Kalita K., Sagunthala R. Free vibration of skew laminates – a brief review and some benchmark results // Int. J. of Maritime Engineering. 2019. V. 161. Part A4. P. 357.
13. Cen S., Shang Y. Developments of Mindlin-Reissner Plate Elements // Mathematical Problems in Engineering. 2015. V. 1. P. 1.
14. Nguyen T., Thai C., Nguyen-Xuan H. On the general framework of high order shear deformation theories for composite plate structures: a novel unified approach // Int. J. of Mechanical Sciences. 2016. V. 110 (242). P. 55.

15. *Shabanijafroudi N., Jazouli S., Ganesan R.* Effect of rotational restraints on the stability of curved composite panels under shear loading // *Acta Mechanica*. 2020. V. 231. P. 1805.
<https://doi.org/10.1007/s00707-020-02620-y>
16. *Chen Q., Qiao P.* Buckling and postbuckling of rotationally-restrained composite plates under shear // *Thin-Walled Structures*. 2021. V. 161. 107435.
17. *Oliveri V., Milazzo A. A.* Rayleigh-Ritz approach for postbuckling analysis of variable angle tow composite stiffened panels // *Computers & Structures*. 2018. V. 196. P. 263.
18. *Yas M. H., Bayat A., Kamarian S. et al.* Buckling Analysis and Design Optimization of Trapezoidal Composite Plates under Hygrothermal Environments // *Composite Structures*. 2023. V. 315 (3). 116935.
19. *Shufrin I., Rabinovitch O., Eisenberge M.* A semi-analytical approach for the geometrically nonlinear analysis of trapezoidal plates // *Int. J. of Mechanical Sciences*. 2010. V. 52 (12). P. 1588.
20. *Watts G., Kumar R., Patel S. N., Singh S.* Dynamic instability of trapezoidal composite plates under non-uniform compression using moving kriging based meshfree method // *Thin-Walled Structures*. 2021. V. 164. 107766.
21. *Daripa R., Singha M. K.* Influence of corner stresses on the stability characteristics of composite skew plates // *Int. J. of Non-Linear Mechanics*. 2009. V. 44 (2). P. 138.
22. *Kumar A., Singha M., Tiwari V.* Nonlinear bending and vibration analyses of quadrilateral composite plates // *Thin-Walled Structures*. 2017. V. 113. P. 170.
23. *Лурье А. И.* Теория упругости. М.: Наука, 1970. 940 с.
24. *Маделунг Э.* Математический аппарат физики. М.: Наука, 1968. 620 с.
25. *Azikov N. S., Zinin A. V.* A Destruction Model for an Anisogrid Composite Structure // *J. of Mach. Manuf. and Reliab.* 2018. V. 47. № 5. P. 427.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК:622.621:21

МЕТОД РАСЧЕТА НАДЕЖНОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ТИПОВЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СХЕМ

© 2024 г. А. С. Ахмедов¹, М. С. Рагимова¹, *, Ф. М. Гафаров¹

¹Азербайджанский Государственный Университет Нефти и Промышленности,
Баку, Азербайджан

*e-mail: rahimova_mahluqa@mail.ru

Поступила в редакцию 02.11.2023 г.

После доработки 10.01.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

Рассмотрено применение типовых схем расстановки функционирования цементировочного оборудования с использованием различного числа насосных и смесительных установок для обеспечения бесперебойного выполнения технологического процесса цементирования. Получена расчетная модель надежности функционирования различных типовых схем обвязок. Рассмотрены несколько типов схем обвязки по отдельности. Согласно функциональной схеме “агрегат–устье” готовый раствор откачивается установками непосредственно в скважину.

Ключевые слова: тампонажный раствор, надежность, особенные насосные установки, структурно-функциональные схемы, осреднительная емкость, типовые технологические схемы

DOI: 10.31857/S0235711924030068, EDN: PHBRPL

В настоящее время в различных нефтегазодобывающих регионах применяются типовые схемы расстановки функционирования цементировочного оборудования. Принципиальное различие этих схем заключается в использовании разного числа насосных и смесительных установок [1, 2]. В некоторых нефтегазовых районах разработаны “местные” схемы расстановки цементировочного оборудования, учитывающие специфические особенности геолого-технических и климатических условий данного района [3].

Наблюдения за процессом цементирования и анализ различных схем обвязок, показали, что они не обеспечивают достаточно надежную гарантию для бесперебойного функционирования оборудования, принимающего участие в “процессе”. Неприемлемым также является существующий принцип компоновки установок для выполнения конкретного процесса цементирования, основанный на использовании наличия парка тампонажной контуры, без учета технического состояния каждой из установок на момент начала процесса.

Для вычисления надежности подобных систем, группируем смесительные и насосные установки, и каждую группу рассматриваем как отдельную подсистему. Из-за недостаточного уровня надежности существующих установок, особенно насосных, для бесперебойности процесса, в схемах применяется резервирование насосных установок, которое в зависимости от применяемой конкретной схемы обвязки вступают в процесс по-разному [4].

Поэтому большой интерес представляют проводимые исследования по оценке надежности работы различных типовых схем обвязок, скомпонованных на основе использования различного числа насосных и смесительных установок для эффективного проведения процесса цементирования. Для оценки надежности работы различных типовых обвязок используются различные структурно-функциональные схемы [3, 5]. Каждая обвязка имеет свою функциональную схему соединения в зависимости от количества используемого оборудования и взаимодействия его между собой. Применяемые схемы обвязок можно охарактеризовать следующим образом: 1) при цементировании неглубоких скважин, в которых забойные (геологические) параметры: $t < 100^\circ\text{C}$; $P = 30\text{--}50$ МПа и где колебания плотности мало влияют на качество крепления скважин, не возникает необходимости применения осреднительной емкости. В этом случае в процессе участвует малое количество оборудования, следовательно, применяемые схемы обвязки являются относительно простыми; 2) при применении осреднительных емкостей, позволяющих получать тампонажный раствор с заданной плотностью, применимые схемы обвязки получают резко отличающуюся структурную форму соединения, т.к. наличие осреднительной емкости требует дополнительных установок для откачивания раствора из емкости в скважину. В то же время применение осреднительной емкости позволяет сократить число насосных установок, обслуживающих смесительные установки; 3) при цементировании глубоких скважин, требующих закачки большого объема тампонажного раствора, количество насосных и смесительных установок, принимающих участие в процессе, резко увеличивается. В таких случаях в схему обвязки включают передвижное устьевое оборудование — блок манифольда, который упрощает обвязку установок со скважиной, улучшает условия их работы и взаимодействие. При этом применяемые схемы обвязки принимают другую структурную форму соединения, резко отличающуюся от предыдущих типов [4].

Подобная классификация схем обвязок является условной. Оценка надежности функционирования приведенных схем обвязок проводится согласно структурных (расчетных) схем. С этой целью технологические схемы процесса цементирования представляются эквивалентными схемами, содержащими условные графические изображения отдельных установок, осуществляющих процесс цементирования, и связей между ними. Элементами эквивалентной схемы являются насосные установки (НУ), смесительные установки (СУ), блок манифольда (БМ), осреднительные емкости (ОЕ) и другие элементы, соединенные друг с другом последовательно и параллельно в зависимости от схемы функционирования. Эти схемы составляются по общим правилам теории надежности. Рассмотрим по-отдельности каждый тип схем обвязки.

Схема “агрегат—устье”. Согласно функциональной схеме, готовый раствор откачивается установками непосредственно в скважину (рис. 1).

При цементировании неглубоких скважин, например, при цементировании кондукторов, когда на нагнетательной линии наблюдаются небольшие рабочие давления, возле смесительной установки устанавливается по одной насосной установке.

При цементировании относительно глубоких скважин для приготовления раствора возле смесительной установки устанавливается по две насосные установки. Для удобства расчетов каждой установке присвоен определенный номер. В первом варианте (рис. 1) насосная установка соединена последовательно со смесительной установкой для подачи жидкости затворения в гидровакуумное смесительное устройство и приготовления цементного раствора. В этом случае вероятность отказа пары P_1 и P_2 , запишется в виде

$$Q(t) = 1 - P_1(t)P_2(t).$$

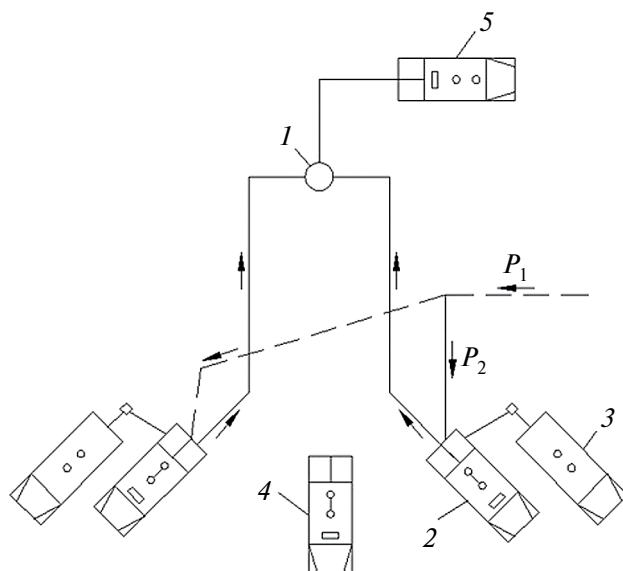


Рис. 1. Функциональная схема обвязки установок при цементировании кондукторов и неглубоких промежуточных колонн: 1 – скважина; 2 – насосная установка; 3 – смесительная установка; 4 – насосная установка резервного назначения; 5 – насосная установка, участвующая в продажке разделительной пробки.

Аналогично действует вторая пара

$$Q(t) = 1 - P_3(t)P_4(t).$$

Обе пары относительно друг друга соединены параллельно. В случае отказа одной пары 2, вторая пара 1, продолжает свое функционирование. При такой структурной схеме ненадежным считается насосная установка 5. Поэтому в схеме предусматривается одна запасная установка 4, для оперативного подключения в случае отказа. При таком соединении, запасная установка 4 является ненагруженным резервом. Вероятность отказа резервной установки

$$Q(t) = 1 - P_5(t).$$

Вся эта подсистема в последовательно соединена со скважиной 1. В схеме также предусмотрена отдельная насосная установка 5 (ЗЦА-400А), предназначенная для участия в продажке разделительной пробки.

При оценке надежности каждой структурной схемы исходим из надежности отдельных установок, принимающих участие в технологическом процессе. Вероятность успешного проведения технологической операции, согласно такой структурной схеме, запишется в виде

$$P_c(t) = \{1 - [1 - P_1(t)P_2(t)][1 - P_3(t)P_4(t)][1 - P_5(t)]\}P_6(t),$$

где $P_1(t)$ и $P_3(t)$ – вероятность безотказной работы насосных установок основного назначения; $P_2(t)$ и $P_4(t)$ – вероятность безотказной работы смесительных установок; $P_5(t)$ – вероятность безотказной работы насосной установки резервного назначения;

$P_6(t)$ – вероятность безотказной работы насосной установки, предназначенной для продавки разделительной пробки.

В случае отказа одной из подсистем, вторая продолжает работу. Отказавший агрегат замещается и включается крайний резерв. Подобное параллельное функционирование подсистем является нагруженным резервом, а запасные насосные установки являются скользящим резервом [6].

Таким образом в каждой подсистеме в последовательно-параллельном порядке соединены две насосные и одна смесительная установка для приготовления тампонажного раствора и по одной запасной установке в резерве, для своевременного включения в процесс в случае отказа.

Расшифровка функционирования по назначению установок в каждой подсистеме заключается в следующем. Насосная установка ЦА-320 последовательно соединена со смесительной установкой для подачи жидкости затворения в гидровакуумное смесительное устройство. В случае отказа ЦА-320 процесс приготовления тампонажного раствора временно срывается, при этом подключается установка резервного назначения [7, 8].

Насосная установка ЗЦА-400А соединена со смесительной последовательно, а относительно ЦА-320 действует параллельно для подачи, вместе с ЦА-320, готового цементного раствора в скважину. В случае отказа ЗЦА-400А, в процесс подключается резервный ЦА-320.

После затворения тампонажной жидкости в подсистеме готовый раствор поступает в осреднительную емкость, где перемешивается и отбирается группой насосных установок (ЗЦА-400) для дальнейшей подачи в коллектор блока манифольда. Каждый из ЗЦА-400А относительно установки усреднительной емкости функционирует последовательно, а по отношению друг к другу – параллельно, на одного потребителя, т.е. для подачи готового цементного раствора в напорный коллектор манифольда. При отказе любого из них включается резервная насосная установка. Отметим, что предусматриваемые две запасные установки ЗЦА-400А также являются скользящими резервами.

Устьевое оборудование (ИБМ-700), в свою очередь, параллельно соединено с каждой из четырех установок (ЗЦА-400А), и последовательно со скважиной, для нагнетания готового цементного раствора.

В рассматриваемом случае предусмотрено, что на практике каждая установка вступает в процесс в различном техническом состоянии. В частном случае, установки вступают в процесс в одинаковом техническом состоянии, т.е. в случае, когда скомплектованная система состоит только из новых машин или все они прошли капитальный ремонт.

Выводы. Исследования по разработке методов обеспечения бесперебойного выполнения технологического процесса цементирования позволяют сделать ряд теоретических и практических выводов. 1. Разработана методика выбора резервного состава комплекса цементировочного оборудования. 2. Рекомендованы составы насосных установок резервного назначения для случаев цементирования: кондукторов; неглубоких промежуточных колонн; глубоких скважин; с применением блока манифольда и осреднительной емкости. 3. Проведена условная классификация технологических схем и на ее основе функциональный и структурный анализ различных типовых схем обвязок, применяемых в процессе цементирования. Получены выражения, позволяющие оценить вероятность безотказной работы для конкретных технологических схем.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Фролов А.А., Белей И.И.* Практика цементирования скважин на месторождениях Крайнего Севера: учеб. пособие; Изв. Вузов. Нефть и газ. 2000. № 5. С. 47.

2. *Овчинников В. П., Аксенова Н. А., Овчинников П. В.* Физико-химические процессы твердения, работа в скважине и коррозия цементного камня: Учебное пособие для вузов. Тюмень: Изд-во “Экспресс”, 2008. 368 с.
3. *Булатов А. И.* Технология цементирования нефтяных и газовых скважин. В двух томах. М.: “Недра”, 2002.
4. *Вяхирев В. И., Овчинников В. П., Овчинников П. В., Ипполитов В. В., Фролов А. А. и др.* Облегченные тампонажные растворы для крепления газовых скважин. М.: “Недра”, 2000. 134 с.
5. *Овчинников П. В., Кузнецов В. Г., Фролов А. А., Овчинников В. П., Шатов А. А., Урманчиев В. И.* Специальные тампонажные материалы для низкотемпературных скважин. М.: “Недра-Бизнесцентр”, 2002. 115 с.
6. *Овчинников В. П., Фролов А. А., Шатов А. А., Вяхирев В. И., Сорокин В. Ф., Овчинников П. В.* Солевые и тампонажные композиции на основе вторичных материальных ресурсов производства соды. М.: Недра, 2000. 214 с.
7. *Овчинников П. В., Кузнецов В. Г., Фролов А. А., Овчинников В. П., Шатов А. А., Урманчиев В. И.* Специальные тампонажные материалы для низкотемпературных скважин. М.: ООО “Недра-Бизнесцентр”, 2002. 115 с.
8. *Бухаленко Е. И., Бухаленко В. Е.* Оборудование и инструмент для ремонта скважин. М.: Недра, 1991. 336 с.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 620.179.16:620.179.143

СТРУКТУРНО-ФЕНОМЕНОЛОГИЧЕСКАЯ КОНЦЕПЦИЯ И АКУСТИКО-ЭМИССИОННАЯ ДИАГНОСТИКА КОМПОЗИТНЫХ СТРИНГЕРОВ В УСЛОВИЯХ ТРЕХТОЧЕЧНОГО ИЗГИБА

© 2024 г. Ю. Г. Матвиенко^{1, *}, И. Е. Васильев¹, Д. В. Чернов¹, А. Г. Калинин²,
А. В. Панков²

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

²Центральный аэрогидродинамический институт им. Н. Е. Жуковского, Жуковский, Россия

*e-mail: ygmavienko@gmail.com

Поступила в редакцию 23.10.2023 г.

После доработки 09.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

Сущность предлагаемой методологии мониторинга кинетики повреждений деформированного материала заключается в установлении соответствия между микро-, мезо-, макро-повреждениями, и генерируемыми при этом импульсами акустической эмиссии. В процессе нагружения изделия регистрируемые импульсы разделяют на потоки импульсов низкого (Н), среднего (С) и верхнего (В) энергетического уровня, соответствующих энергии разрушения структурных связей. Вычисляя текущие значения парциального содержания импульсов акустической эмиссии в Н, С, В кластерах, генерируемых микро-, мезо-, макро-повреждениями, и сопоставляя их с пороговыми, установленными при его разрушении, определяют текущий уровень несущей способности изделия в процессе нагружения. Рассмотрено применение разработанной методологии для выявления зон развивающихся повреждений и оценки текущего состояния несущей способности стрингеров в режиме нагружения при испытаниях на межслойный сдвиг.

Ключевые слова: акустико-эмиссионная диагностика, потоковые параметры парциальная активность, кумулятивное накопление, текущие и пороговые значения, несущая способность, трехточечный изгиб, сдвиговая прочность

DOI: 10.31857/S0235711924030078, EDN: PGZNYO

Современные концепции кинетики повреждений и эволюции разрушения твердого тела, использующие численные методы моделирования и нейронные сети [1–5], позволяют получить вероятностные прогностические тренды разрушения конструкционного материала в потенциально опасных зонах, на основании которых определяют запасы прочности от действия критических нагрузок. При эксплуатации конструкций в зонах развивающихся повреждений процесс их накопления становится нелинейным, что затрудняет предиктивный расчет корректных значений запасов прочности [6–8]. На снижение несущей способности оказывают влияние рассеянные структурные дефекты, ударные воздействия, остаточные напряжения, особенности режимов нагружения и условий эксплуатации. Поэтому возникла актуальная необходимость в создании концепции, отражающей, как общее, так и локальное состояние поврежденности конструкционного материала, разработки методологии контроля фактического уровня несущей способности изделия в процессе эксплуатации.

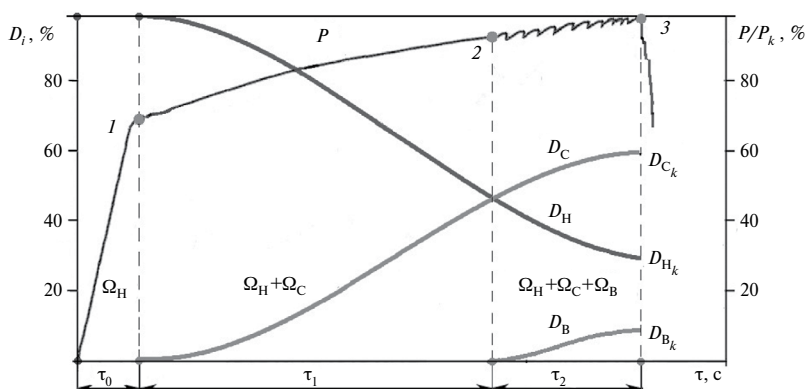


Рис. 1. Кинетика повреждений d_i/d_Σ в структуре ПКМ на микро- d_H , мезо- d_C и макроуровне d_B в процессе возрастания нагрузки P по отношению к предельному значению P_k .

Необходимость контроля степени поврежденности конструкционного материала на микро-, мезо-, макромасштабном уровне и его несущей способности наиболее актуальна при испытаниях и эксплуатации высоконагруженных элементов композитных конструкций, в которых повреждения структурных связей происходят уже на стадии упругих деформаций в результате локального отслаивания связующего при выпрямлении или сжатии армирующих волокон. Полное разрушение структурных связей полимерного композитного материала (ПКМ) происходит при уровнях деформаций не больших 2% [9–15].

В связи со значительной поляризацией прочностных свойств слоистых углепластиков от действия различных видов нагрузок, определяющим фактором разрушения ПКМ часто становится их межслоевая сдвиговая прочность, уровень которой на порядок ниже, чем при растяжении или сжатии композитных конструкций [9–15]. Поэтому мониторинг состояния поврежденности композитного материала в зонах действия максимальных сдвиговых напряжений крайне необходим при технической диагностике несущих элементов конструкций из ПКМ.

Структурно-феноменологический подход, модель и методология применения акустико-эмиссионной (АЭ) диагностики для определения текущего состояния несущей способности конструкций. Разработка структурно-феноменологической концепции (СФК) накопления повреждений на стадиях упругого, неупругого и предельного деформирования материала выполнялась на основании анализа полученных экспериментальных данных при испытаниях на разрыв нитей армирующих волокон и образцов однонаправленного ламината [16, 17]. На рис. 1 показано перераспределение весового содержания $D_i = d_i/d_\Sigma$ микро- (H), мезо- (C) и макроповреждений (B), обозначаемых на схеме символами $D_i = d_i/d_\Sigma$, где d_i — накопленное количество повреждений на каждом масштабно-структурном уровне, а d_Σ — их суммарное значение при испытаниях ПКМ на разрыв от действия нагрузки P .

Концепция предполагает, что на начальной стадии упругого деформирования τ_0 в композитном материале возникают только рассеянные микроповреждения, весовое содержание которых составляет $D_H = 100\%$, а поверхность их разрушения Ω_H по данным микроскопии исследованных образцов однонаправленного ламината не превышает 100 мкм^2 [16, 17]. На стадии τ_1 неупругого деформирования материала в результате эволюции микроповреждения достигают мезомасштабного уровня с поверхностью разрушения $\Omega_C = 100\text{--}1000 \text{ мкм}^2$, что сопровождается снижением парциального содержания микроповреждений D_H и повышение мезоповреждений D_C . На

стадии τ_2 предельного состояния локальные мезоповреждения достигают макромасштабного уровня с поверхностью разрушения $\Omega_B > 1000 \text{ мкм}^2$, что сопровождается дальнейшим падением содержания микроповреждений D_H и синхронным возрастанием мезо- D_C и макроповреждений D_B , которые при повышении до критических значений D_{Ck} и D_{Bk} вызовут разрушение материала в зонах их накопления. Отслеживая в режиме нагружения перераспределение парциального содержания повреждений на разных масштабных уровнях, составляющих в сумме $D_H + D_C + D_B = 100\%$, и сопоставляя их с критическими (пороговыми) значениями D_{Hk} , D_{Ck} и D_{Bk} , можно контролировать фактическое состояние несущей способности изделия.

Для реализации рассматриваемой концепции предложено использовать метод АЭ, который позволяет выявлять развивающиеся дефекты и осуществлять мониторинг кинетики повреждений на разных масштабных уровнях. Метод основан на регистрации импульсов АЭ [18], генерируемых в результате нарушения состояния структурных связей в процессе деформирования материала изделия. Преобразователи акустико-эмиссионных сигналов (ПАЭ), закрепляемые на поверхности конструкции из ПКМ, регистрируют сигналы неупругих смещений, возникающие в результате распрямления армирующих волокон, отслаивания связующего, разрыва, слома и волокон выдергивания из связующего, разрушения структуры матрицы, расслаивания и разрыва слоев. Эволюция разрушения структурных связей в пакете ПКМ сопровождается возникновением импульсов АЭ, активность, энергетические и темпоральные параметры которых характеризуют кинетику повреждений структурных связей. Устанавливая соответствие между микро-, мезо- и макроразрушениями конструкционного материала на стадиях упругого, неупругого и предельного деформирования $\tau_0 - \tau_2$, и потоками импульсов локации источников АЭ, их параметрами, характеризующими энергию и форму сигналов, получаем косвенный способ контроля накопления повреждений на разных масштабных уровнях в процессе испытания или эксплуатации изделия. Такие результаты были получены в ходе испытаний образцов однонаправленного ламината [16] и армирующих волокон [17] на разрыв.

Для мониторинга микро-, мезо- и макроповреждений в структуре конструкционного материала используют потоковые параметры W_i кумулятивного накопления локационных импульсов в Н, С, В кластерах

$$W_H = (N_H/N_\Sigma) \cdot 100\%, \quad W_C = (N_C/N_\Sigma) \cdot 100\%, \quad W_B = (N_B/N_\Sigma) \cdot 100\%, \quad (1)$$

где N_H, N_C, N_B – кумулятивные значения локационных импульсов в энергетических кластерах ($N_\Sigma = N_H + N_C + N_B$ – суммарное их количество).

Используя феноменологические зависимости между размером микро-, мезо- и макроразрушений и энергией, генерируемых при этом импульсов [16, 17], разработан алгоритм их разделения на энергетические кластеры (Н, С, В) в поле дескрипторов $E_n - N_n/\tau_n$ (относительной энергии и усредненной частоты осцилляций). Для отделения локационных импульсов от сопутствующих помех производится их селекция по полосе пропускания цифровых фильтров Δf , пороговому напряжению $u_m > u_{th}$, длительности τ_n выбросам N_n усредненной частоте осцилляций N_n/τ_n , параметру u_m/N_n , отражающему крутизну падения амплитуды (тангенс угла наклона) на фазе затухания [18].

Исходя из соответствия потоковых параметров W_i локационных импульсов в Н, С, В кластерах значениям весового содержания микро-, мезо- и макроповреждений в структуре композитного материала [16, 17], разработана методология контроля фактического состояния несущей способности B_w композитного материала в зонах накопления источников АЭ.

На рис. 2а представлена динамика изменения потоковых параметров W_i локационных импульсов в энергетических кластерах, отражающая кинетику перерас-

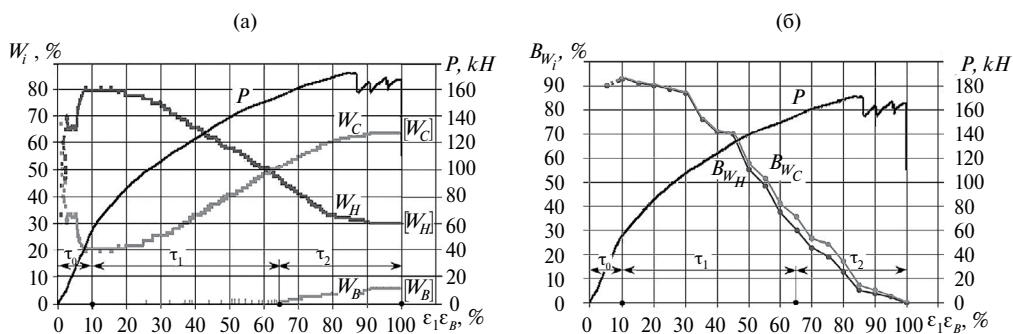


Рис. 2. Динамика параметров W_i в Н, С, В кластерах при повышении уровня $j = \varepsilon_1/\varepsilon_B$ от 5 до 100% (а), графики изменения несущей способности B_{W_N} и B_{W_C} (б), полученные сопоставлением текущих и пороговых значений потоковых параметров W_N и W_C в процессе испытания образца ПКМ на разрыв.

пределения микро-, мезо-, макроповреждений D_i при повышении текущего уровня деформации относительно предельного (соотношение $j = \varepsilon_1/\varepsilon_B$) в диапазоне от 5 до 100%, а на рис. 2б графики падения показателей несущей способности композитного материала B_{W_N} и B_{W_C} , полученные в режиме нагружения изделия, сопоставлением текущих значений потоковых параметров W_i локационных импульсов в Н, С, В кластерах и пороговых их величин $[W_i]$, регистрируемых при разрушении ПКМ.

Динамика изменения потоковых параметров W_i (рис. 2а) наглядно свидетельствует о том, что наиболее информативными, отражающими кинетику парциальных повреждений в структуре композитного материала, являются параметры W_N и W_C . Если параметр W_C отражает только парциальное изменение мезоповреждений в структуре пакета ПКМ, то параметр $W_N = 100 - (W_C + W_B)$ дает информацию о суммарном перераспределении мезо- и макроповреждений ($D_C + D_B = 100 - D_N$). Сопоставляя текущие значения этих параметров с пороговыми $100 - [W_N]$ и $[W_C]$, соответствующими критическим значениям: $D_{Ck} + D_{Bk} = 100 - D_{Nk}$ и D_{Ck} (рис. 1), получаем возможность вычислять фактический уровень несущей способности композитного материала в процессе его деформирования [17].

На стадии рассеянного накопления повреждений τ_0 в натурных конструкциях уровень весового содержания импульсов в нижнем и среднем кластерах отличается от условно принятого в модели СФК (рис. 1), и составляющего 100% для W_N . Поэтому формулы для подсчета текущего уровня несущей способности композитного материала B_{W_N} и B_{W_C} по параметрам W_N и W_C примут следующий вид:

$$B_{W_N} = \frac{W_N - [W_N]}{(W_N)_{\max} - [W_N]} \cdot 100 \%, \quad (2)$$

$$B_{W_C} = \frac{[W_C] - W_C}{[W_C] - (W_C)_{\min}} \cdot 100 \%, \quad (3)$$

где $(W_N)_{\max}$, $(W_C)_{\min}$ — предельные значения потоковых параметров, фиксируемые при переходе от рассеянного на стадии τ_0 к локальному на стадии τ_1 накоплению повреждений (рис. 2а), когда весовое содержание локационных импульсов в Н и С кластерах достигает экстремальных значений [17], составляющих $(W_N)_{\max} = 75-100\%$, $(W_C)_{\min} = 0-25\%$.

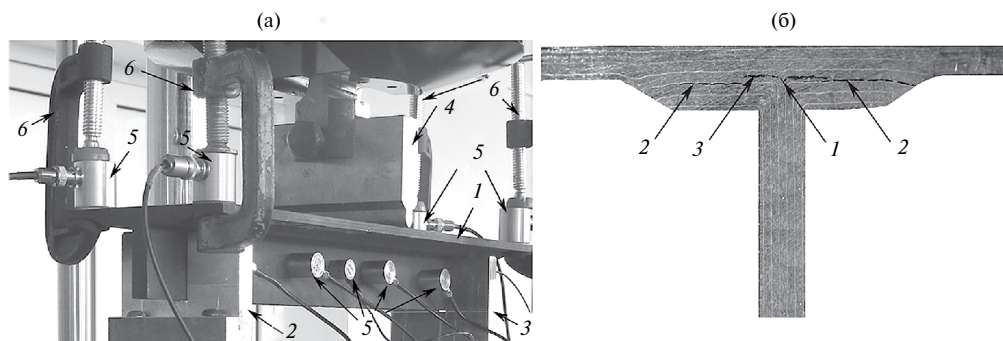


Рис. 3. Испытания стрингера на трехточечный изгиб (а) и вид трещин в полке стрингера, вызванных сдвиговыми напряжениями (б).

Как видно из рис. 2б, показатели несущей способности B_{WH} и B_{WC} , вычисляемые согласно алгоритмам (2) и (3), не совсем совпадают. Их расхождение вызвано тем, что при вычислении показателя B_{WC} по формуле (3) не учитывается величина потокового параметра W_B [17].

Применение разработанной методологии АЭ-диагностики при усталостных испытаниях стрингеров опорной стойки МС-21. Разработанная методология мониторинга степени повреждения композитного материала и определения фактического состояния его несущей способности изделий была протестирована в ходе испытания стрингеров опорной стойки на трехточечный изгиб. В ходе этих испытаний определяли конструкционную прочность стрингеров на межслойный сдвиг. Основной проблемой при испытаниях образцов ПКМ на сдвиг является сложность их закрепления в захватах нагружающего устройства и создание разрушающих нагрузок в контролируемой области. Последнее обусловлено тем, что ПКМ имеет высокую прочность на разрыв, и на порядок меньшую на сдвиг, смятие, срез [9–14]. При оценки прочностных свойств композитного материала на межслойный сдвиг наибольшее распространение получили испытания образцов на трехточечный изгиб [19–21].

Ниже рассмотрено тестирование методики АЭ-диагностики в условиях действия сдвиговых напряжений для мониторинга микро-, мезо- и макроповреждений в структуре ПКМ и оценки уровня несущей способности стрингеров при испытаниях партии из шести образцов на трехточечный изгиб.

На рис. 3а показан стрингер 1, установленный на жестких опорах 2 и 3 на расстоянии 190 мм от нагружающего клина 4. Позиции 5 и 6 соответствуют положениям преобразователей АЭ и крепящих их трубочин к полкам стрингера.

Максимальные сдвиговые напряжения возникали вблизи нейтрального слоя опорной полки стрингера (рис. 3б) в месте ее сопряжения с ребром жесткости (позиция 1), от действия которых происходило расслаивание стрингеров, сопровождающееся образованием, как межслойных (позиция 2), так и внутри слоевых трещин (позиция 3), и потерей несущей способности.

Для мониторинга кинетики повреждений в зонах действия максимальных касательных напряжений, возникающих вблизи нейтрального слоя опорной полки стрингеров в местах расположения опор, применяли восьмиканальную акустико-эмиссионную систему «А-Line 32D» (ООО «Интерюнис-ИТ», РФ). По результатам тестирования аппаратуры в условиях испытаний были выбраны оптимальные настройки: порог дискриминации — $u_{th} = 42$ дБ, полоса пропускания сигналов — $\Delta f = 100\text{--}300$ кГц, расчетная групповая скорость распространения импульсов — $V_g = 2.9$ мм/мкс.

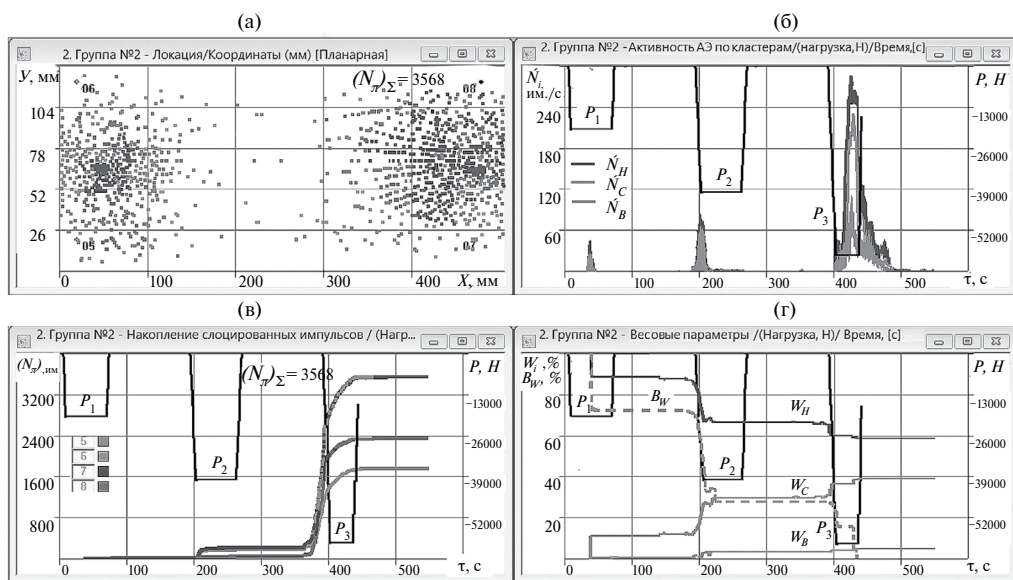


Рис. 4. Результаты АЭ диагностики стрингера № 2, зарегистрированные в течение трех этапов испытаний на трехточечный изгиб.

Испытание стрингеров на трехточечный изгиб выполняли в несколько этапов, на которых уровень прикладываемого усилия сжатия к нагружающему клину дискретно увеличивали на 20 кН, после чего в течение 60 с выполнялась выдержка и нагрузка снималась. Испытания включали 3–4 этапа нагружения, в ходе которых при повышении усилия до $P = -(60-80)$ кН сдвиговые напряжения вызвали расслаивание пакета ПКМ стрингеров вблизи нейтрального слоя опорной полки, что сопровождалось потерей их несущей способности.

Результаты АЭ-диагностики стрингера № 2 при его испытании на трехточечный изгиб показаны на рис. 4.

Потеря несущей способности стрингера произошла на третьем этапе испытания в ходе выдержки при $P = -60$ кН. Распределение плотности источников АЭ в области локации, которая в зоне опор превышала 50 ед./см², показано на рис. 4а. Всего в течение трех этапов нагружения было зарегистрировано $N_{\Sigma} = 3568$ индикаций источников АЭ.

Как следует из графиков на рис. 4б, в, регистрация источников АЭ отмечалась уже на первом этапе испытаний в ходе выдержки при $P_1 = -20$ кН. На втором этапе в процессе повышения нагрузки до $P_2 = -40$ кН активность регистрации локационных импульсов в нижнем и среднем кластерах заметно возросла и достигала уже соответственно $\dot{N}_H = 82$ им./с и $\dot{N}_C = 68$ им./с. Наиболее активная локация источников АЭ отмечалась в период выдержки на третьем этапе испытаний при $P_3 = -60$ кН. При этом парциальная активность в нижнем энергетическом кластере достигала $\dot{N}_H = 282$ им./с, в среднем – $\dot{N}_C = 235$ им./с, в верхнем – $\dot{N}_C = 114$ им./с (рис. 4в). Следствием такой активности явилось существенное перераспределение потоковых параметров W_i в энергетических кластерах (рис. 4г). Если на первом этапе нагружения стрингера экстремальный уровень потоковых параметров в Н, С, В кластерах составлял соответственно: $W_H = 88\%$ и $W_C = 11\%$, $W_B = 1\%$, на втором: $W_H = 67\%$, $W_C = 29\%$, $W_B = 3\%$, то на третьем при потере устойчивости они достигали пороговых значений: $[W_H] = 58\%$, $[W_C] = 38\%$, $[W_B] = 4\%$.

Пунктирной линией на рис. 4г с обозначением B_W показано изменение показателя несущей способности от действия сдвиговых напряжений в области нейтрального слоя полки стрингера № 2 на этапах его испытания на трехточечный изгиб. Линия B_W построена с использованием алгоритма (2), в котором базовые параметры $(W_H)_{\max}$ и $[W_H]$ принимались равными 100 и 58%.

В табл. 1 приведены результаты АЭ-диагностики партии из шести стрингеров № 1, ..., № 6, зарегистрированные при повышении усилия сжатия на этапах их испытания 20–80 кН. Таблица включает: длительность испытания Δt , предельные нагрузки P_B , соответствующие потери несущей способности, количество накопленных АЭ-событий N_{Σ} , пороговые значения потоковых параметров W_i в энергетических кластерах $[W_H]$, $[W_C]$, $[W_B]$, а также результаты статистической их обработки: среднее выборочное значение $\bar{a}$, среднее квадратичное отклонение S и разброс η интервале $\pm 2S$.

Как следует из табл. 1, при высоком уровне разброса времени испытания и предельных нагрузок, составляющем соответственно 50 и 29%, величина разброса $\eta_{N_{\Sigma}}$ зарегистрированных источников АЭ не превышала 20%. При этом разброс пороговых значений потоковых параметров W_H и W_C в доверительном интервале $\pm 2S$ для был существенно ниже и не превышал $\eta_{W_H} = 8\%$ и $\eta_{W_C} = 10\%$ относительно средних выборочных значений $[\bar{W}_H] = 58\%$ и $[\bar{W}_C] = 37\%$.

На рис. 5а представлены тренды средних выборочных значений параметров W_i в Н, С, В кластерах и уровней их разброса η_{W_i} в интервале $\pm 2S$ при повышении уровня изгибающей нагрузки $j = P_i/P_B$ от 35 до 100% при испытаниях партии стрингеров № 1, ..., № 6 на трехточечный изгиб.

Тренды изменения средних выборочных значений потоковых параметров $\bar{W}_i$ в Н, С, В кластерах отображены на рис. 5а сплошными линиями, а пунктирными – значения их разброса в интервале $\pm 2S$ при повышении уровня j в диапазоне от 35 до 100%. С ростом уровня j от 35 до 100% отмечалось практически линейное снижение средних выборочных значений параметра $\bar{W}_H$ с 88 до 58%, сопровождаемое синхронным ростом параметра $\bar{W}_C$ от 10 до 37% и $\bar{W}_B$ до 5%. При этом разброс параметра W_H относительно средних выборочных значений $\bar{W}_H$ в доверительном интервале $\pm 2S$ при повышении уровня j от 35 до 100% снижался с $(\eta_{W_H})_{0.35} = 26\%$ до $(\eta_{W_H})_{1.0} = 8\%$, тогда как разброс W_C был заметно выше и достигал $(\eta_{W_C})_{0.35} = 95\%$.

На рис. 5б сплошной линией с обозначением B_W показан график снижения показателя несущей способности образцов, построенный по средним выборочным

Таблица 1. Данные испытаний на трехточечный изгиб образцов стрингеров № 1, ..., № 6 и результаты их статической обработки

№	Δt , с	P_B , кН	$(N_{\Sigma})_{\text{л. ед.}}$	$[W_H]$, %	$[W_C]$, %	$[W_B]$, %
1	405	60	2992	62	35	3
2	426	60	3568	58	38	4
3	481	60	3646	61	35	4
4	619	72	3725	60	35	5
5	705	80	3920	58	37	5
6	724	80	4067	57	36	7
$\bar{a} = \Sigma a_i/n$	560	69	3653	58	37	5
S	141	10	372	2.2	1.86	1.37
$\eta = 2S/\bar{a}$, %	50	29	20	8	10	58

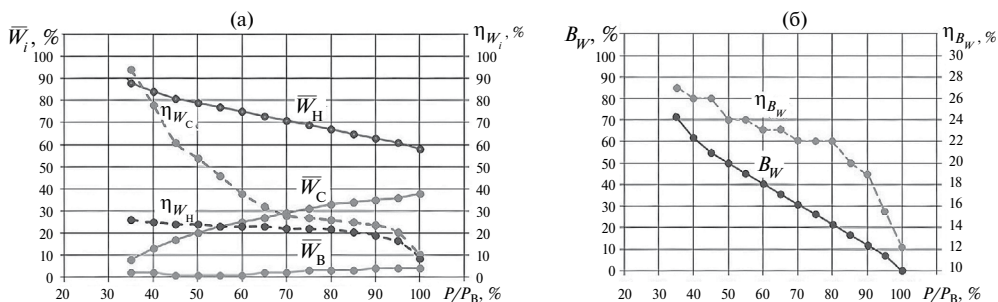


Рис. 5. Графики средних выборочных значений параметров $\bar{W}_i$ в кластерах Н, С, В и уровне их разброса η_{W_i} в интервале $\pm 2S$ (а), используемые для подсчета несущей способности стрингеров B_W и оценки ее возможной погрешности η_{B_W} (б) при росте соотношения $j = P_j/P_B$ от 35 до 100%.

значениям параметров $\bar{W}_N$ с использованием зависимости (2) и уровне граничных значений: $(\bar{W}_N)_{\max} = 88\%$ и $[\bar{W}_N] = 58\%$. Ломанной линией с обозначением η_{B_W} отображено изменение вероятной погрешности показателя несущей способности для испытанной партии стрингеров, подсчитанного по результатам разброса средних выборочных значений потоковых параметров $(\bar{W}_N)_{\max}$ и $[\bar{W}_N]$, который снижался с 27% при $j = 0.35$ до 12% при $j = 1.0$.

Выводы. 1. На основании СФК разработаны основы методологического подхода применения АЭ-диагностики для эволюции разрушения композитных конструкций, использующего потоковые параметры парциальной активности и весового содержания локационных импульсов в энергетических кластерах нижнего, среднего и верхнего уровня. Сопоставляя в режиме нагружения изделия текущие и пороговые значения потоковых параметров W_i в Н, С, В кластерах, отражающих кинетику микро-, мезо- и макроповреждений в зонах локации источников АЭ, с использованием алгоритмов (2) и (3) определяют фактический уровень несущей способности композитного материала. **2.** С целью тестирования разработанной методологии для контроля степени поврежденности композитного материала на микро-, мезо- и макромасштабном уровне от действия сдвиговых напряжений и оценки состояния его несущей способности рассмотрены испытания на трехточечный изгиб стрингеров опорной стойки фюзеляжа МС-21. Показанные на рис. 5а тренды средних выборочных значений потоковых параметров W_i в Н, С, В кластерах для испытанной партии стрингеров, отображают кинетику микро-, мезо- и макроповреждений структурных связей стрингера от действия сдвиговых напряжений в зонах опор, приводящую к снижению среднего уровня их несущей способности с $B_W = 72\%$ до нулевых значений (рис 5б) при повышении изгибающей нагрузки $j = P_j/P_B$ от 35% (2–3 кН) до 100% (6–8 кН). При этом погрешность η_{B_W} показателя несущей способности, вычисляемая по результатам статистической обработки разброса параметров $\bar{W}_N$ и $[\bar{W}_N]$ при повышении соотношения j от 35 до 100%, снижалась с 27 до 12%. **3.** Рассмотренная в статье структурно-феноменологическая концепция и методология ее реализации с применением АЭ диагностики дает представление о возможностях использования метода акустической эмиссии для мониторинга фактического состояния несущей способности материала образцов и конструкций в условиях их стендовых испытаний.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета института (проект № FFGU-2024-0020, тема 3-13). Никаких дополнительных средств на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

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

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Makhutov N., Gadenin M., Reznikov D., Nadein V.* Risk and industrial safety // *Reliability: Theory & Applications*. 2022. V. 17. № S3 (66). P. 138.
2. *Лепихин А. М., Морозов Е. М., Махутов Н. А., Лещенко В. В.* Возможности оценки вероятностей разрушения и допустимый размеров дефектов элементов конструкций по критериям механики разрушения // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. 2022. Т. 88. № 3. С. 41.
3. *Лепихин А. М., Махутов Н. А., Шокин Ю. И., Юрченко А. В.* Концепция риск-анализа технических систем с использованием цифровых двойников // *Вычислительные технологии*. 2020. Т. 25. № 4. С. 99.
4. *Панов А. Н.* Риск-ориентированное проектирование в машиностроении // *Стандарты и качество*. 2021. № 9. С. 106.
5. *Yoshimura S., Kanto Y.* Probabilistic fracture mechanics for risk-informed activities. *Fundamentals and applications*. Atomic Energy Research Committee, 2020. 380 p.
6. *Лепихин А. М.* Риск-анализ конструкции потенциально опасных объектов на основе вероятностных моделей: Дисс. ... докт. техн. наук. Новосибирск: ИТПМ СО РАН, 2000. 318 с.
7. *Махутов Н. А.* Безопасность и риски: системные исследования и разработки. Новосибирск: Наука, 2017. 724 с.
8. *Махутов Н. А., Гаденин М. М.* Техническая диагностика остаточного ресурса и безопасности / Под общ. ред. В. В. Ключева. М.: Спектр, 2014. 187 с.
9. *Олейников А. И., Кузьмина Т. А.* Упруго-прочностные характеристики монослоев in situ в композиционном пакете // *Инженерный журнал: наука и инновации*. 2020. № 7. С. 4.
10. *López-Alba E., Schmeer S., Díaz F.* Energy absorption capacity in natural fiber reinforcement composites structures // *J. Materials*. 2018. № 11. P. 418.
11. *Yi X.-S., Du S., Zhang L.* Composite Materials. Engineering: Fundamentals of Composite Materials. Vol. 1. Singapore: Springer, 2017. 786 p.
12. *Полилов А. Н.* Экспериментальная механика композитов. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2015. 375 с.
13. *Lubin G.* Handbook of composites. Springer Science & Business Media, 2013. 804 p.
14. *Bessa M.* Meso-mechanical model of the structural integrity of advanced composite laminates: Ph. D. Dissertation. Faculty of engineering University of Porto, 2010. 204 p.
15. *Аннин Б. Д., Жигалкин В. М.* Поведение материалов в условиях сложного нагружения. Новосибирск: Издательство СО РАН, 1999. 342 с.
16. *Махутов Н. А., Матвиенко Ю. Г., Иванов В. И., Васильев И. Е., Чернов Д. В.* Исследование на разрыв армирующих волокон и однонаправленного ламината с применением акустической эмиссии // *Приборы и техника эксперимента*. 2022. № 2. С. 109.
17. *Матвиенко Ю. Г., Махутов Н. А., Васильев И. Е., Чернов Д. В., Иванов В. И., Елизаров С. В.* Оценка остаточной прочности композитных изделий на основе структурно-феноменологической концепции повреждения и акустико-эмиссионной диагностики // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. 2022. № 1. С. 69.
18. *Иванов В. И., Барат В. А.* Акустико-эмиссионная диагностика. М.: Спектр, 2017. 368 с.
19. *Тарнопольский Ю. М., Кинцис Т. Я.* Методы статических испытаний армированных пластиков. М.: ХИМИЯ, 1981. 270 с.
20. *Test methods for composites A status report, shear test method*, U. S. Department of Transportation Federal Aviation Administration, 1993. С. 30.
21. *Adams D. A.* comparison of shear test methods.
URL: <http://www.compositesworld.com/articles/a-comparison-of-shear-test-methods>

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 621.89.012.2

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНИЧЕСКОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ
ПОДВИЖНОГО СОСТАВА ПУТЕМ ПРИМЕНЕНИЯ НОВЫХ
СИНТЕТИЧЕСКИХ СМАЗОЧНЫХ КОМПОЗИЦИЙ**© 2024 г. Б. П. Трофименко^{1, *}, А. В. Маркелов¹*¹Ярославский государственный технический университет, Ярославль, Россия***e-mail: bog6741@yandex.ru*

Поступила в редакцию 08.11.2023 г.

После доработки 12.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

Настоящая статья рассматривает возможность применение смазочных материалов на водной основе в подшипниках. В статье представлен обзор различных типов водных смазок, их состава и свойств, а также методов их применения в подшипниках. Особое внимание уделено исследованиям, показывающим эффективность водных смазок в снижении трения, износа и повышении энергоэффективности подшипников. Результаты исследований подтверждают потенциал водных смазок для применения в различных промышленных секторах, где требуется высокая производительность и снижение воздействия на окружающую среду. Эта статья предоставляет ценную информацию для инженеров и производителей, которые стремятся улучшить работу подшипников и снизить негативное влияние на окружающую среду.

Ключевые слова: Подшипники, пары трения, уравнение Рейнольдса, коэффициент загрузки, температуры, слои смазочного материала, температуру рабочей поверхности, вязкость воды

DOI: 10.31857/S0235711924030085, **EDN:** PGZHUO

Износ является распространенной проблемой в технической эксплуатации автомобилей. Он может оказывать значительное влияние на работоспособность и безопасность транспортного средства.

Одним из основных направлений влияния на процесс изнашивания является правильный выбор смазочных материалов. Кроме этого, смазки способствуют повышению эффективности и экономичности. Например, с использованием смазки с низким трением можно уменьшить энергозатраты на трение и улучшить показатели топливной экономичности [1].

Регулярная замена смазочных материалов при техническом обслуживании позволяет поддерживать автомобиль в технически исправном состоянии.

Смазочные материалы на нефтяной основе могут иметь некоторые проблемы, которые следует учитывать: некоторые смазочные материалы на нефтяной основе могут иметь высокую вязкость при низких температурах, что затрудняет их подачу и смазку в холодных условиях, что может привести к повышенному трению и износу деталей при пуске холодного двигателя или после длительного простоя [1, 2]; нефтяные смазочные материалы могут подвергаться окислению под воздействием высоких температур и кислорода, что приводит к образованию шламов, шлаков, асфальтенов,

оксикислот и других продуктов деструкции масел, которые могут забивать поры и каналы, снижая эффективность смазки и увеличивая износ [3, 4].

Однако современные технологии позволяют производить смазочные материалы на нефтяной основе с улучшенными свойствами и стабильностью. Кроме того, разработаны также синтетические и полусинтетические смазочные материалы, которые обладают более высокой стабильностью и лучшими смазочными свойствами в широком диапазоне температур [5, 6].

В настоящее время осуществляется разработка альтернативных безнефтяных смазочных материалов на растительной и водной основе для применения в различных отраслях, включая транспорт, промышленность и пищевую индустрию [7].

Безнефтяные смазочные материалы имеют ряд преимуществ [8]: 1) более экологически чистые; 2) более низкий коэффициент трения; 3) более высокая термической стабильность; 4) более широкий диапазон рабочих температур.

Однако безнефтяные смазочные материалы также могут иметь свои ограничения: более низкая смазывающая способность в сравнении с нефтяными смазками, возможность коррозии металлических поверхностей. Поэтому перед использованием таких материалов необходимо тщательно изучить их свойства и соответствие требованиям конкретного применения.

Смазочные материалы на водной основе являются новым направлением в разработке средств для транспорта. Это связано с тем, что они обладают рядом преимуществ перед традиционными масляными смазками, такими как экологическая безопасность и более низкий коэффициент трения.

История разработки смазочных материалов на водной основе начинается в середине 20 века [9]. В то время, когда наибольшее внимание уделялось разработке масляных смазок. Однако уже тогда были известны преимущества водных смазок: их экологическая безопасность и возможность использование в условиях низких температур.

Методы разработки смазочных материалов на водной основе включают в себя использование различных типов добавок и компонентов. Одним из наиболее распространенных веществ является полиакриламид, который используется для улучшения вязкости и снижения трения. Кроме того, могут применяться и другие добавки, например, полиакрилонитрил, полисилоксаны и другие полимеры [10].

Разработка смазочных материалов на водной основе для транспортной отрасли имеет большое значение для экологии и экономики. Они позволяют снизить вредное воздействие на окружающую среду и увеличить срок службы узлов и агрегатов. Кроме того, их можно использовать в условиях низких температур, что делает такие смазки более универсальными и экономичными в использовании [11].

Поэтому разработка экологически чистых смазочных композиций на водной основе для транспортной отрасли имеет большое значение. Их применение позволяет снизить вредное воздействие на окружающую среду и увеличить срок службы оборудования.

Классификация смазочных композиций на водной основе. Водные смазки обычно классифицируются на несколько типов в зависимости от их состава и свойств [12]: 1) гидродинамические смазки. Эти смазки состоят из воды или водно-гликольных растворов и добавок, таких как присадки или полимеры. Они предназначены для использования в системах, где требуется эффективное снижение трения и износа, например, в гидродинамических подшипниках или гидравлических системах [13–15]; 2) смазки на основе полиалкиленгликолей (PAG). Эти смазки содержат полиалкиленгликоли, которые обладают отличными смазывающими свойствами и высокой термической стабильностью. Они широко применяются в компрессорах, где требуется высокая производительность при высоких температурах [16, 17];

3) биоразлагаемые смазки. Эти смазки разлагаются в окружающей среде и имеют низкую токсичность. Они часто используются в приложениях, связанных с экологическими требованиями, таких как смазка водных систем или гидравлических систем в морской среде [18]; 4) полиэфирные смазки. Эти смазки содержат полиэфирные масла и обладают отличными свойствами смазки при высоких температурах. Они часто применяются в высокотемпературных приложениях, таких как печи или горелки [19].

Гидродинамические смазки на водной основе представляют собой особый вид смазочных материалов, разработанных для использования в подшипниках. Они отличаются от традиционных масляных смазок тем, что вместо минеральных или синтетических масел в их составе присутствует вода [1].

Гидродинамические смазки на водной основе обладают рядом преимуществ. Во-первых, они экологически безопасны и не содержат вредных химических веществ. Это особенно важно в случае применения в секторах, где требуются высокие стандарты экологической безопасности.

Во-вторых, вода в составе смазки обладает отличными свойствами охлаждения, что позволяет поддерживать низкую температуру в подшипниках при высоких нагрузках и скоростях. Это способствует предотвращению перегрева и повреждения подшипников.

Третье преимущество гидродинамических смазок на водной основе заключается в их высокой стабильности и устойчивости к окислению. Они способны образовывать прочную пленку на поверхностях подшипников, что снижает истирание и увеличивает срок службы подшипников.

Несмотря на свои преимущества, гидродинамические смазки на водной основе имеют и некоторые ограничения. Они могут быть менее эффективными при работе в условиях высоких нагрузок и экстремальных температур [20]. Также необходимо учитывать, что вода может вызывать коррозию металлических поверхностей, поэтому важно правильно подобрать материалы и дополнительные антикоррозионные добавки при использовании таких смазок [1].

Анализ технических характеристик смазочных композиций на водной основе. В целом, гидродинамические смазки на водной основе представляют собой инновационное решение, которое сочетает в себе преимущества воды и смазочных свойств. Они могут быть полезны в некоторых приложениях, но требуют тщательного анализа и учета специфических условий эксплуатации подшипников.

При повышении скорости скольжения в подшипниках интенсивно растут механические потери от трения и возникают серьезные затруднения для сохранения допустимого температурного уровня работы сопряженных пар трения [21].

Научные основы условий, обеспечивающих надежную и длительную работ; пары трения подшипника, базируются на теории гидродинамической смазки. Основным уравнением, отражающим процессы, приводящие к развитию несущей способности слоя смазочного материала в условиях гидродинамики, является уравнение Рейнольдса [13]

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{h^3}{\eta} - \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{h^3}{\eta} - \frac{\partial p}{\partial z} \right) = 6v \frac{\partial h}{\partial x}, \quad (1)$$

где x и z — координаты поверхности; h — толщина слоя смазочного материала; p — давление в несущем слое смазочного материала; η — коэффициент динамической вязкости; v — скорость скольжения.

В соответствии с теорией гидродинамической смазки для обеспечения надежной работы пары трения следует выполнить два требования: 1) обеспечить наличие слоя

смазочного материала, разделяющего сопряженные рабочие поверхности, имеющего достаточную толщину, превышающую суммарную высоту микронеровностей вала и вкладыша даже при самых тяжелых режимах эксплуатации; 2) не превышать температуру рабочей поверхности сверх заданного значения [12].

Процессы, возникающие в несущем слое смазочного материала опоры, весьма сложны. Они зависят от большого числа взаимодействующих факторов: конструктивных, технологических, монтажных и эксплуатационных (в последнем факторе необходимо учитывать неравномерность температурного поля с изменением скорости скольжения и нагрузки, а также возможность значительного загрязнения смазочного материала) [13].

Точность и надежность расчета несущей способности смазочного материала в условиях гидродинамики зависят от учета комплекса указанных выше факторов, находящихся в сложной взаимосвязи. Теория гидродинамической смазки позволяет найти параметры, характеризующие развитие в подшипнике рабочего процесса, учитывающие несколько влияющих факторов, что очень важно для анализа этой многофункциональной зависимости [22].

Одним из таких параметров является коэффициент нагруженности подшипника [13]

$$\varphi = \frac{P_a}{\omega \eta_{cp}} \left(\frac{\Delta}{d} \right)^2, \quad (2)$$

где P_a — средняя удельная нагрузка; ω — угловая скорость; η_{cp} — коэффициент динамической вязкости, взятый по средней температуре слоя; Δ — динамический зазор подшипника; d — диаметр подшипника [13].

С коэффициентом нагруженности необходимо связать эксцентриситет расположения центра вращающегося элемента пары в зазоре χ в виде функции $\chi/(1 - \chi)$ и дать графики (рис. 1), удобные для практического применения [23].

Решение уравнения Рейнольдса (1) выполнено применительно к неизотермическому рабочему процессу в подшипнике с нахождением расчетных коэффициентов, а также получены оптимальные соотношения конструктивных и эксплуатационных элементов и графики, полезные для конструктора.

При высокой скорости скольжения в подшипнике особенно важным является обеспечение интенсивного отведения тепла при трении и возможно малая сила трения как в нормальных, так и в тяжелых режимах работы. Отмеченные обстоятельства показали преимущества применения воды в качестве смазочного материала подшипников высокоскоростных валов, так как теплоемкость воды в 2.5 раза больше теплоемкости минерального масла. Очень высока скрытая теплота парообразования, что существенно облегчает задачу отведения выделяемого при трении тепла от подшипника.

Вязкость воды приблизительно в 50 раз меньше вязкости минерального масла, что в условиях гидродинамики значительно снижает трение. Однако малая вязкость воды затрудняет создание достаточной для всех условий эксплуатации толщины слоя смазочного материала, разделяющего рабочие поверхности, и требует разработки специальной «конструкции подшипника, а также тщательности изготовления подшипников и применения антифрикционных пар трения.

Применение воды в качестве смазочного материала требует обеспечения устойчивости материалов к коррозии. При конструировании подшипников, смазываемых водой, следует учитывать вредное действие загрязнений, которые могут попасть в смазочный материал и ухудшить гидродинамический эффект трения [24].

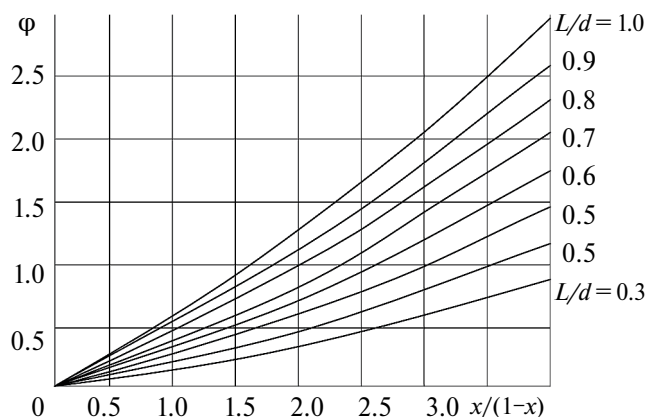


Рис. 1. Зависимость коэффициента нагруженности подшипника ϕ от функции $\chi(1 - \chi)$, характеризующей эксцентриситет расположения центра вращающегося элемента пары при различных соотношениях L/d (L — длина подшипника, d — диаметр) [13].

Основная задача конструктора — обеспечение немедленной после пуска машин реализации гидродинамического трения в подшипниках, которое в дальнейшем должно существовать при всех возможных перегрузках и ужесточениях режима эксплуатации. Нельзя допускать наличия на рабочих поверхностях участков перегрева — горячих зон, которые показывают несовершенство гидродинамического процесса [25].

При соблюдении этих требований в подшипниках питательных конденсатных насосов, устанавливаемых на теплоэлектроцентралях, обеспечивается длительный срок службы подшипников: более 50000 ч при смазывании водой. Такой срок службы может быть обеспечен при определенных значениях интенсивности линейного изнашивания неподвижной втулки, размещенной в картере ($I_h = 1.24 \cdot 10^{-13}$), и втулки (рубашки), посаженной на вращающийся вал ($I_h = 2.7 \cdot 10^{-13}$). Подобный высокий срок службы подшипников достигнут при соблюдении требований теории гидродинамической смазки и в других отраслях промышленности [13].

Аналитические и экспериментальные исследования показали возможность длительной работы подшипников при высоких удельных нагрузках при смазывании водой (пресной и морской) и минеральными маслами; обеспечения кратковременного температурного — барьера ($\sim 340^\circ\text{C}$), для длительной работы рекомендуется предельная температура 260°C ; исключения схватывания пары трения со сталью даже при температуре около 400°C ; получения коэффициента трения при трогании с места под высокой нагрузкой (начало движения) 0.05–0.06, что в 2.5 раза меньше, чем у баббита. [26].

Рекомендации, основанные на комплексе исследований, подтвержденных проверкой в натурных условиях, внедряются в промышленность в целях повышения качества работы, увеличения срока службы, экономии материалов и компактности изделий. Для кратковременной работы значения удельных нагрузок (табл. 1), можно увеличить в 2 раза [13].

Выводы. Смазочные материалы на водной основе могли бы стать экологически чистой альтернативой смазочным материалам на нефтяной основе. Использование присадок к смазочным материалам на водной основе вызывает все больший интерес у ученых и инженеров не только из-за потенциальной экологичности, но

Таблица 1. Допустимые удельные нагрузки (МПа) и скорости скольжения (м/с) для подшипников из материала С-1-У[13]

Смазочный материал	Подшипник	
	радиальный	упорный
Вода	6/70	8/70
Минеральное масло	8/60	9/60

*Примечание: В числителе приведены значения удельных нагрузок, в знаменателе — скоростей скольжения.

и потому, что существует потенциал для создания жидкой смазки многократного использования.

Дальнейшее изучение использования и разработка присадок также позволяют создавать смазочные материалы, которые можно использовать для различных целей. Добавки могут изменять свойства и поведение смазочного материала, в результате чего получают высокоэффективные жидкие смазочные материалы, предназначенные для конкретных трибосистем. Свойства включают более высокую вязкость и плотность для улучшения тепловых характеристик, и создания более толстых пленок жидкости внутри смазочного материала.

Жидкие смазочные материалы на водной основе также обладают улучшенными характеристиками трения, износа и коррозии. Атомная структура смазочного материала меняется в зависимости от типа используемой присадки. Ионные жидкости, биодобавки, нанодобавка на основе титана, сульфонат на основе водорастворимого каучукового масла, наночастицы на основе графена и наноструктурированные бораты — все это потенциальные добавки, которые можно использовать с жидкими смазочными материалами на водной основе для улучшения поведения и свойств смазки [27].

Потенциальная проблема для смазочных материалов на водной основе заключается в том, что спрос и возможности производства со временем будут увеличиваться по мере того, как добавки, используемые для жидких смазочных материалов на водной основе, станут жизнеспособным вариантом. Текущие исследования сосредоточены на продвижении и разработке добавок. Поэтому важно продолжать исследования и разработки присадок, используемых в сочетании с жидкими смазочными материалами на водной основе. Это еще больше расширит использование смазочных материалов на водной основе по сравнению со смазочными материалами на нефтяной основе в качестве экологически чистой альтернативы.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Ярославского государственного технического университета. Никаких дополнительных грантов на проведение или руководство данным конкретным исследованием получено не было.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Матвеевский Р. М., Лаших В. Л., Буяновский И. А., и др. Смазочные материалы: Антифрикционные и противоизносные свойства. Методы испытаний: Справочник. М.: Машиностроение, 1989. 244 с.
2. Сырбаков А. П., Корчуганова М. А. Топливо и смазочные материалы: Учебное пособие. Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2015. 159 с.

3. *Виленкин А. В.* Масла для шестерённых передач. М.: Химия, 1982. 248 с.
4. *Кламманн Д.* Смазки и родственные продукты. Синтез. Свойства. Применение. Международные стандарты / Пер. с англ. / Под ред. Ю. С. Заславского. М.: Химия, 1988. 488 с.
5. *Сафонов А. С., Ушаков А. И., Гришин В. В.* Химотология горюче-смазочных материалов. СПб.: НПКИЦ, 2007. 488 с.
6. *Синельников А. Ф., Балабанов В. И.* Автомобильные масла. Краткий справочник. М.: Книжное издательство «За рулем», 2005.
7. *Стрельцов В. В., Стребков С. В.* Тенденции использования биологических смазочных материалов // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ, 2009. № 2.
8. *Облащикова И. Р.* Исследование рапсового масла в качестве основы альтернативных смазочных материалов: Автореф. дис. ... канд. тех. наук. Москва, 2004. 32 с.
9. *Rahman H., Warneke H., Webbert H., Rodriguez J., Austin E., Tokunaga K., Rajak D., Menezes P.* Water-Based Lubricants: Development, Properties, and Performances // Lubricants 2021. V. 9 (8). P. 73.
<https://doi.org/10.3390/lubricants9080073>
10. *Trajkovski A., Novak N., Pustavrh J., Kalin M., Majdic F.* Performance of Polymer Composites Lubricated with Glycerol and Water as Green Lubricants // Applied sciences. 2023. V. 13 (13). P. 7413.
<https://doi.org/10.3390/app13137413>
11. *Shah R., Woydt M., Zhang. S.* The Economic and Environmental Significance of Sustainable Lubricants // Lubricants. 2021. V. 9 (2). P. 21.
<https://doi.org/10.3390/lubricants9020021>
12. *Старосельский А. А., Гаркунов Д. Н.* Долговечность трущихся деталей машин. М.: Машиностроение, 1967. 385 с.
13. *Мельникова В. А., Северцева Н. А.* Методы подобию в надежности. Т. 4. М.: Машиностроение, 1987. 280 с.
14. *Burstein L.* Lubrication and Roughness // In book Tribology for Engineers / Ed. J. P. Davim, 2011. P. 65.
<https://doi.org/10.1533/9780857091444.65>
15. *Aldelbary A., Chang L.* Lubrication and surface engineering // Principles of Engineering Tribology. 2023. P. 295.
<https://doi.org/10.1016/B978-0-323-99115-5.00012-8>
16. *Zhang C.* Understanding the wear and tribological properties of ceramic matrix composites // Advances in Ceramic Matrix Composites. 2014. P. 312.
<https://doi.org/10.1533/9780857098825.2.312>
17. *Senatore A., Pisaturo M., Guida D.* Polyalkylene Glycol Based Lubricants and Tribological Behaviour: Role of Ionic Liquids and Graphene Oxide as Additives // J. of Nanoscience and Nanotechnology. 2018. V. 18 (2). P. 913.
<https://doi.org/10.1166/jnn.2018.15253>
18. *Поннеканти Н., Савита К.* Development of ecofriendly/biodegradable lubricants: An overview // Renewable and Sustainable Energy Reviews. 2012. V. 16 (1). P. 764.
<https://doi.org/10.1016/j.rser.2011.09.002>
19. *Покровский Г. П.* Топливо, смазочные материалы и охлаждающие жидкости: Учебник для студентов вузов, обучающихся по специальностям «Двигатели внутреннего сгорания» и «Автомобили и тракторы» Справочник. М.: Машиностроение, 1985. 196 с.
20. *Дроздов Ю. Н., Павлов В. Г., Пучков В. Н.* Трение и износ в экстремальных условиях: Справочник М.: Машиностроение, 1986. 224 с.
21. *Гаркунов Д. Н.* Триботехника М.: Машиностроение, 1985. 424 с.
22. *Балкин М. В.* Трение и износ при высоких скоростях скольжения. М.: Машиностроение, 1980. 136 с.

23. *Зозуля В. Д.* Смазки для спеченных смазывающихся подшипников. Киев: Наукова думка, 1976. 190 с.
24. *Заславский Ю. С.* Трибология смазочных материалов М.: Химия, 1991. 240 с.
25. *Крагельский И. В., Добычин М. Н., Комбалов В. С.* Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
26. *Горячева И. Г., Добычин М. Н.* Контактные задачи в трибологии. М.: Машиностроение, 1988. 256 с.
27. *Виноградова И. Э.* Противоизносные присадки к маслам. М.: Химия, 1972. 272 с.

**АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 519.6

**СОКРАЩЕНИЕ ОЦЕНКИ УСАДКИ ДЖЕЙМСА–ШТЕЙНА ДЛЯ
РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ АВТОМАТИЧЕСКОЙ ГРУППИРОВКИ ОДНОРОДНЫХ
ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ПАРТИЙ**© 2024 г. Ф. Г. Ахматшин¹, И. А. Петрова¹, Л. А. Казаковцев², И. Н. Кравченко^{3, *}¹*Сибирский государственный университет науки и технологий им. академика
М. Ф. Решетнева, Красноярск, Россия*²*Сибирский федеральный университет, Красноярск, Россия*³*Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия***e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru*

Поступила в редакцию 01.12.2023 г.

После доработки 12.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

Сокращение оценки усадки Джеймса–Штейна может значительно повысить точность кластерного анализа k -средних для относительно широкого диапазона данных. В статье исследована эффективность использования оценки усадки Джеймса–Штейна при решении задачи автоматической группировки промышленной продукции в однородные производственные партии. Проведены испытания для партий интегральных схем путем сравнения полученных результатов усадки с традиционным алгоритмом k -средних. Набор данных нормализуется в соответствии со значениями допустимого дрейфа, приемлемого параметра и стандартного отклонения. С помощью индекса Rand установлено, что точность кластеризации существенно возрастает в задаче автоматической группировки промышленной продукции в однородные производственные партии, когда средние значения неинформативных параметров уменьшаются до нуля. Установлено, что использование сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна позволяет снизить влияние неинформативных параметров нормализованных данных до приемлемых значений.

Ключевые слова: алгоритм k -средних, интегральные схемы, кластеризация, оценка усадки Джеймса–Штейна, эвристика, электронные радиоизделия, электротермическая подготовка

DOI: 10.31857/S0235711924030093, **EDN:** PGRPBVY

Контроль качества промышленной продукции требует получения наиболее точных и стабильных результатов в отрасли с повышенными требованиями к качеству продукции. При этом точность относится к снижению доли ошибок автоматической группировки, а стабильность — к повторяемости результатов при многократном запуске алгоритма.

В специализированных испытательных центрах проводятся сотни тестов для комплектации бортового оборудования космических систем высоконадежной электронной компонентной базой и анализа каждого полупроводникового устройства. Одним из требований является, что отгружаемая партия продукции должна быть изготовлена из одной партии сырья (макросхем) и это гарантируется, если устройства

производятся только для использования в космической промышленности. На основе данных многомерных результатов тестирования реализованы различные алгоритмы кластеризации для решения задачи обнаружения однородных партий продукции [1–3]. Такие многомерные данные имеют несколько параметров и различаются единицами измерения [4]. Поэтому при проведении исследования набор данных сгруппируется по значениям допустимого дрейфа, допустимым значениям параметра и с использованием нормализации по стандартному отклонению [5].

Использование многомерных данных в модели автоматической группировки влияет на точность решения задачи. Между некоторыми характеристиками часто существуют явные корреляции. Однако эта задача эффективно решается с помощью алгоритма k -средних со специальными мерами расстояния, в которых учитываются эти зависимости.

В исходных многомерных данных обнаружены выбросы, которые влияют на интерпретацию полученных результатов. Для снижения влияния выбросов применяется нормализация значений исходных данных [6].

Представленные методы нормирования оказывают большое влияние на решение задачи автоматической группировки продуктов по однородным производственным партиям. При этом каждый из продуктов имеет большое количество входных характеристик. Характеристики с таким диапазоном значений также оказывают значительное влияние на группировку продуктов.

Постановка задачи. Исследование алгоритмов в рассматриваемой области связано с выбором методов нормализации данных, метрики расстояния и инициализации центроида [7–10].

Пусть исходный набор данных $D = \{x_1, x_2, \dots, x_N\}$ состоит из N точек. Обозначим центроиды, полученные после применения автоматической группировки k -средних $c_1, c_2, \dots, c_j, \dots, c_K$. Цель состоит в том, чтобы сумма квадратов расстояний от известных точек до ближайших центроидов достигла своего минимума

$$\operatorname{argmin} F(c_1, c_2, \dots, c_j, \dots, c_K) = \sum_{i=1}^n \min_{j \in \{1, K\}} x_i - c_j^2, \quad (1)$$

где c_j – центроид кластера C_j .

Для минимизации суммы квадратов расстояний в предложенном алгоритме центроиды алгоритма k -средних итеративно назначаются и обновляются [11, 12]. При этом алгоритм k -средних применяется для решения задачи автоматической группировки по минимизации целевой функции, которая эквивалентна задаче нахождения квадрата расстояния от точек данных до ближайшего центроида [13–15]. Наилучшим показателем минимизации целевой функции является сумма расстояний от точек в кластере до ближайших центроидов. Для улучшения средних значений $\|x_i - c_j\|$ в кластере используем сокращение оценки усадки Джеймса–Штейна [16, 17] для x_i к среднему значению μ_j всего набора данных

$$x_{JS} = \left(1 - \frac{(p-2)k\sigma^2}{x_i - \bar{\mu}^2} \right)^+ (x_i - \bar{\mu}) + \bar{\mu}, \quad (2)$$

где $\mu = (\mu_1, \dots, \mu_p)$ – p -мерный средний параметр; $x = (x_1, \dots, x_p)$ – p -мерное наблюдение; $\bar{\mu} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i$ – среднее значение выборки; $(\)^+$ – оценка с положительной частью, равной нулю при отрицательных значениях; σ^2 – квадрат дисперсии

значения x ; k – коэффициент сокращения оценки усадки к некоторому значимому ненулевому значению.

Улучшенные точки x_{js} используются в предложенном алгоритме. В статье исследуем эффективность использования сокращения оценки усадки после нормализации данных перед выполнением базового алгоритма k -средних. В отличие от результатов исследования [18], в котором выполняется сжатие центроидов относительно начала координат, рассматриваем процесс сжатия каждой точки относительно центра всего набора данных.

Методы исследования. Исходные данные представляют собой набор тестовых испытаний смешанной партии двух интегральных схем (ИС) 140UD25A и 140UD26A до и после электротермической подготовки (ЭТТ). Общее количество микросхем равно 807 и 532 для первой и второй интегральных схем. Затем дополнительно отбираем каждые четвертые тестовые данные и формируем дополнительный набор данных в количестве 201 и 132 для первой и второй микросхем соответственно. Интегральные схемы в каждой партии описываются 18 входными измеряемыми параметрами.

Набор данных сгруппирован с использованием нормализации по стандартному отклонению (А), для которого использовались данные от 3 до 18 параметров, причем параметры 1 и 2 являлись неинформативными и в дальнейших расчетах не учитывались.

Вектор характерных данных с использованием нормализации по стандартному отклонению

$$x_{std} = (0, 0, x_2, x_3, x_4, x_5, x_6, x_7, x_8, x_9, x_{10}, x_{11}, x_{12}, x_{13}, x_{14}, x_{15}, x_{16}, x_{17}). \quad (3)$$

Набор данных с использованием нормализации по значениям допустимого дрейфа (В) рассчитан только для 3–6 параметров, для которых установлены соответствующие нормы (остальные данные были обнулены). Разница в изменениях 3–6 параметров до и после ЭТТ учтена путем добавления 19–22 параметров. Вектор характерных данных с использованием нормализации по значениям допустимого дрейфа

$$x_{vpd} = (0, 0, x_2, x_3, x_4, x_5, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, x_{18}, x_{19}, x_{20}, x_{21}). \quad (4)$$

Набор данных с использованием нормализации по допустимым значениям параметров (С) рассчитан для 3–16 параметров, для которых были установлены соответствующие нормы, остальные данные были обнулены. Разница в изменении 3–6 параметров до и после ЭТТ учтена путем добавления 19–22 параметров. Вектор характерных данных с использованием нормализации по приемлемым значениям параметров

$$x_{apv} = (0, 0, x_2, x_3, x_4, x_5, x_6, \dots, x_{11}, x_{12}, x_{13}, x_{14}, x_{15}, 0, 0, x_{18}, x_{19}, x_{20}, x_{21}). \quad (5)$$

Таким образом, сформировано 24 набора данных, для каждого из которых проведено по 30 экспериментов с использованием алгоритма кластеризации k -средних с евклидовыми мерами расстояния. При этом исследовали влияние коэффициента $k = (0, \dots, 100)$ сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна к некоторому значимому ненулевому значению.

Результаты вычислительных экспериментов. Результаты кластеризации приведены в табл. 1–4, где показаны максимум (Max), минимум (Min), средние значения (Mean), медиана (Median) и стандартное отклонение (Std) для индекса Rand (RI) и целевой функции (F). При этом для целевой функции F вычисляются значения коэффициентов вариации (Var) и охвата (Spn). Средние результаты кластеризации

Таблица 1. Результаты кластеризации для ИС 140UD25A с использованием нормализации по стандартному отклонению с коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

JS	Значение целевой функции F							Индекс Ранда RI				
k	Max	Min	Mean	Median	StD	Var	Spn	Max	Min	Mean	Median	StD
0	77.428	66.811	68.663	66.813	2.746	0.040	10.617	0.605	0.559	0.592	0.564	0.011
1	24.803	20.604	21.491	20.604	0.829	0.039	4.198	0.573	0.417	0.468	0.419	0.055
2	12.597	10.602	11.005	10.606	0.376	0.034	1.995	0.562	0.337	0.456	0.339	0.059
3	6.856	6.130	6.392	6.167	0.185	0.029	0.726	0.622	0.368	0.467	0.381	0.057
4	5.324	4.855	5.030	4.862	0.110	0.022	0.470	0.622	0.396	0.496	0.401	0.086
5	4.635	3.960	4.205	4.007	0.148	0.035	0.675	0.645	0.386	0.553	0.393	0.093
6	3.858	3.303	3.491	3.310	0.146	0.042	0.555	0.637	0.372	0.547	0.374	0.097
7	3.626	2.842	3.033	2.854	0.192	0.063	0.784	0.669	0.351	0.594	0.358	0.067
8	3.360	2.527	2.682	2.530	0.177	0.066	0.833	0.710	0.348	0.602	0.461	0.057
9	2.763	2.218	2.396	2.236	0.134	0.056	0.546	0.720	0.547	0.633	0.563	0.038
10	2.339	1.920	2.070	1.921	0.128	0.062	0.419	0.701	0.378	0.620	0.381	0.073
20	0.879	0.579	0.651	0.584	0.074	0.113	0.300	0.690	0.569	0.654	0.587	0.027
30	0.901	0.448	0.596	0.449	0.141	0.237	0.452	0.671	0.511	0.618	0.547	0.032
40	1.163	0.380	0.538	0.388	0.172	0.320	0.783	0.647	0.299	0.582	0.383	0.065
50	0.805	0.343	0.451	0.346	0.087	0.193	0.462	0.636	0.466	0.571	0.468	0.041
60	0.694	0.290	0.438	0.296	0.128	0.291	0.404	0.605	0.405	0.518	0.405	0.058
70	0.738	0.248	0.380	0.256	0.124	0.326	0.490	0.573	0.299	0.489	0.345	0.056
80	0.662	0.236	0.399	0.238	0.125	0.313	0.426	0.547	0.299	0.444	0.299	0.063
90	0.493	0.196	0.311	0.198	0.089	0.288	0.296	0.573	0.375	0.457	0.375	0.058
100	2.339	1.920	2.070	1.921	0.128	0.062	0.419	0.701	0.378	0.620	0.381	0.073

k -средних с использованием нормализации по стандартному отклонению (А), значениям допустимого дрейфа (В), а также по допустимым значениям параметров (С) с различным коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна для ИС 140UD25A (размер набора данных $n = 201$) представлены в табл. 1, 2 и на рис. 1–4.

Первый набор данных для ИС 140UD25A при $k = 20$ показывает наилучшее значение точности кластеризации по индексу Rand при минимальном значении стандартного отклонения целевой функции. Вектор характеристик улучшенной оценки усадки по Джеймсу–Штейна

$$x_{std} = (0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, x_{16}, 0), \quad (6)$$

показывает наибольшее влияние параметра 16.

Для второго набора данных для ИС 140UD25A при $k = (4, \dots, 100)$ использование коэффициента сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна неэффективно. Характеристический вектор сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

$$x_{std} = (0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0), \quad (7)$$

показывает уменьшение параметров для всего набора данных. Эффективное уменьшение второго набора данных находится в диапазоне $k = (0, \dots, 1)$.

Таблица 2. Результаты кластеризации для ИС 140UD25A с использованием нормализации по допустимому значению параметра с коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

JS	Значение целевой функции F							Индекс Ранда RI				
k	Max	Min	Mean	Median	StD	Var	Spn	Max	Min	Mean	Median	StD
0	46.240	40.127	41.271	40.130	1.696	0.041	6.113	0.603	0.573	0.593	0.575	0.006
1	12.072	10.582	11.037	10.628	0.304	0.028	1.490	0.554	0.409	0.452	0.411	0.034
2	5.577	4.807	5.012	4.807	0.234	0.047	0.771	0.487	0.359	0.429	0.360	0.033
3	2.655	2.295	2.360	2.296	0.064	0.027	0.360	0.581	0.397	0.478	0.400	0.044
4	1.951	1.674	1.739	1.682	0.054	0.031	0.277	0.586	0.387	0.467	0.393	0.057
5	1.674	1.387	1.487	1.390	0.069	0.046	0.287	0.616	0.386	0.484	0.388	0.064
6	1.790	1.205	1.299	1.216	0.104	0.080	0.585	0.625	0.383	0.471	0.385	0.082
7	1.498	1.061	1.149	1.067	0.086	0.075	0.437	0.614	0.380	0.480	0.392	0.081
8	1.288	0.965	1.026	0.965	0.078	0.076	0.322	0.598	0.406	0.462	0.406	0.069
9	1.137	0.864	0.955	0.870	0.064	0.067	0.273	0.596	0.370	0.463	0.371	0.080
10	1.074	0.754	0.864	0.762	0.073	0.085	0.320	0.637	0.399	0.505	0.399	0.088
20	0.577	0.374	0.441	0.377	0.056	0.127	0.202	0.770	0.541	0.687	0.544	0.062
30	0.518	0.360	0.406	0.361	0.045	0.110	0.158	0.764	0.530	0.677	0.539	0.056
40	0.477	0.344	0.395	0.344	0.041	0.103	0.133	0.760	0.556	0.679	0.559	0.044
50	0.513	0.341	0.392	0.343	0.047	0.120	0.172	0.753	0.467	0.659	0.497	0.066
60	0.494	0.324	0.375	0.324	0.044	0.117	0.170	0.747	0.467	0.666	0.507	0.052
70	0.471	0.318	0.367	0.318	0.036	0.097	0.153	0.721	0.536	0.656	0.545	0.046
80	0.422	0.313	0.355	0.313	0.028	0.079	0.108	0.744	0.521	0.655	0.548	0.039
90	0.523	0.306	0.356	0.306	0.051	0.143	0.217	0.706	0.511	0.641	0.518	0.044
100	1.074	0.754	0.864	0.762	0.073	0.085	0.320	0.637	0.399	0.505	0.399	0.088

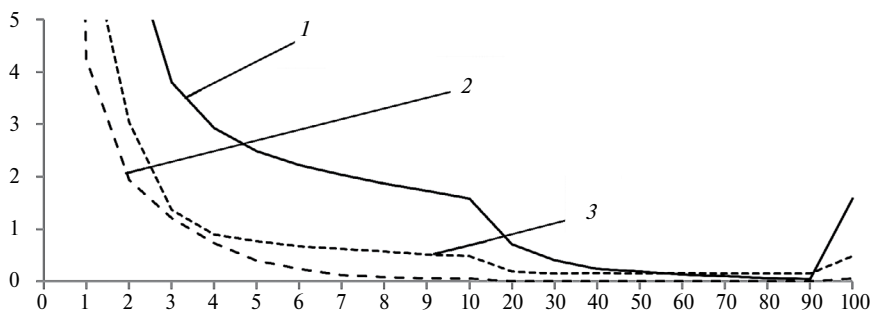


Рис. 1. Сравнительные результаты для ИС 140UD25A с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна по значению целевой функции: 1 — нормализация по стандартному отклонению; 2 — нормализация по значениям допустимого дрейфа; 3 — по допустимым значениям параметров.

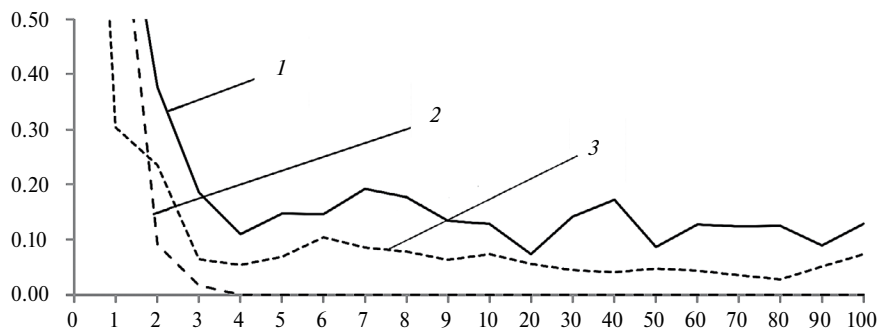


Рис. 2. Сравнительные результаты для ИС 140UD25A с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна на стандартное отклонение значения целевой функции: 1 – нормализация по стандартному отклонению; 2 – нормализация по значениям допустимого дрейфа; 3 – по допустимым значениям параметров.

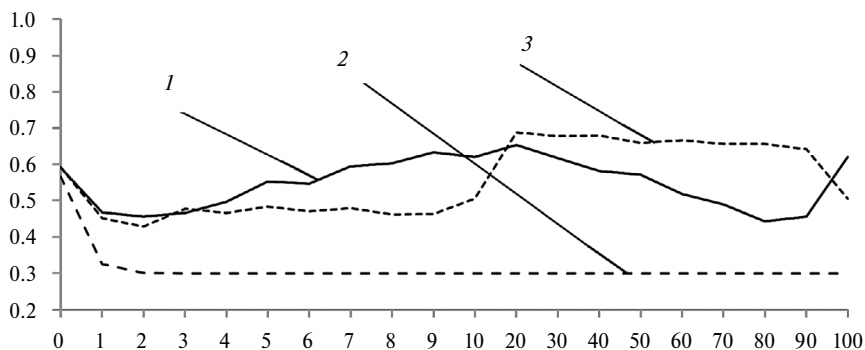


Рис. 3. Сравнительные результаты для ИС 140UD25A с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна по индексу Rand: 1 – нормализация по стандартному отклонению; 2 – нормализация по значениям допустимого дрейфа; 3 – по допустимым значениям параметров.

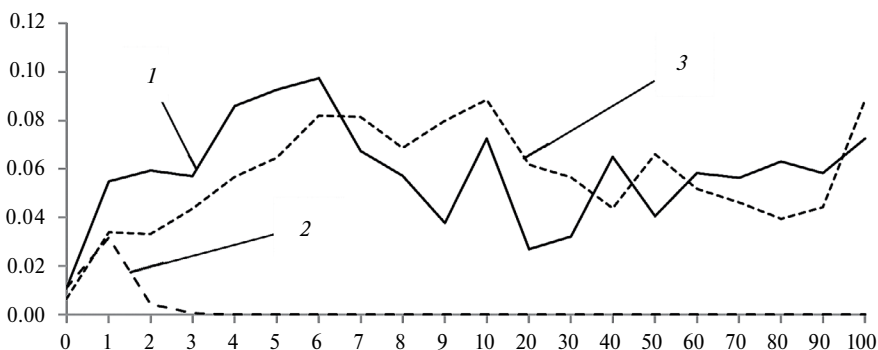


Рис. 4. Сравнительные результаты для ИС 140UD25A с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна на стандартное отклонение индекса Рэнда: 1 – нормализация по стандартному отклонению; 2 – нормализация по значениям допустимого дрейфа; 3 – по допустимым значениям параметров.

Таблица 3. Сравнительные результаты для ИС 140UD26A с использованием нормализации по стандартному отклонению с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

JS	Значение целевой функции F							Индекс Ранда RI				
k	Max	Min	Mean	Median	StD	Var	Spn	Max	Min	Mean	Median	StD
0	63.737	57.724	59.685	57.725	1.642	0.028	6.013	0.662	0.580	0.615	0.581	0.019
1	19.854	12.967	13.832	12.967	1.375	0.099	6.888	0.576	0.376	0.483	0.398	0.053
2	7.244	6.018	6.461	6.029	0.299	0.046	1.227	0.596	0.332	0.486	0.349	0.057
3	3.966	3.655	3.796	3.659	0.085	0.022	0.311	0.626	0.482	0.562	0.490	0.032
4	3.452	2.794	2.927	2.798	0.164	0.056	0.657	0.657	0.399	0.568	0.432	0.053
5	2.910	2.406	2.482	2.417	0.092	0.037	0.504	0.703	0.490	0.573	0.492	0.061
6	2.363	2.122	2.215	2.128	0.059	0.027	0.241	0.677	0.497	0.610	0.500	0.058
7	2.145	1.941	2.030	1.947	0.049	0.024	0.204	0.684	0.479	0.603	0.482	0.064
8	2.043	1.770	1.867	1.784	0.072	0.038	0.273	0.687	0.496	0.632	0.502	0.050
9	1.956	1.609	1.730	1.616	0.088	0.051	0.348	0.687	0.497	0.626	0.500	0.050
10	1.798	1.464	1.582	1.487	0.072	0.045	0.334	0.688	0.511	0.622	0.512	0.057
20	0.939	0.607	0.704	0.611	0.076	0.108	0.332	0.615	0.412	0.552	0.414	0.046
30	0.623	0.251	0.406	0.260	0.085	0.209	0.372	0.582	0.272	0.482	0.323	0.074
40	0.401	0.147	0.239	0.152	0.065	0.274	0.254	0.518	0.272	0.422	0.272	0.073
50	0.276	0.100	0.187	0.108	0.051	0.272	0.176	0.478	0.272	0.356	0.272	0.058
60	0.189	0.070	0.126	0.071	0.040	0.317	0.119	0.440	0.272	0.354	0.272	0.057
70	0.126	0.050	0.098	0.050	0.029	0.296	0.076	0.413	0.272	0.314	0.272	0.046
80	0.078	0.020	0.058	0.023	0.022	0.371	0.059	0.381	0.272	0.304	0.272	0.035
90	0.051	0.017	0.039	0.017	0.015	0.385	0.033	0.359	0.272	0.288	0.272	0.022
100	1.798	1.464	1.582	1.487	0.072	0.045	0.334	0.688	0.511	0.622	0.512	0.057

Третий набор данных для ИС 140UD25A при $k = 40$ показывает наилучшее значение точности кластеризации по индексу Rand и минимальное значение стандартного отклонения целевой функции.

Вектор характеристик сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

$$x_{std} = (0, 0, 0, 0, x_4, x_5, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0), \quad (8)$$

показывает наибольшее влияние параметров 4–5.

Средние результаты кластеризации k -средних с использованием нормализации по стандартному отклонению (А), значениям допустимого дрейфа (В), а также по допустимым значениям параметров (С) с различным коэффициентом сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна, оцененного для ИС 140UD26A (размер набора данных $n = 132$), представлены в табл. 3, 4 и на рис. 5–8.

Первый набор данных для ИС 140UD26A при $k = 8$ показывает наилучшее значение точности кластеризации по индексу Rand и минимальное значение стандартного отклонения целевой функции. Вектор характеристик сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

$$x_{std} = (0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, x_{16}, 0) \quad (9)$$

показывает наибольшее влияние параметра 16.

Таблица 4. Сравнительные результаты для ИС 140UD26А с использованием нормализации по приемлемому значению параметра с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

JS	Значение целевой функции F							Индекс Ранда RI				
k	Max	Min	Mean	Median	StD	Var	Spn	Max	Min	Mean	Median	StD
0	34.203	26.052	26.844	26.058	1.546	0.058	8.152	0.611	0.584	0.603	0.586	0.006
1	8.612	6.320	6.731	6.320	0.590	0.088	2.292	0.544	0.392	0.448	0.396	0.042
2	3.585	2.829	3.035	2.830	0.161	0.053	0.756	0.559	0.310	0.440	0.320	0.057
3	1.694	1.225	1.367	1.226	0.113	0.082	0.469	0.683	0.375	0.488	0.395	0.080
4	1.013	0.835	0.888	0.839	0.037	0.042	0.178	0.715	0.406	0.549	0.415	0.107
5	0.915	0.698	0.766	0.700	0.057	0.075	0.218	0.731	0.409	0.584	0.410	0.122
6	0.792	0.607	0.664	0.607	0.051	0.077	0.185	0.726	0.385	0.629	0.388	0.122
7	0.792	0.550	0.620	0.554	0.051	0.082	0.242	0.724	0.402	0.666	0.402	0.083
8	0.799	0.507	0.571	0.507	0.056	0.097	0.293	0.824	0.380	0.632	0.381	0.127
9	0.594	0.459	0.514	0.461	0.036	0.070	0.135	0.732	0.380	0.650	0.386	0.101
10	0.552	0.430	0.479	0.430	0.041	0.085	0.122	0.901	0.647	0.733	0.664	0.056
20	0.286	0.153	0.182	0.154	0.035	0.193	0.133	0.939	0.723	0.872	0.723	0.057
30	0.210	0.126	0.149	0.126	0.020	0.136	0.084	0.957	0.788	0.879	0.793	0.049
40	0.235	0.120	0.156	0.120	0.038	0.245	0.115	0.932	0.626	0.856	0.627	0.090
50	0.234	0.120	0.144	0.122	0.026	0.180	0.113	0.930	0.632	0.872	0.685	0.068
60	0.240	0.123	0.156	0.124	0.030	0.190	0.116	0.927	0.757	0.857	0.770	0.046
70	0.195	0.122	0.145	0.122	0.019	0.134	0.073	0.927	0.782	0.865	0.784	0.044
80	0.220	0.125	0.148	0.126	0.018	0.123	0.094	0.924	0.782	0.862	0.782	0.041
90	0.234	0.124	0.150	0.124	0.029	0.193	0.111	0.918	0.684	0.853	0.730	0.055
100	0.552	0.430	0.479	0.430	0.041	0.085	0.122	0.901	0.647	0.733	0.664	0.056

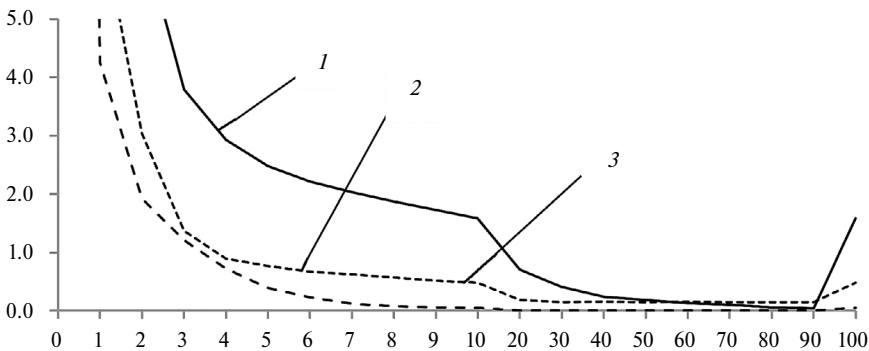


Рис. 5. Сравнительные результаты для ИС 140UD26А с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна на значение целевой функции: 1 – нормализация по стандартному отклонению; 2 – нормализация по значениям допустимого дрейфа; 3 – по допустимым значениям параметров.

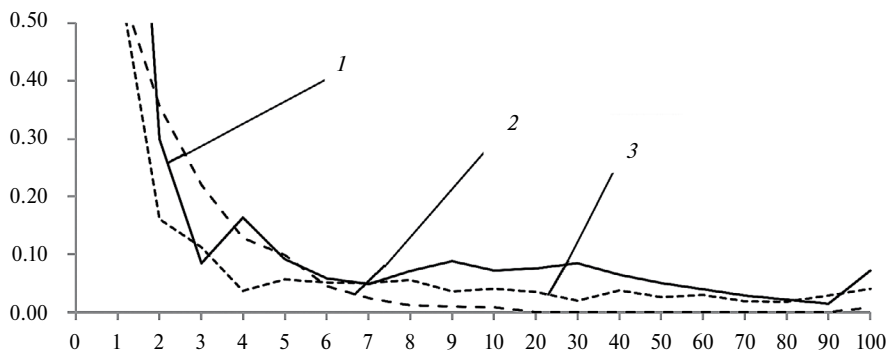


Рис. 6. Сравнительные результаты для ИС 140UD26A с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна на стандартное отклонение значения целевой функции: 1 – нормализация по стандартному отклонению; 2 – нормализация по значениям допустимого дрейфа; 3 – по допустимым значениям параметров.

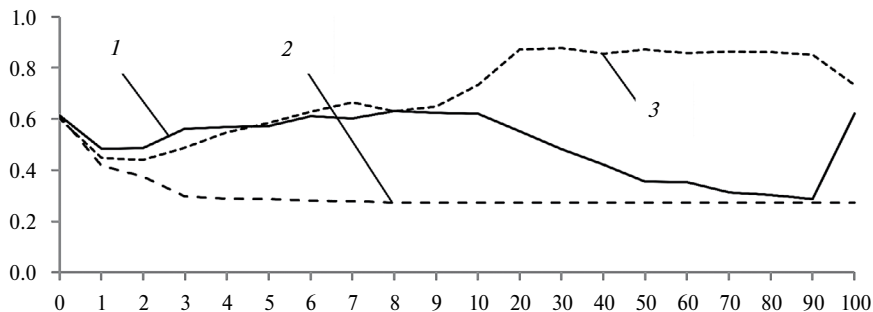


Рис. 7. Сравнительные результаты для ИС 140UD26A с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна по индексу Rand: 1 – нормализация по стандартному отклонению; 2 – нормализация по значениям допустимого дрейфа; 3 – по допустимым значениям параметров.

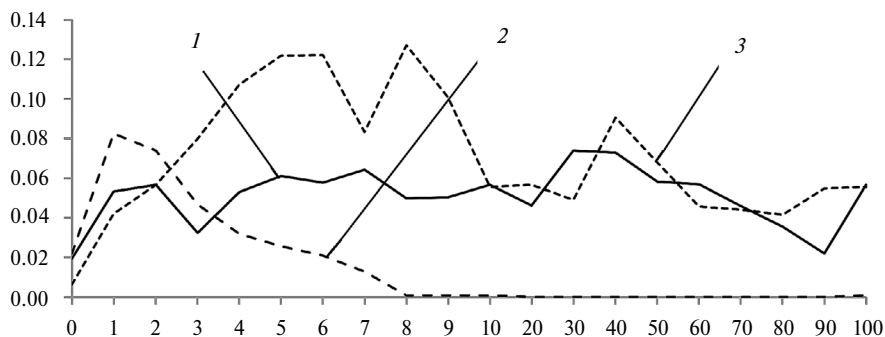


Рис. 8. Сравнительные результаты для ИС 140UD26A с другим коэффициентом k сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна на стандартное отклонение индекса Рэнда: 1 – нормализация по стандартному отклонению; 2 – нормализация по значениям допустимого дрейфа; 3 – по допустимым значениям параметров.

Для второго набора данных для ИС 140UD26A при $k = (1, \dots, 100)$ использование сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна неэффективно. Характерный вектор сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

$$x_{std} = (0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0), \quad (10)$$

показывает уменьшение параметров для всего набора данных. Эффективное уменьшение второго набора данных находится в диапазоне $k = (0, \dots, 1)$.

Для третьего набора данных для ИС 140UD26A при $k = 70$ показано наилучшее значение точности кластеризации по индексу Rand и минимальное значение стандартного отклонения целевой функции. При этом характерный вектор сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна

$$x_{std} = (0, 0, 0, 0, x_4, x_5, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0), \quad (11)$$

показывает наибольшее влияние параметров 4–5.

Выводы. 1. Использование сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна уменьшает влияние неинформативных параметров нормализованных данных. При сокращении оценки усадки Джеймса–Штейна значение целевой функции уменьшается, а затем увеличивается. **2.** Наилучшее значение точности кластеризации по индексу Rand наблюдается при минимальном значении стандартного отклонения средних результатов кластеризации целевой функции при одновременном сокращении оценки усадки Джеймса–Штейна. **3.** Исходя из результатов проведенных экспериментов, предпочтительно нормализовать допустимые значения параметра для повышения точности кластеризации, используя сокращения оценки усадки Джеймса–Штейна.

Финансирование работы. Результаты исследования получены в рамках реализации гранта НШ-421.2022.4 Совета по грантам Президента РФ по государственной поддержке ведущих научных школ РФ и гранта 075-15-2022-1121 Минобрнауки РФ («Мегагрант»).

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ершов И. А., Воскобойникова О. Б., Стукач О. В. Кластерный анализ процессов в полупроводниковом производстве // Динамика систем, механизмов и машин. 2016. Т. 2. № 1. С. 178.
2. Rozhnov I., Orlov V., Kazakovtsev L. Ensembles of clustering algorithms for problem of detection of homogeneous production batches of semiconductor devices // School-Seminar on Optimization Problems and their Applications. 2018. V. 2098. P. 338.
<http://ceur-ws.org/Vol-2098/paper29.pdf>
3. Oti E. U., Olusola M. O., Eze F. C., Enogwe S. U. Comprehensive Review of K-Means Clustering Algorithms // Int. J. of Advances in Scientific Research and Engineering. 2021. V. 7 (8). P. 64.
4. Федосов В. В., Орлов В. И. Минимально необходимый объем испытанных изделий микроэлектроники на этапе входного контроля // Известия высших учебных заведений. Приборостроение. 2011. Т. 54. № 4. С. 58.
5. Ahmatshin F. Selection of free parameter forel-2 algorithm in the problem of automatic grouping of industrial products by homogeneous production batches // Системы управления и информационные технологии. 2021. P. 28.
<https://doi.org/10.36622/Vstu.2021.86.4.006>
6. Mathai A., Provost S., Haubold H. Factor Analysis // Multivariate Statistical Analysis in the Real and Complex Domains. 2022. P. 679. https://doi.org/10.1007/978-3-030-95864-0_111
7. Na S., Xumin L., Yong G. Research on k-means clustering algorithm: an improved k-means clustering algorithm // In: 2010 Third Int. Symposium on Intelligent Inf. Technology and Security Informatics, Jínggāngshān. P. 63.

8. *Patel V.R., Mehta R.G.* Modified k-Means Clustering Algorithm // Computational Intelligence and Inf. Technology. 2011. V. 250. P. 307.
https://doi.org/10.1007/978-3-642-25734-6_46
9. *Li Y., Wu H.* A clustering method based on K-means algorithm // Physics Procedia. 2012. V. 25. P. 1104.
<https://doi.org/10.1016/j.phpro.2012.03.206>
10. *Perez-Ortega J., Almanza-Ortega N.N., Romero D.* Balancing effort and benefit of K-means clustering algorithms in Big Data realms // PLoS ONE. 2018. V. 13 (9). e0201874.
<https://doi.org/10.1371/journal.pone.0201874>
11. *Aggarwal C.C., Reddy C.K.* Data Clustering Algorithms and Applications. Publisher: CRC Press, 2013.
<https://www.researchgate.net/publication/331534089>
12. *Kazakovtsev L.A., Antamoshkin A.N., Masich I.S.* Fast deterministic algorithm for EEE components classification // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. 2015. V. 94. P. 012015.
<https://doi.org/10.1088/1757-899X/04/1012015>
13. *Ansari S.A., Darmawan N., Robbi R., Rahmat H.* Using K-means clustering to cluster provinces in Indonesia // J. of Physics Conf. Series. 2018. V. 1028 (1). P. 012006.
14. *Hossain Md., Akhtar Md.N., Ahmad R.B., Rahman M.* A dynamic K-means clustering for data mining // Indonesian J. of Electrical Engineering and Computer Science. 2019. V. 13 (2). P. 521.
<https://doi.org/10.11591/ijeecs.v13.i2.pp521-526>
15. Шкаберина Г.Ш., Казаковцев Л.А., Лу Ж. Модели и алгоритмы автоматической группировки объектов на основе модели k-средних // Сибирский журнал науки и технологий. 2020. Т. 21. № 3. С. 347.
<https://doi.org/10.31772/2587-6066-2020-21-3-347-354>
16. *Kumar S., Tripathi Yo. M., Misra N.* James–Stein type estimators for ordered normal means // J. of Statistical Computation and Simulation. 2006. V. 75. P. 501.
<https://doi.org/10.1080/00949650412331272877>
17. *Tong T., Jang H., Wang Y.* James–Stein type estimators of variances // J. of Multivariate Analysis. 2012. V. 107. P. 232.
<https://doi.org/10.1016/j.jmva.2012.01.019>
18. *Gao J., Hitchcock D.B.* James–Stein shrinkage to improve k-means cluster analysis // Computational Statistics & Data Analysis. 2010. V. 54. P. 2113.
<https://doi.org/10.1016/j.csda.2010.03.018>

**АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 658.562.3

ЦИФРОВИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ДЕФЕКТАЦИИ КОЛЕНЧАТЫХ ВАЛОВ

© 2024 г. П. В. Голиницкий^{1, *}, У. Ю. Антонова¹, Г. Н. Темасова¹,
Э. И. Черкасова¹, Д. У. Хасьянова²

¹Российский государственный аграрный университет — МСХА им. К. А. Тимирязева,
Москва, Россия

²Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия

*e-mail: gpv@rgau-msha.ru

Поступила в редакцию 28.12.2023 г.

После доработки 12.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

В статье рассмотрено применение цифровых технологий на ремонтных предприятиях, с учетом таких особенностей как неоднородность выпускаемой продукции, неритмичность производственного процесса, а также наличие сплошного контроля. Применение процессного подхода совместно с системами автоматизированного контроля, автоматизированной технологической подготовки производства, управление оборудованием и сбора информации, а также управления предприятием. Образованная данными системами единая информационная среда позволяет снизить в 1.75–1.8 раза количество неправильно забракованных и неправильно принятых деталей и исключить неверные решение по ремонту, а также сократить время на принятие решений.

Ключевые слова: коленчатые валы, цифровизация, дефектация, процессный подход, автоматизированный контроль

DOI: 10.31857/S0235711924030107, **EDN:** PGRKTI

На сегодняшний момент в сельском хозяйстве РФ наблюдается снижение количества применяемых средств механизации, при этом скорость выбывания сельскохозяйственной техники намного опережает обновление парка машин. Обеспеченность техникой и специальным оборудованием сельскохозяйственных производителей находится на небольшом уровне, что не позволяет осуществлять сельскохозяйственные работы в установленные сроки. Это ведет к потерям с/х продукции [1].

По данным департамента растениеводства, механизации и защиты растений Минсельхоза России возрастной состав парка техники в АПК составляет примерно около 60% — свыше 10 лет. При этом, за три года парк тракторов со сроком эксплуатации более 10 лет снизился всего на 1.28%. зерноуборочных комбайнов — на 2.15, а кормоуборочных комбайнов увеличился на 1.01%. Также остается высокой доля зарубежной техники: в сельскохозяйственных организациях она составила по тракторам 69%, зерноуборочным комбайнам — 23%, кормоуборочным — 22%.

В связи с тем, что больше половины сельскохозяйственной техники старше 10 лет, возрастает роль ремонтных предприятий. Для обслуживания техники необходимо проведение своевременного и качественного ремонта.

Из всех возникающих отказов 2/3 приходится на три основных агрегата: двигатель, гидросистему и трансмиссию. Другие элементы конструкции техники

достаточно надежные. При этом доля отказов в двигателе топливной аппаратуры — 25–30%, ЦПГ — 20–25% и кривошипно-шатунного механизма около 15%.

При этом качество отремонтированных деталей, узлов и агрегатов будет зависеть от имеющихся на предприятии средств измерений, отвечающих требованиям точности измерений и удобству их применения.

Ремонт двигателей — это сложный и трудоемкий процесс, направленный на восстановление его технических параметров. Качество ремонта двигателей зависит от множества факторов [1] и формируется на различных этапах, начиная с проектирования процесса ремонта и заканчивая обкаткой и испытанием отремонтированного двигателя. Двигатель внутреннего сгорания включает в себя несколько сотен деталей, все эти детали образуют различные типы соединений и посадок, от качества которых будет зависеть качество работы двигателя в целом [2]. Поэтому на стадии проектирования ремонтного процесса необходимо обосновать требования к точности каждого типа, восстанавливаемого соединения, как для посадок с зазором [3], с натягом [4], уплотнительных узлов [5], так и для размеров, входящих в размерные цепи [6]. На этапе обкатки и испытаний важнейшим фактором является точность и достоверность получаемой измерительной информации [7].

Коленчатый вал является одной из дорогостоящих деталей двигателя, определяющих его ресурс, в связи с этим к его изготовлению и ремонту необходимо предъявлять повышенные требования по точности.

По данным ведущей научно-исследовательской организации “Федеральный научный агроинженерный центр ВИМ” у техники отечественного производства около 85–90% отказов узлов и деталей обусловлено производственными дефектами, которые вызваны отступлением геометрических размеров (до 31%), несовершенством технологического процесса изготовления (до 20%), неудовлетворительной качеством сборки, работой технологического оборудования, и другими нарушениями производственных процессов (до 22%) [8].

Работая в условиях динамических и ударных деформаций и вибраций, подвергаясь воздействию высоких температур, коленвал является одним из самых ответственных и дорогих элементов двигателя [9], именно поэтому вопросы цифровизации процессов надо начинать с такого вида деталей.

Рассмотрим процесс ремонта двигателей с позиции процессного подхода. На рис. 1 представлен в общем виде процесс ремонта ДВС, построенный в нотации IDEF0.

На рис. 2 и в табл. 1 представлены основные технические требования, предъявляемые к коленчатым валам дизельного двигателя ЯМЗ-236.

Коленчатые валы автомобильных двигателей целесообразнее заменять на новые, а крупногабаритные, например, коленвалы тракторных двигателей, восстанавливать, что позволяет экономить материальных и производственные ресурсы.

При эксплуатации коленчатых валов под воздействием нагрузок возможно возникновение следующих дефектов таких как: трещины или обломы; износ или задирры на коренных и шатунных шейках; износ задней коренной шейки по длине; износ передней или задней шеек под манжеты; износы шейки под шкив; износ шейки под передней противовеса; износ шейки под шестерню; износ отверстия под подшипник; ослабление посадки установочных штифтов; износ шпоночного паза; ослабление посадки противовеса; износ зубьев шестерни по толщине; ослабление посадки шестерни; ослабление посадки переднего или заднего маслоотражателя; обрыв противовесов; срывы резьбы витков.

Все перечисленные дефекты должны быть выявлены в процессе дефектации (рис. 3) от которого в дальнейшем зависит результат всего ремонта. Именно в процессе дефектации определяется возможность проведения ремонта коленчатых валов, что повышает требования как к оборудованию, так и персоналу в плане

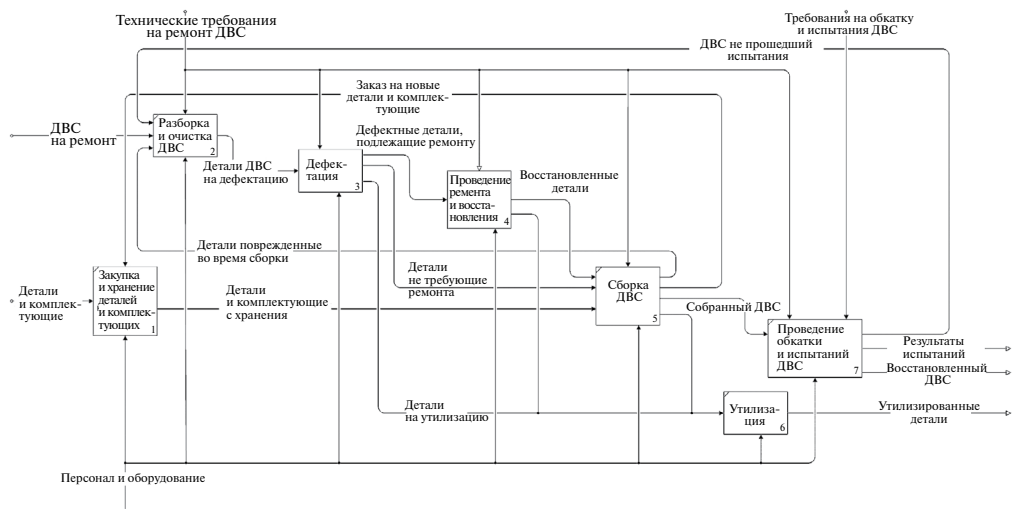


Рис. 1. Процесс ремонта ДВС в общем виде.

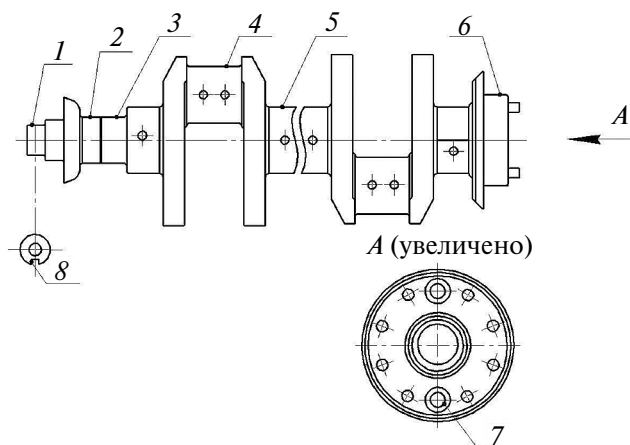


Рис. 2. Коленчатый вал двигателя ЯМЗ-236 с указанием видов контролируемых дефектов.

недопустимости попадания дефектного вала на сборку. Ремонтные предприятия, из-за высокой конкуренции с производителями, испытывают трудности с высококвалифицированными сотрудниками и в первую очередь отсутствуют кадры, умеющие работать с метрологическим оборудованием. Из-за сложившейся ситуации предприятия вынуждены снижать требования к сотрудникам, что не позволяет использовать современные, в том числе и цифровые, средства измерения.

Помимо проблем с измерениями возникают сложности с определением годности, а также с определением необходимых объемов и видов работ.

Решить первую проблему может внедрение системы автоматизированного контроля (CAI—Computer-aided inspection) которая, получив информацию от цифрового средства измерения, сравнивает с имеющимися параметрами в базе данных и делает заключение о годности.

Таблица 1. Основные технические характеристики коленчатого вала двигателя ЯМЗ-236

№ п/п	Параметр	Значение
1	Диаметр шатунных шеек	88 мм
2	Диаметр коренных шеек	110
3	Допуск круглости и допуск профиля продольного сечения поверхностей 4 и 5	0.05
4	Допуск круглости поверхностей 2 и 3	0.05
5	Допуск симметричности отверстия 8 относительно поверхности 1	0.12 мм в радиусном выражении
6	Позиционный допуск отверстия 7 относительно поверхности 6	0.05 мм в радиусном выражении
7	Шероховатость поверхностей по ГОСТ 2789–73, не более: поверхностей 4 и 5 поверхностей 1 и 6	<i>Ra</i> 0.25 мкм <i>Ra</i> 1.25 мкм
8	Допуск параллельности отверстия 1 относительно отверстия шатуна под поршневой палец	0.04 мм на длине 100 мм
11	Допуск круглости и допуск профиля продольного сечения для отверстия 1	0.05
12	Шероховатость отверстия 1 по ГОСТ 2789–73 не должна быть более	<i>Ra</i> 0.5 мкм

Более сложной задачей является решение второй проблемы, поскольку не существует единой технологии восстановления, из-за чего необходимо использовать комплекс программного обеспечения. Так, разработка технологического процесса осуществляется в программах для автоматизированной технологической подготовки производства (CAPP – Computer-Aided Process Planning), а управление оборудованием и сбор информации осуществляется посредством автоматизированных систем (CAM–Computer-aided manufacturing).

Внедрение каждой отдельной программы или отсутствие обмена информацией между ними не позволит добиться желаемого эффекта поэтому их необходимо объединить на основе PLM (Product Lifecycle Management)/ERP (Enterprise Resource Planning) систем. Все перечисленные системы образуют на предприятии единую информационную среду (ЕИС), которая позволит добиться желаемого результата.

Из вышеизложенного следует, что на этапе внедрения данного комплекса потребуются высокие как финансовые, так и трудовые затраты, которые могут не окупиться при низкой производительности предприятия, поэтому в дальнейшем будем рассматривать предприятие производящее ремонт от 1000 ДВС в год. С другой стороны, при внедрении ЕИС произойдет значительное снижение внутренних и внешних потерь от брака на предприятии.

Главными особенностями ремонтных предприятий является неоднородность выпускаемой продукции и неритмичность производственного процесса, что накладывает свой отпечаток на выбор средств измерений в пользу более «простых» и универсальных. Помимо этого, на ремонтных предприятиях осуществляется сплошной контроль как при поступлении на ремонт деталей, так и после проведения восстановления. Основными параметрами при измерении для такого рода предприятий будет минимизация вероятности появления ошибок первого и второго рода, а также скорость проводимых измерений [10, 11].

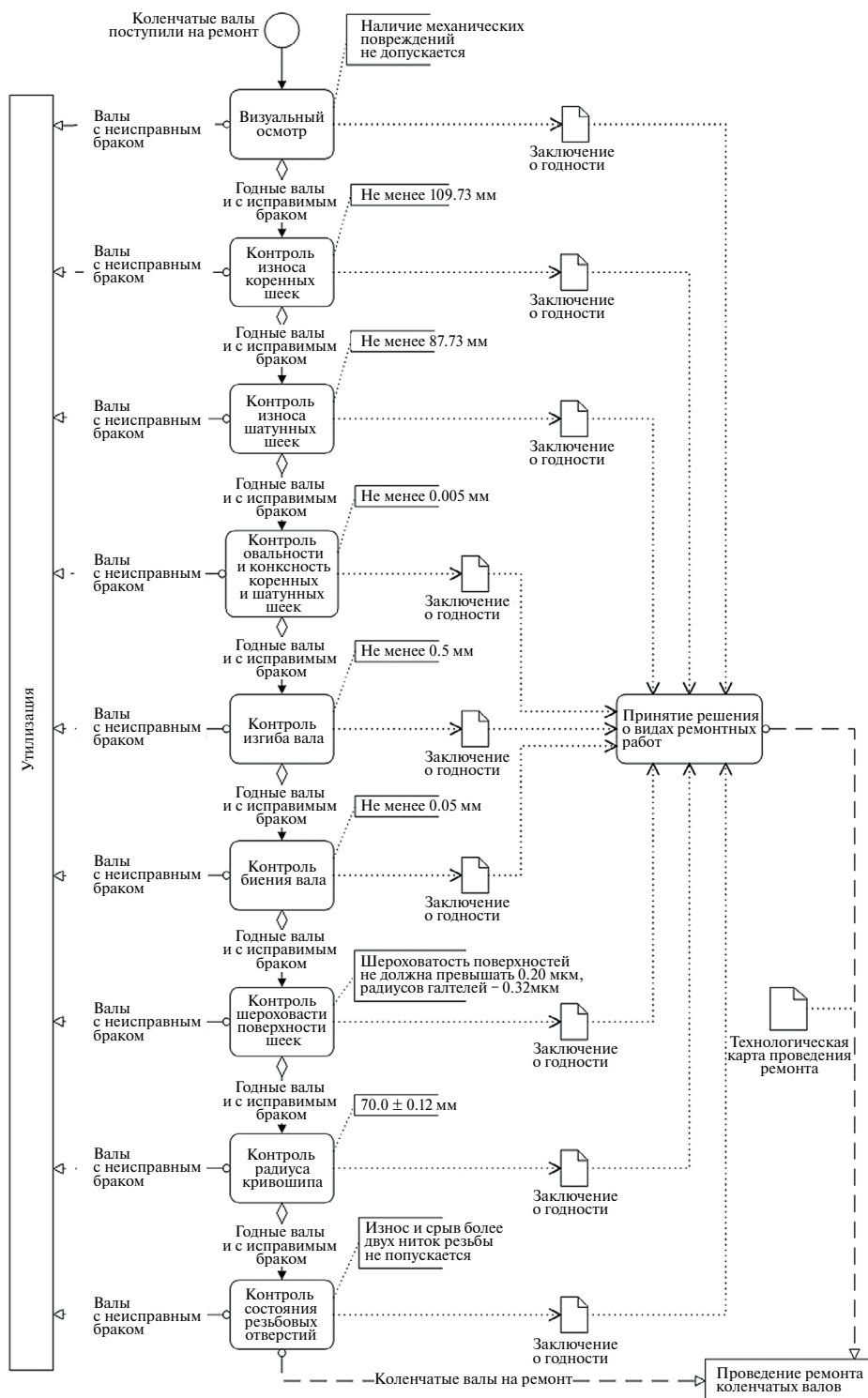


Рис. 3. Процесс дефектации коленчатого вала двигателя ЯМЗ-236.

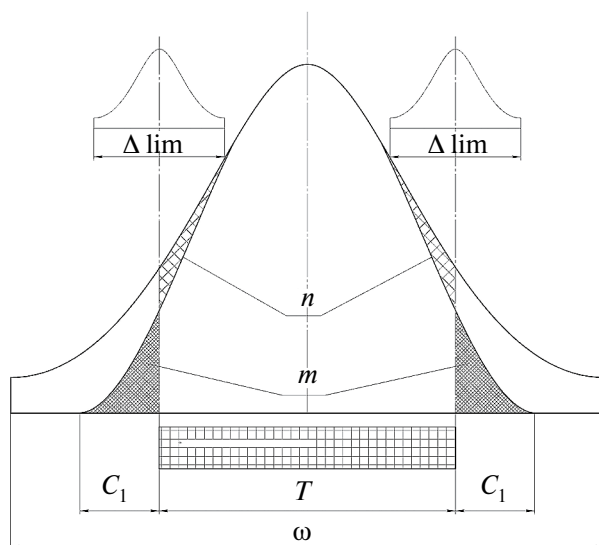


Рис. 4. Схема контроля: m (m_1) – число неправильно принятых изделий в процентах от общего числа измеренных (числа принятых); n (n_1) – число неправильно забракованных изделий в процентах от общего числа измеренных (числа годных); c (c_1) – вероятностная величина выхода измеряемого параметра за каждую границу допуска у неправильно принятых изделий (от числа принятых деталей).

Основными причинами возникновения ошибок является погрешность измерения и некорректная обработка данных. Так, рассеяние погрешности измерения накладывается на зону рассеяния действительных размеров и возникает неопределенность при принятии решения – годное изделие или бракованное. Под влияние наложения рассеяний попадают действительные размеры изделия, которые находятся около границ поля допуска. Взаимосвязь между допуском T , параметрами рассеяния действительных размеров изделия (зоной рассеяния $\omega_{\text{тех}}$ и среднеквадратическим отклонением $\sigma_{\text{тех}}$) и рассеянием самой погрешности измерения Δ , при распределении их по закону нормального распределения, представлена на рис. 4.

Средства измерений для контроля шеек коленчатых валов выбирают из номенклатуры так, чтобы предельная погрешность измерения $\Delta \lim$ была не более допускаемой нормируемой погрешности измерения δ

$$\Delta \lim \leq \delta. \quad (1)$$

Влияние погрешности измерения на результаты разбраковки оценивают параметрами, указанными на рис. 4.

Для расчетов точности измерений воспользуемся относительной величиной

$$A_{\text{мет}}(\sigma) = (\sigma_{\text{мет}}/T) \cdot 100\%, \quad (2)$$

где $A_{\text{мет}}(\sigma)$ – относительная погрешность измерения (коэффициент точности измерений); $\sigma_{\text{мет}}$ – среднеквадратическое отклонение погрешности измерения $\sigma_{\text{мет}} = \Delta \lim / 2$; T – допуск контролируемого параметра.

Проведем сравнение цифровых средств измерения с рекомендуемыми на примере контроля диаметров коренных и шатунных шеек коленчатых валов двигателя

Таблица 2. Результаты расчета неправильно принятых и неправильно забракованных шатунных шеек коленчатых валов двигателей ЯМЗ-236 при обработке под ремонтный размер

Параметр	Средство измерений	
	ЦСИ	АСИ
Контролируемый размер d , мм	87.75 _{-0.022}	
Предельная погрешность СИ Δlim , мкм	±2	±3.5
СКО погрешности измерения, мкм	1	1.75
Коэффициент точности измерения $A_{\text{мет}}$, %	4.54	7.95
Количество неправильно принятых шатунных шеек с исправимым браком m , %	0.4	0.7
Количество неправильно принятых шатунных шеек с неисправимым браком m , %	0.06	0.1
Количество неправильно забракованных шатунных шеек с исправимым браком n , %	1.2	2.1
Количество неправильно забракованных шатунных шеек с неисправимым браком n , %	0.6	1
Итого брака, %	2.26	3.9

ЦСИ – Высоточные цифровой микрометр микрометры с ценой деления 0.001 мм.

АСИ – Скоба рычажная СР-100 с ценой деления 0.002 мм.

ЯМЗ-236. В качестве средства измерения, согласно нормативной документации, применяются скобы рычажные (СР-100).

В табл. 2, 3 представлено, как изменяется количество неправильно принятых и неправильно забракованных деталей при использовании различных средств измерений. В табл. 2 представлены результаты расчета неправильно принятых и неправильно забракованных шатунных шеек коленчатых валов двигателей ЯМЗ-236 при обработке под ремонтный размер.

Таким образом, при применении более точного средства измерения, количество неправильно принятых шатунных шеек снизится на 0.34%, а количество неправильно забракованных – на 1.3%.

В табл. 3 представлены результаты расчета неправильно принятых и неправильно забракованных коренных шеек коленчатых валов двигателей ЯМЗ-236 при обработке под ремонтный размер

Таким образом, при применении более точного средства измерения, количество неправильно принятых коренных шеек снизится на 1.12%, а количество неправильно забракованных коренных шеек – на 2.3%.

Анализируя таблицы с данными, можно сделать вывод, что общее количество неправильно принятых деталей сократится в 1.8 раз, а количество неправильно забракованных в 1.75 раз при применении более точного средства измерения.

Внедрение ЕИС позволяет исключить вероятность возникновения ошибок при обработки полученных данных, а также подобрать наиболее удачную технологию восстановления из доступных на предприятии вариантов. Исходя из этого процент бракованной продукции вовремя дефектации не превысит 4.5%.

На подобных предприятиях используют универсальные средства измерения поэтому внедрение САИ-системы незначительно повлияло на скорости измерений, но позволило собрать и обработать данные используя возможности ЕИС, благодаря

Таблица 3. Результаты расчета неправильно принятых и неправильно забракованных коренных шеек коленчатых валов двигателей ЯМЗ-236 при обработке под ремонтный размер

Параметр	Средство измерений	
	ЦСИ	АСИ
Контролируемый размер d , мм	109.75 _{-0.022}	
Предельная погрешность СИ Δlim , мкм	± 2.0	± 3.5
СКО погрешности измерения $\sigma_{\text{мет}}$, мкм	1.0	1.75
Коэффициент точности измерения $A_{\text{мет}}$, %	4.54	7.95
Количество неправильно принятых коренных шеек с исправимым браком m , %	1.0	1.8
Количество неправильно принятых коренных шеек с неисправимым браком m , %	0.43	0.75
Количество неправильно забракованных коренных шеек с исправимым браком n , %	1.8	3.2
Количество неправильно забракованных коренных шеек с неисправимым браком n , %	1.2	2.1
Итого брака, %	4.43	7.85

ЦСИ – Высокоточные цифровой микрометр микрометры с ценой деления 0.001 мм

АСИ – Скоба рычажная СР-125 с ценой деления 0.002 мм

чему произошло снижение временных затрат на весь процесс дефектации до 30 минут на один коленчатый вал.

Заключение. Применение цифровых технологий на ремонтных предприятиях имеет свои особенности, так наличие сплошного входного контроля повышает важность проводимых измерений, на основе которых формируется перечень необходимых мероприятий. Применение цифровых инструментов с возможностью передачи данных позволяет не только добиться снижения в 1.75–1.8 раза неправильно забракованных и неправильно принятых деталей, но и исключить неверные решения по ремонту благодаря ЕИС. Помимо этого, сокращается время на принятие решения, что положительно сказывается на продолжительности ремонта. Также стоит отметить, не смотря на кажущуюся простоту применения цифровых технологий они требуют значительных финансовых и трудовых ресурсов на этапах разработки и внедрения поэтому перед принятием решения необходимо оценить все возможные риски.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Российского государственного аграрного университета – МСХА им. К. А. Тимирязева и Института машиноведения им. А. А. Благонравова 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. *Erokhin M. N.* Production and Repair of Agricultural Equipment: Analysis by the 5M Principle // Russ. Engin. Res. 2023. V. 43. P. 1242.
<https://doi.org/10.3103/S1068798X23100076>
2. *Ramanath M. N., Chikmath L., Murthy H.* Analysis of separation mechanism and life enhancement study of lug joint with interference fit fastener // Sadhana. 2023. V. 48. № 4. P. 97.
<https://doi.org/10.1007/s12046-023-02253-6>

3. *Leonov O. A., Shkaruba N. Z., Temasova G. N. et al.* Calculation of Fit Tolerance with Clearance to Increase Relative Wear Resistance of Joints // *J. Frict. Wear.* 2023. V. 44. P. 171.
<https://doi.org/10.3103/S1068366623030054>
4. *Wang, J., Ran H., Dai P. et al.* Flow characteristic analysis of a herringbone groove thrust bearing with shaft misalignment // *Industrial Lubrication and Tribology.* 2023. V. 75. № 1. P. 67.
<https://doi.org/10.1108/ILT-06-2022-0198>
5. *Reis Farias M., Baptista L. A. R., Troyman A. C. R. et al.* Application of the stiffness method to the optimization analysis of a marine propulsion shaft system // *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* 2023. V. 45. P. 116.
<https://doi.org/10.1007/s40430-023-04045-9>
6. *Gurav S., Khan W., Khan Y. et al.* Analysis Study Effect of Misalignment on Rotating Shaft // *IJIRSET.* 2022. V. 11 (4). P. 3877.
<https://doi.org/10.15680/IJIRSET.2022.1104127>
7. *Leonov O. A., Shkaruba N. Z., Vergazova Y. G. et al.* Project Assessment of the Reliability of the Joint of a Circulation-Loaded Ring of a Rolling Bearing with a Shaft of Tolerance Class js6 // *J. Mach. Manuf. Reliab.* 2023. V. 52. P. 343.
<https://doi.org/10.3103/S1052618823040088>
8. *Leonov O. A., Shkaruba N. Z.* Normalization of the Indirect Measurement Errors of Acceptance Engine Tests // *Meas. Tech.* 2022. V. 65. P. 564.
<https://doi.org/10.1007/s11018-023-02121-z>
9. *Ерохин М. Н., Дорохов А. С., Катаев Ю. В.* Интеллектуальная система диагностирования параметров технического состояния сельскохозяйственной техники // *Агроинженерия.* 2021. № 2 (102). С. 45.
<https://doi.org/10.26897/2687-1149-2021-2-45-50>
10. *Леонов О. А., Шкаруба Н. Ж.* Совершенствование методики проведения микрометража и дефектации шеек коленчатых валов // *Вестник ФГОУ ВПО МГАУ.* 2007. № 3—1 (23). С. 81.
11. *Leonov O. A., Shkaruba N. Zh., Vergazova Yu. G., Temasova G. N., Pupkova D. A.* Internal Losses in Machine Tool Production // *Russian Engineering Research.* 2023. V. 43. P. 802.
<https://doi.org/10.3103/S1068798X2307016X>
12. *Bondareva G. I., Temasova G. N. et al.* Assessing External Defects at Manufacturing Enterprises // *Russian Engineering Research.* 2022. V. 42 (2). P. 151.
<https://doi.org/10.3103/S1068798X22020046>
13. *Shkaruba N. Z., Leonov O. A.* Permissible Measurement Error in Monitoring the Shape and Position of Surfaces // *Russian Engineering Research.* 2021. V. 41 (3). P. 211.
<https://doi.org/10.3103/S1068798X21030175>
14. *Бондарева Г. И., Леонов О. А., Шкаруба Н. Ж. и др.* Проектирование и анализ качества контрольных процессов на ремонтных предприятиях. М.: ООО «ОнтоПринт», 2020. 95 с.
<https://doi.org/10.37738/VNIIGIM.2021.77.78.001>

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

УДК 534.83

**ОЦЕНКА ФАКТОРА ВЛИЯНИЯ ОСНАСТКИ НА РЕЗУЛЬТАТ
ЭКСПЕРИМЕНТА ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПАРАМЕТРОВ
ЗВУКОИЗОЛЯЦИИ КОНСТРУКЦИИ ПАНЕЛИ**© 2024 г. П. А. Попов¹*, А. А. Иголкин¹, Е. В. Шахматов¹¹*Самарский национальный исследовательский университет им. С. П. Королева,
Самара, Россия***e-mail: banduir@rambler.ru*

Поступила в редакцию 22.05.2023 г.

После доработки 10.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

В статье представлен научный подход, основанный на анализе интенсивности акустического шума, базирующийся на теории математических рядов, позволивший успешно решить задачу оценки погрешности полученных результатов при проведении экспериментов по нахождению параметров звукоизоляции. Выявленные закономерности нашли свое применение в процессе проектирования специальной конструкции для эксперимента.

Ключевые слова: оснастка для акустических испытаний, экспериментальная панель, акустическое поле, звукоизоляция, коэффициент звукопоглощения, полная функция интенсивности акустической энергии

DOI: 10.31857/S0235711924030111, **EDN:** PGLKIF

В инженерной практике при подготовке экспериментов, в результате которых оцениваются параметры звукоизоляции и динамики конструкции машин, возникает необходимость выбора испытательного оборудования с точки зрения технических характеристик акустического реверберационного стенда (АРС), его функциональных возможностей, например, энергетики акустических источников, габаритов исследуемой конструкции [1]. Кроме этого, существует проблема, решение которой важно при планировании эксперимента, в котором бы учитывалась не только исследуемая звукоизолирующая поверхность объекта, но и влияние параметров оснастки для проведения акустических испытаний с исследуемым образцом, имеющим кривизну, например, сегмент цилиндрического элемента самолетной или ракетной конструкции. Актуальность задачи объясняется тем, что во время нагружения конструкции акустической энергией, элементы оснастки также подвержены воздействию, негативно влияющему на точность проведения эксперимента. Ведь оснастка сама становится фактором передачи акустических волн под исследуемую конструкцию. Пример решения такой проблемы представлен в работах, в которых предлагалось проводить контроль качества испытаний путем эксперимента с контрольным образцом или образцовой моделью, установленной в экспериментальное окно между камерой высокого уровня (КВУ) и камерой низкого уровня (КНУ) [2]. Моделью может являться эталонная пластина, для которой механизм передачи акустической энергии обусловлен только массовыми свойствами. Полученные для этой пластины

звукоизолирующие свойства сопоставляются с “законом массы” [3, 4]. При этом точность эксперимента регламентируется заранее, например, в предложенных работах предполагалось, что отклонение расчетных и экспериментальных параметров для образцовой модели не должно превышать ± 1 дБ. Такая проверка является обязательным условием проведения эксперимента и в случае отклонения характеристик от расчетных значений на большую по модулю величину, возникает необходимость в дополнительной изоляции пространства между исследуемой панелью и экспериментальным окном, например, с помощью звукопоглощающего материала (ЗПМ), т.е. в увеличении звукоизоляции оснастки. При использовании в этих целях однокамерного акустического реверберационного стенда, которые в настоящее время имеются на некоторых предприятиях ракетно-космической отрасли, камеру низкого уровня можно заменить специальной звукоизолирующей конструкцией в виде замкнутого короба, позволяющего учесть интерференционную картину между исследуемой конструкцией и поверхностью, защищаемой от шума. При этом так же является актуальной оценка точности испытаний. Однако, вследствие больших пространственных масштабов оснастки-короба и замкнутости исследуемой конструкции «панель—оснастка» ее практически нельзя проверить при эксперименте, ведь для таких объектов «закон масс», полученный для бесконечного тонкого слоя, перестает выполняться. Кроме этого, коррекция звукоизоляционных характеристик такого рода объектов при помощи дополнительных ЗПМ становится практически невозможной во время эксперимента, поэтому акустическое проектирование оснастки до проведения экспериментальных работ является важной, актуальной задачей.

В результате научно-информационного поиска открытых источников было обнаружено, что в монографии И.И. Боголепова [3] представлен способ измерения звукоизоляции плоских конструкций реверберационным методом с помощью звукомерных камер, представляющих собой две камеры КВУ и КНУ между которыми устанавливается исследуемый образец. В КВУ создается диффузное реверберационное акустическое поле, после чего проводятся измерения акустического давления в обеих камерах, по разнице уровней шума в каждой камере и поправке на известные характеристики КНУ (площадь отражающих поверхностей, объем, время реверберации) оценивается звукоизоляция конструкции. Недостатком описанного способа является отсутствие возможности учета интерференции акустических волн внутри КНУ, т.к. размер между объектом исследования и стенами камеры, а также акустические свойства стен камеры не соответствуют аналогичным характеристикам изделия.

Наиболее достоверным способом оценки звукоизоляционных характеристик можно назвать использование уменьшенной модели конструкции отсека ракеты или самолета целиком либо их крупного узла, установленной в АРС большого объема [6]. Такой способ позволяет лучше понять физику формирования акустического поля внутри исследуемого объекта, избавиться от несуществующих в реальной конструкции форм колебаний и определить наиболее значимые по энергетике формы.

Представленный в статье подход основан на вычислении акустической энергии внутри испытываемой конструкции и оснастки. Суть подхода заключается в энергетической оценке падающих и отражающихся акустических потоков от различных преград с учетом их рассеяния и поглощения в диапазонах частот выше определенной граничной частоты $f_{гр}$, рассчитанной исходя из числа собственных частот воздушного объема оснастки N , ее объема V и скорости звука в воздухе c [4]

$$f_{гр} = c\sqrt[3]{\frac{3N}{4\pi V}}. \quad (1)$$

В итоге, физическая задача сводится к математической модели суммирования сходящихся математических рядов, сходимость которых предопределяется

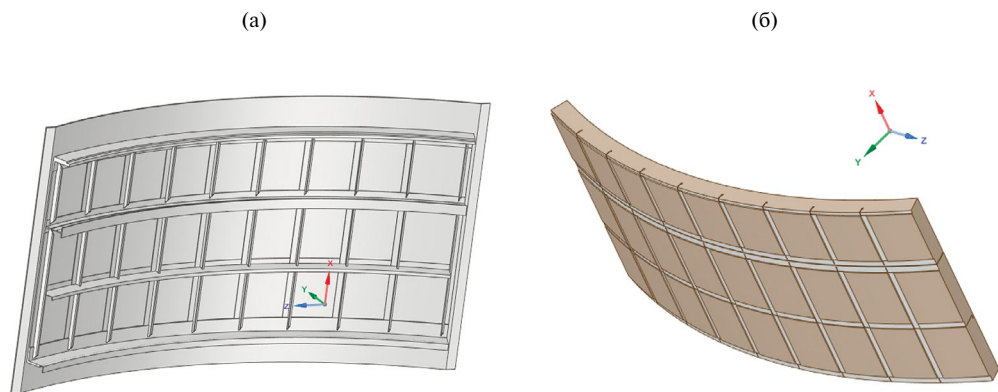


Рис. 1. Объект испытаний: (а) — экспериментальная панель, усиленная стрингерами и шпангоутами, (б) — звукопоглощающий материал.

пространственными масштабами области внутри исследуемого объема и коэффициентами звукопоглощения. Найденная сумма представляет собой полную функцию интенсивности акустической энергии исследуемого объекта.

Объекты испытаний и оснастка. Объект испытания и оснастка, находящиеся на самоходном шасси с электрическим приводом, были помещены в центр АРС объемом 1000 м^3 . Согласно формуле Маера на частотах от 58 Гц в камере реализуется диффузное звуковое поле [4]. Отношение объема оснастки к объекту испытания к объему реверберационной камеры составляет 0.2%, поэтому это не приводит к существенному изменению степени однородности поля.

Испытаниям подвергался сегмент конструкции цилиндрической части головного обтекателя (ГО) ракеты-носителя (рис. 1).

Экспериментальная модель имела достаточно высокую поверхностную массу за счет вклада силового набора, тогда как поверхностная масса обшивки составляет 5 кг/м^2 или 30% от поверхностной массы образцов со звукопоглощающими материалами (ЗПМ).

Для решения задачи нахождения звукоизоляционных характеристик представленной конструкции ГО предполагалось использование АРС, в которой устанавливается экспериментальная оснастка, представляющая из себя металлический короб, с экспериментальным окном, в которое помещается испытуемый образец (рис. 2).

Глубина оснастки равна среднему расстоянию от обечайки до конструкции солнечных батарей космического аппарата (КА) и составляет 0.5 м, что учитывает процессы интерференции между объектами.

Для снижения влияния прохождения шума в зоне прилегания конструкции к оснастке, предполагалась установка переходного элемента, изображенного на рис. 2 и представляющего собой конструкцию, разработанную из материала АМГ6 толщиной 30 мм.

На внутренней поверхности оснастки предполагалась установка пакетов ЗПМ в виде двух слоев пенополиуретана эластичного марки Е35 толщиной 30 мм.

Математическая модель оценки влияния оснастки на результат эксперимента. Математическая модель оценки влияния оснастки на результат эксперимента получена исходя из следующих рассуждений. Предположим, что поверхность испытуемой панели площадью S_1 излучает во внутреннее пространство акустическую энергию

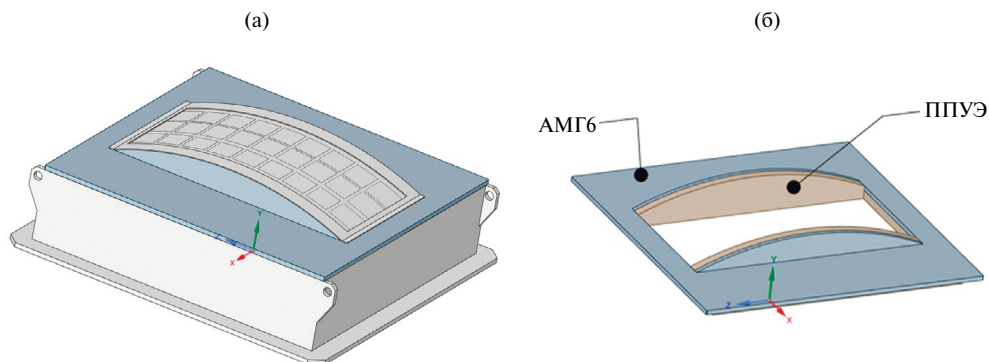


Рис. 2. Экспериментальная оснастка: (а) – сборка, (б) – переходный элемент оснастки.

интенсивностью I_1 , тогда соответствующую акустическую мощность N_1 можно представить через поток акустической энергии, проходящей через S_1 [4]

$$N_1 = \iint_{S_1} I_1 ds.$$

Тоже самое справедливо для экспериментальной оснастки, если соответствующим параметрам присвоить индекс 2. Тогда суммарная акустическая мощность N_Σ внутри оснастки запишется как

$$N_\Sigma = \iint_{S_1} I_1 ds + \iint_{S_2} I_2 ds. \quad (2)$$

Предположим, что вследствие диффузности акустического поля, воздействие на все элементы конструкции оснастки и экспериментальной панели с внешней стороны одинаковые по амплитуде (выполняется принцип диффузности в реверберационной камере), поделив получившееся выражение (2) на пороговое значение мощности $N_0 = 10^{-12}$ Вт, раскрывая знаки интегрирования и переходя к логарифмическим величинам, получим для уровня акустической мощности L_Σ

$$L_\Sigma = 10 \lg \frac{I_1 S_1 + I_2 S_2}{N_0}.$$

Фактор влияния оснастки на результат эксперимента Δ определим по формуле

$$\Delta = L_\Sigma - L_1 = 10 \lg \left(1 + \frac{I_2 S_2}{I_1 S_1} \right), \quad (3)$$

где $L_1 = 10 \lg \left(\frac{I_1 S_1}{N_0} \right)$ – акустическая мощность, излучаемая только экспериментальной панелью.

Для оценки величины Δ рассмотрим процесс распространения потока энергии акустических волн между двумя поверхностями (рис. 3). При этом, одна из поверхностей 1, через которую проходит поток акустической энергии является неоднородной, часть ее площади (в центре) имитирует экспериментальную панель, остальное – переходный элемент оснастки, поверхность 2 – основание экспериментальной оснастки.

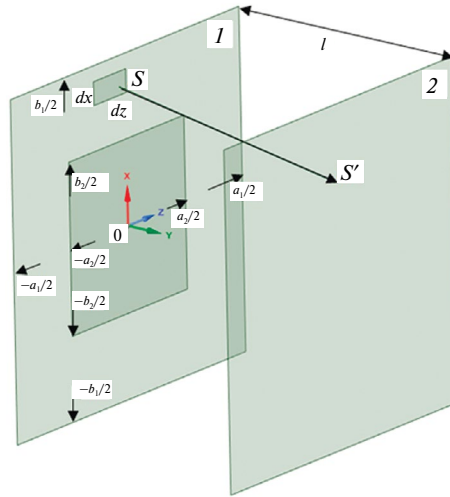


Рис. 3. Распространение потока акустической энергии между двумя поверхностями.

Оценим звуковые энергии падающих и отраженных акустических волн сначала для однородной поверхности. Для этого предположим, что поверхность 1 излучает во внутреннее пространство акустическую энергию мощностью N , тогда интенсивность поля в точке на поверхности 1

$$J = \frac{N}{a_1 \theta r}, \quad (4)$$

где a_1 – размер поверхности 1 в направлении оси z ; θr – размер поверхности 1 в радиальном направлении; θ – угол сегмента панели; r – радиус ее кривизны.

Акустическая мощность dN_1 излучаемая элементарной площадкой ds из (4) представится в виде

$$dN_1 = \frac{N}{a_1 \theta r} ds = \frac{Nr}{a_1 \theta r} d\theta dz. \quad (5)$$

Поток акустической энергии, прошедшей через ds прошел путь SS'

$$|SS'|^2 = (\theta r)^2 + z^2 + \left(l + r \cos(\theta) - \sqrt{r^2 - \frac{b_1^2}{4}} \right)^2,$$

где θ , z – координаты, по которым проводят интегрирование; l – расстояние между поверхностями 1 и 2, b_1 – линейный размер оснастки (рис. 3).

Интенсивность звука J на поверхности 2 с учетом рассеяния стала равной

$$J_1 = \int_{-\frac{a_1}{2}}^{\frac{a_1}{2}} \int_{-\frac{\theta_{\text{пред}}}{2}}^{\frac{\theta_{\text{пред}}}{2}} \frac{Nr}{a_1 \theta_{\text{пред}} r |SS'|^2} d\theta dz, \quad (6)$$

$$\theta_{\text{пред}} = \arcsin\left(\frac{b_1/2}{r}\right).$$

Интегрирование (6) проводится по размеру поверхности l (рис. 3) в том случае, если цилиндрическая экспериментальная панель занимает всю поверхность l . После многократных отражений от поверхности l и 2 суммарная интенсивность звука J_1 стала равной

$$J_1 = \sum_{i=1}^{\infty} \int_{-\frac{a_1}{2}}^{\frac{a_1}{2}} \int_{-\frac{\theta_{\text{пред}}}{2}}^{\frac{\theta_{\text{пред}}}{2}} \frac{N(1-\alpha_1)^{2(i-1)}(2-\alpha_1)r}{a_1\theta_{\text{пред}}r(2i-1)\left((\theta r)^2 + z^2 + \left(l + r\cos(\theta) - \sqrt{r^2 - \frac{b_1^2}{4}}\right)^2\right)} d\theta dz, \quad (7)$$

где α_1 — коэффициент поглощения плоскостей l и 2; i — индекс, по которому проводится суммирование.

Если рассматривать неоднородную поверхность с двумя неоднородностями, и при этом учесть, что внешняя неоднородность с координатами интегрирования x , z является плоской, а внутренняя, имитирующая сегмент исследуемой панели, цилиндрической, то формула (7) преобразуется к виду

$$J_1 = 2 \sum_{i=1}^{\infty} \frac{(1-\alpha_1)^{2(i-1)}(2-\alpha_1)}{(2i-1)} \left(\int_{-\frac{a_1}{2}}^{\frac{a_1}{2}} \int_{\frac{b_2}{2}}^{\frac{b_1}{2}} \frac{N_1}{a_1 \frac{(b_1-b_2)}{2} (x^2 + z^2 + l^2)} dx dz + \right. \\ \left. + \int_{\frac{a_2}{2}}^{\frac{a_1}{2}} \int_{-\frac{b_2}{2}}^{\frac{b_1}{2}} \frac{N_1}{(a_1-a_2) \frac{b_2}{2} (x^2 + z^2 + l^2)} dx dz \right) + I_1; \quad (8)$$

$$I_1 = \sum_{i=1}^{\infty} \int_{-\frac{a_2}{2}}^{\frac{a_2}{2}} \int_{-\frac{\theta_{\text{пред}}}{2}}^{\frac{\theta_{\text{пред}}}{2}} \frac{N_2(1-\alpha_1)^{2(i-1)}(2-\alpha_1)r}{a_2\theta_{\text{пред}}r(2i-1)\left((\theta r)^2 + z^2 + \left(l + r\cos(\theta) - \sqrt{r^2 - \frac{b_1^2}{4}}\right)^2\right)} d\theta dz, \quad (9)$$

$$N_2 = N_1 10^{(R_1-R_2)/10},$$

где α_1 — коэффициент поглощения плоскостей l и 2; α_2 — коэффициент поглощения экспериментальной панели; N_2 — мощность акустического потока напротив экспериментальной панели; N_1 — мощность акустического потока напротив плоскости (1); R_1 — локальная звукоизоляция плоскости l ; R_2 — локальная звукоизоляция экспериментальной панели.

Интегрирование проводится по площади излучения панели l и экспериментальной панели, исходя из рис. 3. Подобные выражения для интенсивностей других граней оснастки J_2 и J_3 можно написать аналогично

$$J_2 = 2 \sum_{i=1}^{\infty} \int_{-\frac{a_1}{2}}^{\frac{a_1}{2}} \int_0^l \frac{N_1(1-\alpha_1)^{2(i-1)}(2-\alpha_1)}{a_1 l (2i-1) (x^2 + z^2 + b_1^2)} dy dz; \quad (10)$$

$$J_3 = 2 \sum_{i=1}^{\infty} \int_{-\frac{b_1}{2}}^{\frac{b_1}{2}} \int_0^l \frac{N_1(1-\alpha_1)^{2(i-1)}(2-\alpha_1)}{b_1 l (2i-1) (x^2 + z^2 + a_1^2)} dy dx. \quad (11)$$

Проведем оценку фактора влияния оснастки на эксперимент Δ из формулы (3). Для получения величины I_2 , представляющей собой суммарную акустическую интенсивность внутри оснастки с неоднородными стенками, просуммируем интегралы (8), (10), (11). Интенсивность акустического шума, прошедшего через экспериментальную панель, оценивается по формуле (9). Тогда требование (3) запишется в виде

$$\Delta = 10 \lg \left(1 + \frac{(J_1 - I_1 + J_2 + J_3)S_2}{I_1 S_1} \right). \quad (12)$$

Расчетная зависимость представлена на рис. 4.

Оценка звукоизоляции и результаты расчетов погрешности влияния оснастки. Для вычисления погрешности, вносимой оснасткой в результат эксперимента, рассчитываемой по формуле (12), необходимо вычисление разности звукоизоляций, представленной в формуле (9). Для математического построения модели, позволяющей провести необходимые расчеты, был использован метод конечно-элементного моделирования [8–10]. Внешнее акустическое нагружение представлялось в виде диффузного акустического поля со спектральной плотностью мощности акустического давления 1 Вт/Гц [11]. Инерционная компонента звукоизоляции рассчитывалась в предположении, что исследуемая конструкция является акустическим барьером между внешней воздушной средой и средой, расположенной под панелью и оснасткой. Резонансная компонента звукоизоляции определялась из оценки способности упругой системы переизлучать энергию акустических волн во внутреннее пространство на резонансных частотах исследуемой панели [12, 13]; гашение акустических волн, проходящих через материал ППУЭ, учитывалось на основе эмпирической модели Делани и Базли [14–16].

Результаты расчета звукоизоляционных характеристик, представленные на рис. 4 показали следующее: 1) наличие ребер жесткости в экспериментальной панели на частотах свыше 625 Гц снизило ее звукоизоляционные свойства за счет конструкционных неоднородностей по сравнению законом масс; 2) на частотах ниже центральной частоты 625 Гц звукоизоляция экспериментальной панели выше звукоизоляции однородного слоя в следствии влияния упругоинерционных свойств ребер; 3) на частотах 80–160 Гц, звукоизоляция растет с уменьшением частоты, что объясняется

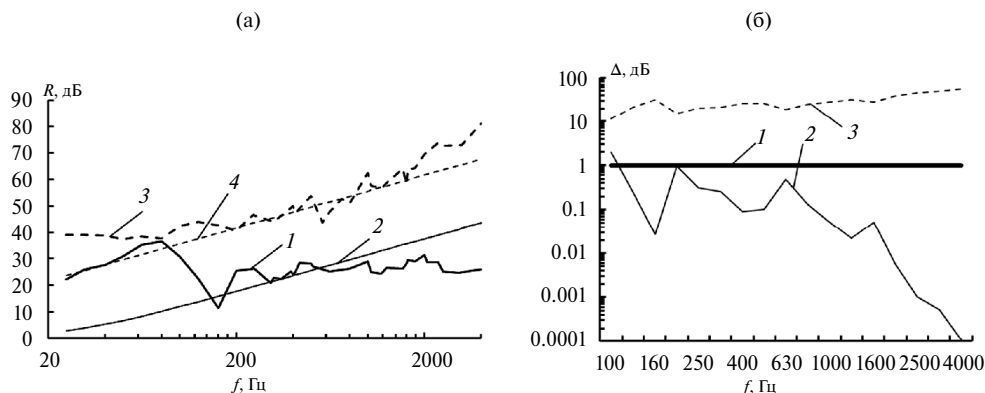


Рис. 4. Результаты расчетов: (а) — звукоизоляционные характеристики: 1 — экспериментальная панель; 2 — закон масс для экспериментальной панели; 3 — оснастка; 4 — закон масс для оснастки; (б) — оценка погрешности: 1 — ограничение в 1 дБ; 2 — погрешность эксперимента; 3 — разность звукоизоляции экспериментальной оснастки и звукоизоляции экспериментальной панели.

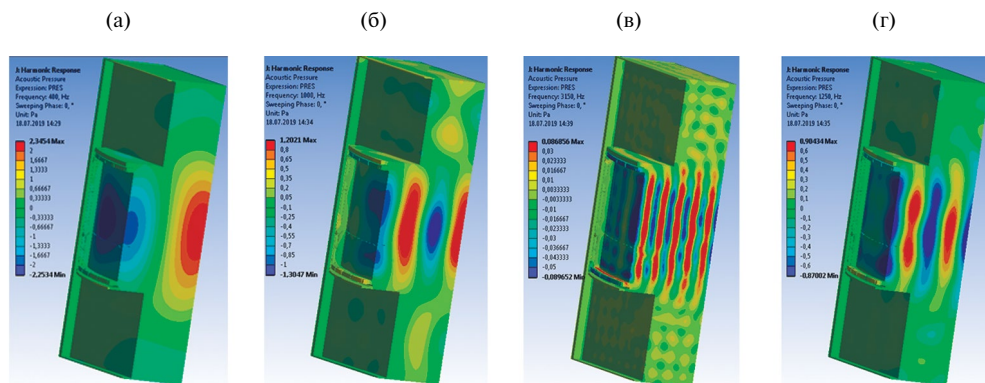


Рис. 5. Эпюры распространения акустических волн внутри экспериментальной оснастки на различных частотах: (а) – 400 Гц; (б) – 1000 Гц; (в) – 1250 Гц; (г) – 3150 Гц.

влиянием жесткости, размеров и кривизны панели, нижняя резонансная частота панели составляет ~ 160 Гц.

На рис. 4 также представлено сопоставление расчетных значений звукоизоляции конструкции экспериментальной оснастки, имеющей поверхностную массу 79.2 кг/м^2 , со звукоизоляцией бесконечного однородного слоя, вычисленного по закону масс. Как можно видеть из расчетов, значения оказались довольно близкими особенно в области действия инерционных свойств конструкции оснастки 200–1600 Гц. Вместе с тем, на частотах ниже 200 Гц и выше 1600 Гц наблюдается повышение значений расчетной звукоизоляции панели по сравнению с вычисленным по закону массы, это объясняется влиянием ЗПМ ППУЭ толщиной 60 мм.

Вычисления по формуле (12) показывают (рис. 4), что если предлагаемая конструкция оснастки с переходным элементом будет представлять собой металлический короб, выполненный из материала АМГ6 с толщиной стенок 30 мм с нанесенным на их внутренние поверхности ППУЭ толщиной 60 мм, фактор влияния оснастки на результат эксперимента будет менее 1 дБ на частотах выше центрального значения 125 Гц и менее 2 дБ в полосе частот с центральной частотой 100 Гц.

На рис. 5 представлены эпюры распространения акустических волн на различных частотах, свидетельствующие о том, что доля акустического давления, прошедшего через экспериментальную оснастку, составляет менее 10% по сравнению с испытываемой панелью.

Формула (1) является ограничением для описанного выше энергетического подхода, вычисления по ней для минимального рекомендованного числа собственных частот колебания среды для малых замкнутых объемов (звукоизолирующих капотов, кабин), предложено в работе [4], и составляет $N = 5$. Поэтому, для воздушной среды со скоростью звука $c = 343 \text{ м/с}$, крайняя доверительная частота составляет 288.8 Гц.

Результаты экспериментов. Верификация. Для получения обобщенных характеристик звукоизоляции образцов для всех временных промежутков, выбранных в процессе испытаний (для данного образца их было 151) было проведено осреднение полученных уровней акустического давления снаружи, и внутри экспериментальной оснастки с образцом в соответствии с подходом, представленным в работе [17]. Данные характеристики ЗИ представлены в сравнении с результатами предварительного расчета на рис. 6.

Отметим, что представленный анализ результатов расчета, во многом оказывается верен и для экспериментальных данных, кроме этого, нужно отметить следующее:

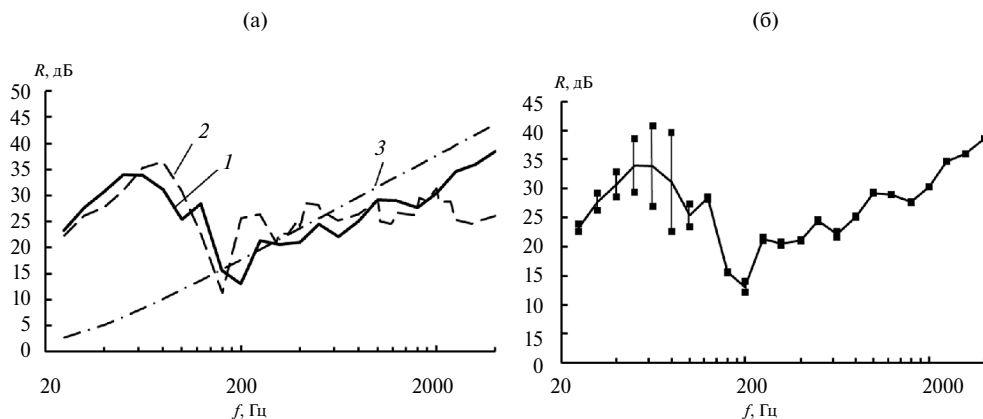


Рис. 6. Результаты экспериментов: (а) — сравнение с расчетными данными: 1 — эксперимент; 2 — расчет; 3 — закон масс; (б) — осредненные характеристики и разбросы в результатах: — — эксперимент; ▬ — разброс.

1) падение звукоизоляции в полосе частот с центральной частотой 100 Гц обусловлено поперечным пространственным резонансом, который можно определить по формуле [7]

$$f = \frac{c}{2l},$$

где $c = 343$ м/с — скорость звука в воздухе при нормальных условиях; $l \approx 2$ м — максимальный поперечный размер воздушного пространства под оснасткой; 2) падение звукоизоляции в полосах с центральными частотами 160 Гц, 200 Гц обусловлено нормальными к поверхности экспериментальной панели колебаниями; 3) после структурного резонанса, попадающего в полосы частот 160 Гц и 200 Гц, возрастание звукоизоляции вдоль частотной оси обусловлено массовыми свойствами обечайки. В соответствии с законом масс из рис. 6 можно сделать вывод, что влияние перекрестного силового набора на звукоизоляцию в высокочастотной области снижает звукоизоляционные характеристики.

Закключение. В рамках исследования были получены следующие результаты:

1. Разработана математическая модель оценки влияния оснастки на результат эксперимента, которая связывает основные характеристики экспериментального образца и оснастки (геометрические формы и размеры, коэффициенты звукопоглощения, звукоизоляция) с искомой погрешностью. **2.** Проведены расчеты по оценке звукоизоляционных свойств и погрешности влияния оснастки на эксперимент. Сделан вывод, что результаты эксперимента с предложенной оснасткой могут быть верны для диапазона выше частоты 288.8 Гц. **3.** Проведены экспериментальные работы по оценке звукоизоляции панели, результат был сравнен с расчетными значениями, дано обоснование полученного результата, разобраны физические причины полученных данных.

В настоящей статье имеется частотное ограничение на применимость выведенных формул, поэтому дальнейшие исследования будут направлены на уточнение искомой погрешности эксперимента в низкочастотной области.

Финансирование. Результаты исследования были получены в рамках выполнения государственного задания Минобрнауки России в области научной деятельности (Проект № FSSS-2023-0008).

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Лысенко Е. А., Тестоедов Н. А., Мирошниченко О. Г.* Факторы, влияющие на акустические характеристики реверберационной камеры // Изв. Вузов. Авиационная техника. 2009. № 2. С. 62.
2. *Зверев А. Я.* Механизмы снижения шума в салоне самолета // Акуст. журн. 2016. Т. 62. № 4. С. 474.
3. *Боголепов И. И.* Промышленная звукоизоляция. Ленинград: Судостроение, 1986. 367 с.
4. *Иванов Н. И.* Инженерная акустика. Теория и практика борьбы с шумом. Москва: Университетская книга, Логос, 2008. 424 с.
5. *Sims D.* Acoustic Simulation of the flight vibration environment // J. Env. Sci., 1979. Т. III. Р. 27.
6. *Зверев А. Я.* Акустическое поле в модельном отсеке фюзеляжа самолёта при его возбуждении диффузным звуковым полем // Издательский отдел ЦАГИ. Труды ЦАГИ. Выпуск 2681 «Авиационная акустика». 2009. С. 94.
7. *Шендеров Е. Л.* Волновые задачи гидроакустики. Ленинград: Судостроение, 1972. 352 с.
8. *Ansys. User's Guide. Introduction to Acoustics* // Lectures 1–7, 2016. 415 p.
9. *Actran 19. User's Guide. Installation, Operations, Theory and Utilities.* 2018. V. 1. 862 p.
10. *Actran 19. User's Guide. Extended DAT (EDAT) Input File Syntax.* 2018. V. 2. 756 p.
http://storage.ansys.com/doclinks/ansys.html?code=Acoustic_DiffuseSoundField-ALU-K2a
11. *Зверев А., Черных В.* Оценка эффективности применения вибропоглощающих покрытий с армирующим слоем при различных видах возбуждения подкреплённой панели // Материалы III международной научно-технической конференции. Самара. Самарский университет, 29 июня–01 июля 2016 г., 2016. С. 129.
12. *Хроматов В. Е.* Оценка влияния сверхзвукового потока на акустическое поле внутри фюзеляжных конструкций // II Всероссийская акустическая конференция, совмещенная с XXX сессией Российского акустического общества. Нижний Новгород, 6–9 июня 2017 г., 2017. С. 1442.
13. *Delany M. A., Bazley E. N.* Acoustic properties of fibrous absorbent materials // Appl. Acoust. 1970. V. 3. Р. 105.
14. *Комкин А. И., Львов В. А., Нестеров Н. С.* Оценка сопротивления продуванию волокнистых звукопоглощающих материалов // II Всероссийская акустическая конференция, совмещенная с XXX сессией Российского акустического общества. Нижний Новгород, 6–9 июня 2017 г., 2017. С. 1449.
15. *Кузнецов А. В., Сафин А. И. и др.* Экспериментальное исследование акустических характеристик пенополиуретана // Тезисы докладов шестой открытой Всероссийской конференции по аэроакустике. Москва, 22–27 сентября 2019 г., 2019. С. 257.
16. *Попов П. А., Иголкин А. А., Шахматов Е. В.* Оценка изменения звукоизоляционных характеристик силовых панелей при их высокоинтенсивном акустическом нагружении // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2022. № 2. С. 77.

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

УДК 531.552

БАЛЛИСТИКА УДЛИНЕННЫХ ТЕХНОГЕННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

© 2024 г. А. М. Попов

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

Поступила в редакцию 24.11.2023 г.

После доработки 14.02.2024 г.

Принята к публикации 19.02.2024 г.

При производстве инженерно-взрывных работ от конструкции воздействия взрыва могут формироваться различные техногенные элементы (частицы), которые, как показывают экспериментальные данные, могут иметь совершенно произвольную форму и обладать довольно большой массой и скоростью. Статья посвящена рассмотрению баллистики удлинённых элементов и выводу расчётных зависимостей, которые позволяют оценить траекторию их движения.

Ключевые слова: удлинённые техногенные элементы, баллистика, баллистические характеристики, набегающий поток, сопротивление воздуха, коэффициент лобового сопротивления, начальная скорость движения элемента

DOI: 10.31857/S0235711924030121, **EDN:** PGKXNI

Условно техногенные элементы можно разделить на две группы: компактные (осколки) и удлинённые, у которых отношение длины элемента к поперечному размеру превышает семь единиц [1, 9]. При производстве инженерно-взрывных работ эти элементы, разлетаясь, могут нанести значительный ущерб по окружающим объектам. Поэтому безопасное производство инженерно-взрывных работ основывается на различных инструкциях и требованиях руководящих документов.

Безопасное расстояние разлёта техногенных элементов определяется прежде всего начальными условиями их разлёта и баллистическими характеристиками. Как известно, характер взаимодействия любого элемента с объектом во многом определяется скоростью соударения в момент встречи объекта и элемента. Поэтому при оценке этого взаимодействия необходимо знать, как зависит скорость элемента на траектории от его основных параметров. Баллистике осколков посвящено большое количество работ [1, 10] и малое их количество для удлинённых элементов.

В статье рассматривается баллистика удлинённых элементов, движущихся от точки производства инженерно-взрывных работ. Рассмотрим удлинённый элемент (рис. 1). Элемент имеет круглую форму поперечного сечения (рис. 1, справа) и плоскую его форму (рис. 1, слева). Такой элемент после его метания под действием набегающего потока воздуха почти мгновенно разворачивается, стремясь совместить свою продольную ось с направлением вектора скорости набегающего потока.

Совершая колебательные движения, может покрывать довольно большие расстояния от места производства инженерно-взрывных работ.

При движении элемента в силовом поле Земли на него действуют две силы: сила сопротивления воздуха и сила тяжести. Практический интерес представляет участок



Рис. 1. Вид удлиненного элемента, полученного в эксперименте.

траектории, на котором он имеет еще достаточно высокую скорость. Поэтому действием силы тяжести на элемент будем пренебрегать и рассмотрим его прямолинейное движение при действии на него только силы сопротивления воздуха. В этом случае уравнение движения центра масс элемента будет иметь вид [1, 4]

$$\frac{m\vartheta d\vartheta}{dx} = -C_x S_m \rho_v \frac{\vartheta^2}{2}, \quad (1)$$

где m , C_x и S_m — масса, коэффициент лобового сопротивления и площадь миделя элемента соответственно; ρ_v — плотность воздуха на траектории движения ПЭ; x — текущее расстояние от точки разлета.

Из (1) путем интегрирования можно получить выражение для скорости движения элемента на произвольном расстоянии [2, 11]

$$\vartheta_0 = \vartheta_0 e^{-C_H H(y)x}, \quad (2)$$

где

$$C_H = \frac{C_x S_m \rho_v(y=0)}{2m}, \quad (3)$$

обобщенная баллистическая характеристика; $\rho_v(y=0)$ — плотность воздуха над уровнем моря; $H(y)$ — нормировочная нормальная плотность воздуха на высоте движения элемента над поверхностью Земли; ϑ_0 — начальная скорость движения элемента.

Как показывают исследования [2, 6], входящие в уравнение (1) параметры m , C_x , S_m , которые характеризуют элемент, формируемый из разрушаемой конструкции, можно определить лишь по экспериментальным данным.

Следует заметить, что результаты аэродинамических продувок, приведенных в работе [3, 5], позволяют сделать следующее заключение: если элемент (компактный или удлиненный) движется со скоростью более 1000 м/с, то величину коэффициента лобового сопротивления C_x с погрешностью до 10% можно принять равным единице.

Практический интерес представляет случай, когда ось элемента совершает затухающие колебания относительно касательной к траектории движения его центра масс (ц.м.) (рис. 2), в пределе совпадая с последней. Причем, чем быстрее затухают колебания оси элемента, тем устойчивее его движение. Ниже дадим теоретический подход к расчету баллистики таких элементов [5, 6]. Введем связанные с элементом систему координат x_1, y_1 с центром в центре давления (ц.д.) и с его траекторией x_0 с центром в ц.м. Их центры разнесены друг от друга на расстояние x_d (рис. 2).

Не останавливаясь подробно на математических условиях, достаточных для устойчивого движения удлиненного элемента вообще, отметим, что для его устойчивого

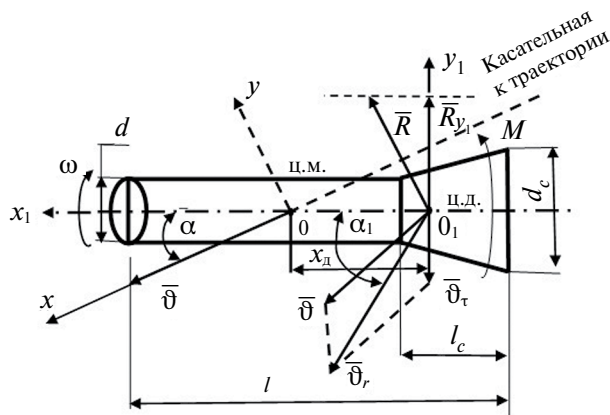


Рис. 2. Схема действия аэродинамических сил.

движения в смысле Ляпунова, достаточно, чтобы при малых углах отклонения продольной оси элемента от касательной к траектории его оперение создавало момент, стремящийся уменьшить этот угол α (рис. 2). Данное обстоятельство, как показано в трудах проф. В. С. Пугачева, выполняется тогда, когда точка 0_1 приложения равнодействующей аэродинамических сил сопротивления воздуха находится позади центра масс [2–4].

Однако устойчивость в смысле Ляпунова не может гарантировать требуемой степени затухания колебаний элемента, т.е. он может совершать и незатухающие колебания [1–4].

Поэтому за критерий оценки на устойчивость примем часто используемый на практике параметр $K(t)$, который характеризует степень затухания колебаний удлиненного элемента и определяется формулой [8]

$$K(t) = A(t - T)/A(t), \quad (5)$$

где $A(t)$ – амплитуда колебаний в некоторый момент времени t ; T – период колебаний.

Определим составляющие, входящие в выражения (5). Рассмотрим случай, когда центр давления ц.д. (рис. 2) элемента смещен назад относительно его центра масс ц.м. на расстояние x_d что обуславливается наличием хвостового оперения с размахом d_c и длиной l_c . Для простоты расчетов будем считать, что центральная часть элемента является цилиндром с диаметром d . Тогда при движении элемента на него в продольной плоскости элемента относительно центра масс будет действовать момент M силы R_{y1} , стараящийся совместить продольную ось элемента с касательной к траектории его центра масс. Причем,

$$M = R_{y1}x_d, \quad (6)$$

здесь R_{y1} – составляющая аэродинамической силы R на продольную ось элемента.

Пусть перо элемента характеризуется площадью F и совершает вращательное движение вокруг центра масс элемента с круговой скоростью [1, 2]

$$\vartheta = \omega x_d,$$

где ω – угловая скорость вращения оси элемента.

Тогда равнодействующая скоростей ϑ и ϑ_r , равная ϑ_r , образует с осью элемента некоторый угол α_1 . Следовательно, нормальная составляющая силы сопротивления набегающего воздуха, действующая на рассматриваемое перо и образующую угол α_1 с вектором ϑ_r , выразится формулой

$$R_{y1} = C_{\pi}(\alpha_1) \rho \vartheta_r^2 \frac{F}{2},$$

где $C_{\pi}(\alpha_1)$ – коэффициент силы R_{y1} определяемый экспериментально в системе координат, связанной с пером, причем [2, 3]

$$C_{\pi}(\alpha_1) = C_{x1}(\alpha_1) \sin \alpha_1 + C_{y1}(\alpha_1) \cos \alpha_1.$$

Воспользуемся условием достаточности Ляпунова. Тогда в случае малых колебаний можно положить [2, 7]

$$C_{\pi}(\alpha_1) \approx C_{y1}(\alpha_1) = (C_{y1}^0) \alpha_1,$$

и, следовательно,

$$R_{y1} = (C_{y1}^0) \alpha_1 \rho \vartheta_r^2 \frac{F}{2}. \quad (7)$$

В формуле (7) должно выполняться

$$\vartheta_r \sin \alpha_1 = x_d \omega + \vartheta \sin \alpha,$$

или, заменяя для малых углов $\sin \alpha_1 = \alpha_1$; $\sin \alpha = \alpha$ и $\vartheta_r = \vartheta$, имеем

$$\alpha_1 = \frac{x_d \omega}{\vartheta} + \alpha.$$

Подставляя полученное значение α_1 в зависимость (7), получим выражение

$$R_{y1} = (C_{y1}^0) \rho \vartheta^2 F \frac{\left(\frac{x_d \omega}{\vartheta} + \alpha \right)}{2}. \quad (8)$$

Зависимость угла α от дальности полета представлена на рис. 3.

Тогда из формулы (6) момент силы R_{y1} относительно центра масс элемента запишется в виде

$$M = (C_{y1}^0) \rho \vartheta^2 F \frac{x_d \alpha}{2 + \frac{(C_{y1}^0) \rho \vartheta^2 F x_d^2 \omega}{2}}. \quad (9)$$

Заметим, что первое слагаемое выражения (9) представляет собой не что иное, как стабилизирующий момент, а второе слагаемое – момент, возникающий благодаря наличию ω , т.е. наличию колебаний относительно центра масс элемента, который называют демпфирующим моментом. Последний момент стремится уменьшить угловую скорость колебаний продольной оси элемента.

Перепишем уравнение (9) вращательного движения элемента в виде

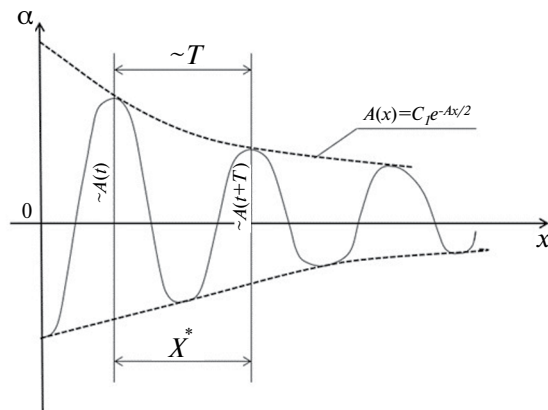


Рис. 3. Зависимость угла α от дальности полета удлиненного элемента.

$$Jd^2 \frac{\alpha}{dt^2} = -\left(C_{y1}^0\right) \rho \vartheta^2 F \frac{x_d \alpha}{2} - \frac{(C_{y1}^0) \rho \vartheta^2 F x_d^2}{2dt} d\alpha, \quad (10)$$

где J – момент инерции элемента относительно центра масс.

Перейдем в выражении (10) к переменной x . Имеем

$$\frac{d^2 \alpha}{dx^2} + A \frac{d\alpha}{dx} + B\alpha = 0, \quad (11)$$

где $A = 24(C_{y1}^0) \rho F \frac{x_d}{(\pi \rho_0 \alpha^2 l^3)}$, l , ρ_c – длина и плотность материала элемента.

В первом приближении при определении коэффициентов A и B будем пренебрегать массой пера, а момент инерции элемента примем равным моменту инерции тонкого стержня, т.е. $J = \frac{ml^2}{12}$. Анализ уравнения (11) показывает, что элемент будет совершать затухающие колебания при условии, когда [3, 12]

$$A^2/4 - B < 0.$$

В этом случае решение этого уравнения имеет вид

$$\alpha = C_1 e^{\frac{-Ax}{2}} \sin \left[C_2 + \left(\sqrt{B - \frac{A^2}{4}} \right) x \right]. \quad (12)$$

Задаваясь начальными условиями: $x = 0$; $\alpha = \alpha_0$; $d\alpha/dx = \omega_0$, получим искомые выражения для постоянных интегрирования

$$C_1 = \sqrt{\alpha_0^2 + \frac{\left(\omega_0 + \alpha_0 \frac{A}{2} \right)^2}{\left(B - \frac{A^2}{4} \right)}}, \quad C_2 = \arcsin \left(\frac{\alpha_0}{C_1} \right).$$

Анализ решения (12) показывает, что амплитуда колебаний элемента ограничена функцией

$$A(x) = C_1 e^{-Ax/2}. \quad (13)$$

Используя зависимость (13), можно найти дальность $x_{кр}$, на которой элемент будет отклоняться не более чем на заданный угол $\alpha_{кр}$

$$x_{кр} = 2 \ln \left(\frac{C_1}{\alpha_{кр}} \right) / A.$$

Определим теперь степень затухания колебаний оси элемента, для чего рассмотрим изменения амплитуды колебаний за один период. В соответствии с выражением (12) период колебаний X^* можно определить из условия (рис. 3) [2, 4]

$$\sqrt{B - \frac{A^2}{4}} = 2\pi.$$

В данном случае X^* означает путь, на котором совершается одно полное колебание элемента

$$X^* = 2\pi / \sqrt{B - A^2/4}. \quad (14)$$

Зависимость X^* от конструктивных и аэродинамических данных, характеризующих элемент, очевидна из последней формулы.

Перейдя в выражении (5) от времени t к расстоянию x , определим степень затухания колебаний элемента

$$K(x) = A(x + X^*) / A(x).$$

Подставляя в последнее соотношение выражение (11), после элементарных преобразований имеем

$$K(x) = \frac{e^{\frac{-A(x+X^*)}{2}}}{e^{\frac{-Ax}{2}}} = e^{\frac{-AX^*}{2}}.$$

Очевидно, что колебания элемента будут затухающими, т.е. амплитуда каждого последующего колебания будет меньше амплитуды предыдущего колебания, если $K(x) < 1$, т.е. если будет выполнено условие

$$e^{\frac{-AX^*}{2}} < 1.$$

Тогда, с учетом формул (14) и выражения $B = x_d A$ из (11), после элементарных преобразований окончательно получим выражения для определения логарифмического декремента затухания

$$\ln K(x) = \frac{2\pi A}{\sqrt{4Ax_d - A^2}} > 0, \quad (15)$$

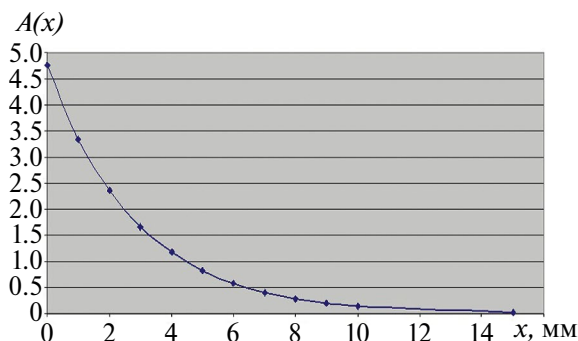


Рис. 4. Расчетная зависимость огибающей $A(x)$ амплитуды колебаний элемента от расстояния.

где $A = 24(C_{y1}^0) \rho F \frac{x_d}{(\rho_0 \pi d^2 l^3)}$.

Неравенство (15) представляет собой общий критерий устойчивости движения элемента. Чем больше будет величина $\ln K(x)$, тем быстрее будут затухать колебания элемента.

С помощью полученных зависимостей (12)–(15) можно провести анализ влияния начальных условий метания и конструктивных параметров элемента на траекторию его движения, в частности, на дальность стабилизации.

Для проведения оценочных расчетов значений коэффициентов A и B в формуле (11) исходные данные параметров C_{y1} , x_d и l можно принимать в соответствии с рекомендациями, приведенными в работе [1, 3, 6]. На рис. 4 показан расчетный пример изменения огибающей $A(x)$ при заданных параметрах изменения угла $\alpha(x)$.

Из рисунка видно, что с увеличением расстояния x от точки подрыва элемент ориентируется параллельно к вектору скорости его движения. Данные изменения огибающей были получены при следующих начальных условиях: длина элемента

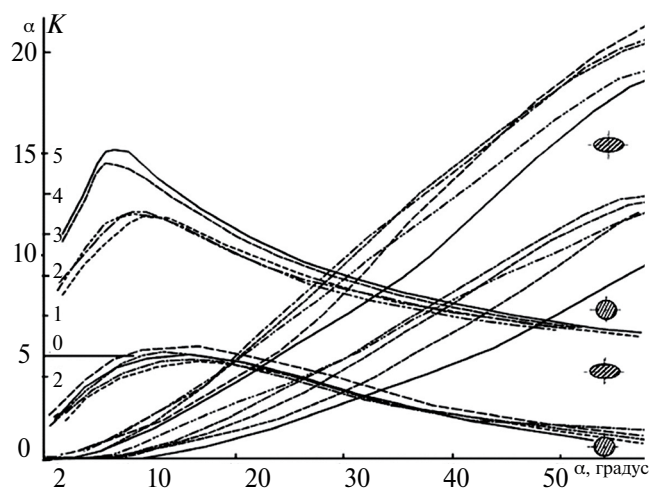


Рис. 5. График влияния формы поперечного сечения на аэродинамические характеристики тела большого удлинения при числе Маха $M > 2$ и числах Рейнольдса $Re_d = 380000$ [2].

$l_c = 0.19$ м; диаметр хвостовой части $d_c = 0.03$ м; фокусное расстояние (расстояние между ц.д. и ц.м.) $x_d = 0.18$ м; диаметр головной части $d = 0.018$ м; площадь хвостовой части $F = 0.2$ м²; коэффициент подъемной силы $C_y = 7$.

Для анализа аэродинамических характеристик воспользуемся результатами продувок длинных стержней с различной формой поперечного сечения при различных скоростях и значениях числа Рейнольдса (рис. 5), полученные в аэродинамической трубе в ВВИА имени проф. Н. Е. Жуковского [2].

Анализ результатов продувок свидетельствует о том, что значение логарифмического коэффициента затухания $\ln K(x)$ в формуле (15) для различных форм поперечного сечения элемента при углах атаки α более 30° заметно больше единицы, что является показателем чрезвычайно быстрой стабилизации элемента на траектории при больших скоростях.

Вывод. Таким образом, на основе рассмотрения характера движения удлинённого элемента на траектории установлена связь баллистической характеристики элемента с его основными параметрами.

Финансирование. Данная работа финансировалась за счет средств бюджета Института машиноведения им. А. А. Благоднарова 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. Постников А. Г., Чуйко В. С. Внешняя баллистика неуправляемых авиационных ракет и снарядов. М.: Машиностроение, 1985.
2. Петров А. В. Аэродинамика удлинённых тел. М.: ВВИА им. проф. Н. Е. Жуковского, 1989.
3. Белоцерковский С. М., Одновол Л. А. и др. Аэродинамика плохообтекаемых тел. М.: ВВИА им. проф. Н. Е. Жуковского, 1956.
4. Бураго Г. Ф. Аэродинамика. М.: ВВИА им. проф. Н. Е. Жуковского, 1957.
5. Попов А. М. Баллистика удлинённых поражающих элементов // Материалы Всероссийской научно-технической школы-семинара "Передача, обработка и отображение информации при быстротекающих процессах". Сочи, 2006 г., 2006. С. 79.
6. Попов А. М. Баллистика плохо обтекаемых поражающих элементов // Сб. трудов 3-го Международного симпозиума «Специальная связь и безопасность информации. Краснодар—Терскол, 2014 г., 2014. С. 154.
7. Попов А. М., Валиев Р. М. Система статистических методов обработки экспериментальных данных в машиностроении: Монография. М.: Технологии стратегического менеджмента, 2018. 384 с.
8. Баум Ф. А., Орленко Л. П., Станюкович К. П., Челышев В. П., Шехтер Б. И. Физика взрыва. М.: Наука, 1975.
9. Миропольский Ф. П., Вишняков О. Л., Попов А. М., Саркисян Р. С. Авиационные боеприпасы и их исследование. М.: ВВИА им. Н. Е. Жуковского, 1996.
10. Саркисян Р. С. Основы теории взрыва. М.: ВВИА им. Н. Е. Жуковского, 1965.
11. Одинцов В. А., Чудов Л. А. Расширение и разрушение оболочек под действием продуктов детонации // В сб. Проблемы динамики упругопластических сред. М.: Мир, 1975.
12. Мазалов В. Н., Немировский Ю. В. Динамика тонкостенных пластических конструкций // В сб. Проблемы динамики упругопластических сред. М.: Мир, 1975.