ISSN 0235-7119

Российская академия наук

ПРОБЛЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ И НАДЕЖНОСТИ МАШИН

5
2023

СОДЕРЖАНИЕ

Надежность, прочность, износостойкость машин и конструкций

Динамический метод контроля эффективности резания материала механическим способом
А. В. Егоров, В. Г. Шрам, Ю. Ф. Кайзер, Р. Б. Желукевич, А. В. Лысянников, Ю. Н. Безбородов, А. В. Кузнецов, А. В. Кузьмин 3

Применение нелинейного статического анализа для оценки параметров нагруженности боковых стоек вагона для перевозки труб
Н. Л. Гуржи, Д. В. Казаков 7

Научные основы аэрогидродинамического измельчения лигниноцеллюлозного сырья при паровом взрыве
О. Р. Ганиев, И. Н. Гришняев, С. Р. Ганиев, Д. В. Курминев 16

Исследование на износостойкость радиального подшипника, имеющего на нестандартной опорной поверхности полимерное покрытие с осевой канавкой
Д. У. Хасьянова, М. А. Мукутадзе 25

Оптимизация свойств материалов на основе прессованной древесины применяемых в конструкциях нефтепромысловых машин и механизмов
А. Гулиев, А. Шарифова, Ф. Юсубов 35

Централизованное восстановление деталей на предприятиях системы “Союзсельхозтехника” и “Госкомсельхозтехника”
В. П. Лялякин, И. Н. Кравченко, В. М. Корнеев 45

Разработка методики получения ионным травлением профилированного рельефа различного вида на поверхностях трения
И. С. Сплавский 53

Тепловой контроль. мультифрактальное распределение локальных пластических деформаций
Р. С. Ахметханов 59

Анализ живучести литых железнодорожных деталей при эксплуатационном нагружении
С. Г. Лебединский, О. В. Бармина 68

Новые технологии в машиностроении

Вскрытие продуктивного пласта в скважине сетью перфорационных каналов-волноводов
Р. Ф. Ганиев, Н. А. Шамов 76

Конечноэлементное моделирование технологии лазерной ударной формовки
Г. Ж. Сахвадзе 85

Экспериментальная механика. Диагностика испытания

Сравнительный анализ численного метода и методов машинного обучения задачи определения температуры легированного смазочного слоя с экспериментальными данными
А. Тохметова, А. Ю. Албагачиев 96

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.9.014.5

ДИНАМИЧЕСКИЙ МЕТОД КОНТРОЛЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛА МЕХАНИЧЕСКИМ СПОСОБОМ

© 2023 г. А. В. Егоров[1,3], В. Г. Шрам[2,*], Ю. Ф. Кайзер[2], Р. Б. Желукевич[2], А. В. Лысянников[2], Ю. Н. Безбородов[2], А. В. Кузнецов[4], А. В. Кузьмин[4]

[1]Саровский физико-технический институт, Саров, Нижегородская область, Россия
[2]Сибирский федеральный университет, Красноярск, Россия
[3]Поволжский государственный технологический университет, Йошкар-Ола, Россия
[4]Красноярский государственный аграрный университет, Красноярск, Россия
**e-mail: Shram18rus@mail.ru*

Поступила в редакцию 09.11.2022 г.
После доработки 30.05.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

Решение задачи повышения эффективности работы материалорежущего оборудования является важнейшей задачей развития современного машиностроения и смежных направлений науки и техники. В настоящее время находят применения различные методы резания материалов: механические, гидромеханические (гидрообразивные), электроэрозионные, плазменные, лазерные и прочие. Дальнейшее повышение эффективности эксплуатации материалорежущего оборудования связано с разработкой быстродействующих методов и средств контроля эффективности процессов резания. Существующие тензометрические средства контроля мощности резания материалов ограничены по частоте выходного сигнала на уровне до 100 КГц. Быстродействующий контроль эффективности процессов резания можно осуществить на основе разработанного динамического метода и традиционных средств управления высокопроизводительного материалообрабатывающего оборудования с частотой выходного сигнала до 1 МГц.

Ключевые слова: материалорежущеее оборудование, динамический метод, контроль, тензометрические средства

DOI: 10.31857/S0235711923050048, **EDN:** UVNYAE

Решение задачи повышения эффективности работы материалорежущего оборудования является важнейшей задачей развития современного машиностроения и смежных направлений науки и техники. В настоящее время находят применение различные методы резания материалов: механические, гидромеханические (гидрообразивные), электроэрозионные, плазменные, лазерные и др.

Доминирующим методом резания материалов является механическое резание. Постоянно выполняется большое количество работ, направленных на оптимизацию и повышение эффективности резания материалов в различных отраслях промышленности и строительства [1–8]. Действующие стандарты определяют допустимые скорости подачи и скорости резания материалов исходя из механической прочности и твердости режущего инструмента и обрабатываемого материала. Вопросы эффективности процессов резания рассматриваются в ограниченном объеме из-за недостаточного уровня развития методов и средств контроля. Это связано с тем, что процессы механического резания осуществляются быстровращающимся режущим инструментом и

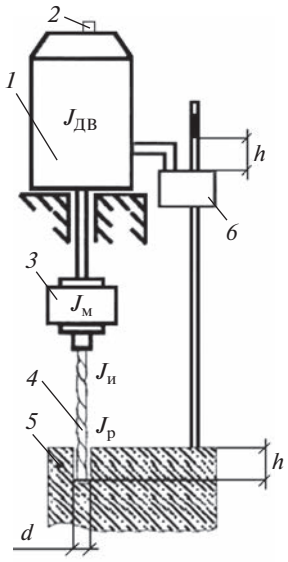


Рис. 1. Установка для контроля механического резания материала методом сверления: *1* – приводной двигатель материалорежущей установки; *2* – датчик положения вала двигателя; *3* – соединительная муфта; *4* – режущий инструмент; *5* – материал резания; *6* – датчик глубины резания; *h* – глубина резания; *d* – диаметр резания.

тензометрические методы измерения использовать нельзя. Для контроля эффективности резания применяют косвенные методы, основанные на вибрационных способах.

Целью настоящей статьи является разработка и научно-техническое обоснование динамического метода контроля эффективности механического резания материалов, который может служить в качестве одного из способов разрешения сложившегося противоречия.

Оценку эффективности механического резания материалов можно выполнить на основе разработанных методов контроля механических параметров механических передач вращательного действия [9, 10].

Рассмотрим процесс резания материала при его сверлении (рис. 1). Приводной двигатель *1*, угловое ускорение ротора которого определяется посредством датчика *2*, соединен посредством соединительной муфты *3* с режущим инструментом *4* для воздействия на материал резания *5*. Глубина резания определяется с помощью датчика *6*, жестко связанного с приводным двигателем *1*.

Реализуется предлагаемый динамический метод контроля эффективности механического резания материала следующим образом. Ротор приводного двигателя *1* посредством соединительной муфты *3* соединяется с режущим инструментом *4*.

К приводному двигателю *1* с рабочим телом подводится энергия, при этом в начальный момент времени режущий инструмент *4* не касается материала резания *5*. С помощью органов регулирования устанавливается определенная угловая скорость ω ротора приводного двигателя *1*, при которой развивается определенный крутящий момент *M*. Затем измеряется угловое ускорение ε_1 системы вращающихся масс "приводной двигатель–соединительная муфта–режущий инструмент", имеющей момент инерции $J_{дв} + J_м + J_и$ при изменении угловой скорости вращения выходного вала в

диапазоне от ω до ω + $d\omega$. Крутящий момент M для диапазона угловых скоростей от ω до ω + $d\omega$ равен

$$M = \varepsilon_1 \left(J_{\text{дв}} + J_{\text{м}} + J_{\text{И}}\right). \quad (1)$$

Далее режущий инструмент с определенной скоростью подачи вводится в материал резания *5*. С помощью органов регулирования устанавливается определенная угловая скорость ω ротора приводного двигателя *2*, развивается определенный крутящий момент M. Затем измеряется угловое ускорение ε_2 системы вращающихся масс "электрический двигатель–соединительная муфта–режущий инструмент" с моментом инерции $J_{\text{дв}} + J_{\text{м}} + J_{\text{И}}$ с учетом приведенного момента инерции сил сопротивления резанию J_p при изменении угловой скорости вращения выходного вала в диапазоне от ω до ω + $d\omega$, т.е. при том же начальном значении крутящего момента M. Крутящий момент M для диапазона угловых скоростей от ω до ω + $d\omega$ равен

$$M = \varepsilon_2 \left(J_{\text{дв}} + J_{\text{м}} + J_{\text{И}} + J_{\text{р}}\right). \quad (2)$$

Из выражений (1) и (2) определяется приведенный момент инерции сил сопротивления резанию

$$J_{\text{р}} = \frac{\left(J_{\text{дв}} + J_{\text{м}} + J_{\text{И}}\right)\left(\varepsilon_1 - \varepsilon_2\right)}{\varepsilon_2}. \quad (3)$$

Умножив полученное в выражении (3) значение приведенного момента инерции сил сопротивления резанию $J_{\text{р}}$ на угловое ускорение ε_2 и на среднее значение угловой скорости из диапазона от ω до ω + $d\omega$, т.е. на ω + $d\omega/2$, определяем среднюю для диапазона угловой скорости от ω до ω + $d\omega$ динамически измеренная мощность резания материала

$$N_{\text{р}} = J_{\text{р}}\varepsilon_2\left(\omega + \frac{d\omega}{2}\right) = \left(J_{\text{дв}} + J_{\text{м}} + J_{\text{И}}\right)\left(\varepsilon_1 - \varepsilon_2\right)\left(\omega + \frac{d\omega}{2}\right). \quad (4)$$

Зная момент инерции вращающихся масс электрического двигателя (с учетом потерь на трение в опорах), момент инерции соединительной муфты и момент инерции режущего инструмента можно определить мощность резания материала.

В процессе изменения угловой скорости в диапазоне от ω до ω + $d\omega$ режущим инструментом *5* будет срезан слой материала плотностью ρ диаметром d и глубиной h, что эквивалентно массе срезанного материала

$$m = \rho h \frac{\pi d^2}{4}. \quad (5)$$

Таким образом, удельная эффективность процесса резания материала определиться как

$$\eta = \frac{N_{\text{р}}}{m}. \quad (6)$$

В качестве датчика положения вала двигателя *2* можно использовать оптический энкодер, генерирующий до 6000 отчетов за один оборот с частотой выдачи сигнала до 1 МГц, что значительно превышает частоту генерации сигнала тензометрическими датчиками крутящего момента (до 100 кГц).

Это делает возможным формирование высокочастотных сигналов для использования в быстродействующих адаптивных системах управления работой двигателя материалорежущего станка.

Внедрение разработанного метода на существующем материалорежущем оборудовании связан с разработкой и реализацией соответствующего алгоритма в составе действующих алгоритмов управления материалообрабатывающих станков.

Выводы. 1. Дальнейшее повышение эффективности эксплуатации материалорежущего оборудования связано с разработкой быстродействующих методов и средств контроля эффективности процессов резания. **2.** Существующие тензометрические средства контроля мощности резания материалов ограничены по частоте выходного сигнала на уровне до 100 КГц. **3.** Быстродействующий контроль эффективности процессов резания можно осуществить на основе разработанного динамического метода и традиционных средств управления высокопроизводительного материалообрабатывающего оборудования с частотой выходного сигнала до 1 МГц.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа поддержана Министерством науки и высшего образования Российской Федерации (грант № 075-15-2021-674) и профильным центром “Экология, биотехнологии и процессы получения экологически чистых энергоносителей” Поволжского государственного технологического университета, г. Йошкар-Ола.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Lv J., Jia S., Wang H., Ding K., Chan F.T.S.* Comparison of different approaches for predicting material removal power in milling process // International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2021. V. 116 (1–2). P. 213.
2. *Gutnichenko O., Nilsson M., Lindvall R., Bushlya V., Andersson M.* Improvement of tool utilization when hard turning with cBN tools at varying process parameters // Wear. 2021. V. 477. 203900.
3. *Zhou B., Zhang J., Fu Y., Yu D., Wang J.* Research on power and vibration signal acquisition method and system of machine tool for tool wear monitoring // Journal of Physics: Conference Series. 2021. V. 1399 (1). 012114.
4. *Chen X., Li C., Tang Y., Li L., Li H.* Energy efficient cutting parameter optimization // Frontiers of Mechanical Engineering. 2021. V. 16 (1–2). P. 221.
5. *Liu B., Wang Y., Zhao G., Huang D., Xiang B.* Intelligent decision method for main control parameters of tunnel boring machine based on multi-objective optimization of excavation efficiency and cost // Tunnelling and Underground Space Technology. 2021. V. 116. 104054.
6. *Li X., Zhang Y., Sun X.* Numerical analysis for rock cutting force prediction in the tunnel boring process // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. 2021. V. 144. 104696.
7. *Brînaș I., Andraș A., Radu S.M., Marc B.I., Cioclu A.R.* Determination of the bucket wheel drive power by computer modeling based on specific energy consumption and cutting geometry // Energies. 2021. V. 14 (13). 3892.
8. *Tuninetti V., Alzugaray R., González J., Jaramillo A., Diez E. et al.* Root cause and vibration analysis to increase veneer manufacturing process efficiency: a case study on an industrial peeling lathe // European Journal of Wood and Wood Products. 2021. V. 79 (4). P. 951.
9. *Egorov A., Kozlov K., Belogusev V.* Experimental Identification of Bearing Mechanical Losses with the Use of Additional Inertia // Procedia Ingineering. 2016. V. 150. P. 674.
10. *Egorov A., Kozlov K., Belogusev V.* Experimental identification of the electric motor moment of inertia and its efficiency using the additional inertia // ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. 2016. V. 11. Iss. 17. P. 10582.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 629.4.023.1

ПРИМЕНЕНИЕ НЕЛИНЕЙНОГО СТАТИЧЕСКОГО АНАЛИЗА ДЛЯ ОЦЕНКИ ПАРАМЕТРОВ НАГРУЖЕННОСТИ БОКОВЫХ СТОЕК ВАГОНА ДЛЯ ПЕРЕВОЗКИ ТРУБ

© 2023 г. Н. Л. Гуржи[1,*], Д. В. Казаков[1]

[1]Армавирский механико-технологический институт (филиал) "Кубанский государственный технологический университет", Армавир, Россия

**e-mail: a_natali@bk.ru*

Поступила в редакцию 11.01.2023 г.
После доработки 13.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

В статье представлены результаты сопоставления методов исследования параметров надежности узла заделки боковой стойки, являющейся одним из наиболее ответственных узлов вагона-платформы для перевозки труб. Показана неточность существующей методики расчета параметров нагруженности боковых стоек вагона, влияющая на надежность и безопасность грузовых транспортных перевозок. Предложена новая методика расчета с использованием нелинейного статического анализа с учетом силы от раскатывания труб.

Ключевые слова: вагон-платформа, расчет, нелинейный динамический анализ, переходные процессы, метод конечных элементов

DOI: 10.31857/S0235711923050097, **EDN:** XSVWSX

В настоящее время Российская трубная отрасль продолжает активно развиваться и наращивать производство трубной продукции, что обусловлено стабильным экономическим ростом, развитием нефтехимической промышленности, прокладкой новых и модернизацией существующих газопроводов. По оценкам экспертов рост объемов производства в нынешнем году составит не менее 3–4%.

Наибольшая экономическая выгода достигается при перевозке труб специализированным подвижным составом. Такие вагоны-платформы оборудованы специальными системами крепления труб и имеют погрузочную длину более 24 м. Кроме того, специализированные вагоны-платформы, предназначенные для перевозки труб, имеют торцевые щиты, которые препятствуют продольному смещению труб при роспуске с горок и сверхнормативных продольных нагрузках, возникающих в эксплуатации [1].

Одним из узлов вагона-платформы для перевозки труб, который существенно влияет на надежность вагона в целом, является узел заделки стойки. Выход из строя данного узла может привести к серьезным авариям, влекущим за собой значительный материальный ущерб и даже человеческие жертвы.

Нормативным документом [2] регламентировано требование, боковые стенки кузовов вагонов, предназначенных для перевозки труб, бревен и других скатывающихся материалов производить с учетом давления распора, определенного по формуле, применяющейся для расчета распорной нагрузки от сыпучего груза. Такой подход, который не учитывает особенности конкретной схемы загрузки, дает некорректный результат. В документах [3, 4] приведены расчетные формулы для определения инерци-

онных и ветровых нагрузок, но отсутствует методика определения распорной нагрузки от труб. Самый новый из нормативных документов [5] требует учитывать самоуравновешенную нагрузку от раскатки труб, но конкретные рекомендации по данному вопросу отсутствуют, вследствие чего задача разработки нового подхода в оценке параметров нагруженности боковых стоек вагона, стоящая перед вагоностроительными предприятиями, является актуальной.

Проведем сравнительный анализ нагруженности боковой стойки в соответствии с [2, 5], а также с применением нелинейного динамического анализа. На рис. 1 приведена расчетная схема.

В соответствии с [2], расчет боковых стенок кузовов вагонов, предназначенных для перевозки труб, бревен и других скатывающихся материалов проводится с учетом давления распора, определяемого по формуле

$$P = (1 + K_{\text{дв}})\,\gamma g y\,\mathrm{tg}^2\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2}\right),$$

где $K_{\text{дв}}$ – коэффициент вертикальной динамики; γ – условная плотность груза, равная отношению массы груза к его объему, кг/м^3; g – ускорение свободного падения м/с^2; y – расстояние от поверхности груза до точки, в которой определяется давление, в данном случае поверхностью груза будем считать точку касания верхней трубы и стойки, мм; φ – угол естественного откоса, при перевозке труб принимается $\varphi = 0°$.

Условная плотность определяется по формуле

$$\gamma = \frac{m_T n_T}{BLh}, \tag{1}$$

где m_T – масса одной трубы, т; n_T – количество труб на платформе; h – вертикальное расстояние от поперечных балок на которых лежат трубы до высоты погрузки, мм; B – внутренняя ширина платформы между стойками, мм; L – суммарная длина труб на платформе, мм.

Таким образом, с учетом (1), формула распределения давления по высоте боковой стены будет иметь вид

$$P = (1 + K_{\text{дв}})\frac{m_T n_T}{BLh} g y.$$

Преобразовав давление, действующее на боковую стенку, к распределенной нагрузке, действующей на одну боковую стойку, получим

$$q_L = (1 + K_{\text{дв}})\frac{m_T n_T}{Bhn_{\text{ст}}} g y,$$

где $n_{\text{ст}}$ – количество стоек на один штабель труб.

Градиент этой нагрузки является величиной постоянной и определяется формулой

$$dq = (1 + K_{\text{дв}})\frac{m_T n_T}{Bhn_{\text{ст}}} g.$$

В итоге изгибающий момент, действующий на стойку определяется по кубическому закону

$$M(y) = dq\frac{y^3}{6}. \tag{2}$$

В нормативном документе [3, 4] не приведена методика расчета нагрузок от раскатки труб, но предприятия, проводящие погрузку, для дальнейшего согласования в надзорных органах, для каждой схемы погрузки проводят расчеты, рассматривая статиче-

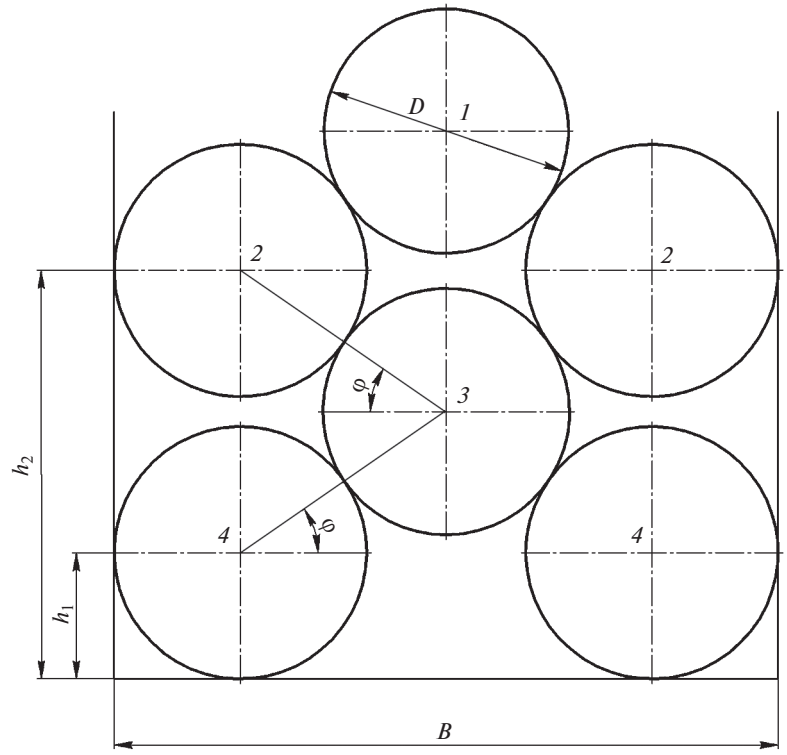


Рис. 1. Расчетная схема загрузки трубами диаметром 1067 мм.

ское равновесие каждой трубы. Приведем такой расчет для схемы, представленной на рис. 1. Расчетные формулы и поясняющие рисунки приведены в табл. 1.

Изгибающий момент, действующий на стойку от распора труб при рассматриваемой схеме загрузки

$$M(y) = R_{s1}y + R_{s2}(y - (h_1 - h_2))|_{y>h_1-h_2}.$$

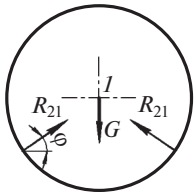
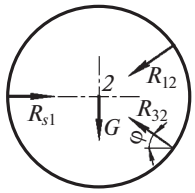
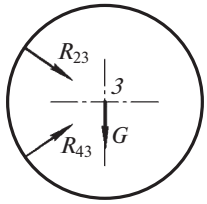
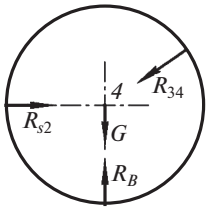
По результатам расчетов (рис. 2), приведены эпюры изгибающих моментов и нагрузок от распорной нагрузки, определенной по [2], возникающих от раскатки труб. Из эпюр видно, что изгибающий момент в основании стойки от распора труб в 4.6 раза больше, чем определенный по [2]. Таким образом, можно сделать однозначный вывод, что методика, изложенная в “Нормах...” [2], даже без учета других видов поперечных нагрузок для некоторых схем загрузки трубами большого диаметра дает заниженную нагрузку, что может привести к выходу из строя данного узла, к серьезным авариям, влекущим за собой значительный материальный ущерб.

В приведенных расчетах не учитываются силы трения покоя, возникающие как между трубами, так и между трубами и стойками. Очевидно, что эти силы уменьшают распорную нагрузку, но определить их значение аналитическими методами не представляется возможным.

Поэтому рассматривать данную задачу наиболее рационально с применением метода конечных элементов (МКЭ), на упрощенной модели (рис. 3).

Нелинейный анализ позволяет учесть как физическую нелинейность материала, так и геометрическую нелинейность, при которой нагрузки, граничные условия и

Таблица 1. Расчетные формулы R_{s1}

№ трубы	Расчетная схема	Уравнения равновесия	Неизвестные реакции
1		$\Sigma R_y = 2R_{21}\sin\varphi - G = 0$	$R_{21} = \dfrac{G}{2\sin\varphi}$
2		$\Sigma R_x = R_{s1} - 2R_{12}\cos\varphi - R_{32}\cos\varphi = 0$ $\Sigma R_y = -R_{12}\sin\varphi + R_{32}\sin\varphi - G = 0$	$R_{s1} = \dfrac{2G}{\operatorname{tg}\varphi}$ $R_{32} = \dfrac{3G}{2\sin\varphi}$
3		$\Sigma R_y = -2R_{23}\sin\varphi - G + 2R_{43}\sin\varphi = 0$	$R_{43} = \dfrac{2G}{\sin\varphi}$
4		$\Sigma R_x = R_{s2} - 2R_{34}\cos\varphi = 0$ $\Sigma R_y = R_b - R_{34}\sin\varphi - G = 0$	$R_{s2} = \dfrac{2G}{\operatorname{tg}\varphi}$
Изгибающий момент в основании стойки		$M = R_{s1}h_1 + R_{s2}h_2$	

условия контактного взаимодействия меняются в зависимости от перемещений в расчетной модели [6].

Так как целью расчета на упрощенной модели является только оценка влияния коэффициентов трения на раскатку труб, в модели (рис. 3) элементы, имитирующие боковые стойки, закреплены от поперечных перемещений, а элементы имитирующие поперечные балки от вертикальных перемещений.

Таким образом, в расчете не учитывается податливость стойки и поперечной балки. В рассматриваемой расчетной модели применен наиболее простой закон с постоянным коэффициентом трения, не зависящим от скорости и силы нормального давления.

На рис. 4 представлены перемещения труб при отсутствии трения как между трубами и стойками, так и между собой. Максимальные перемещения, полученные в результате расчета, довольно велики и составляют более 55 мм, что, по всей видимости, не позволяет достичь сходимости при использовании линейного реша-

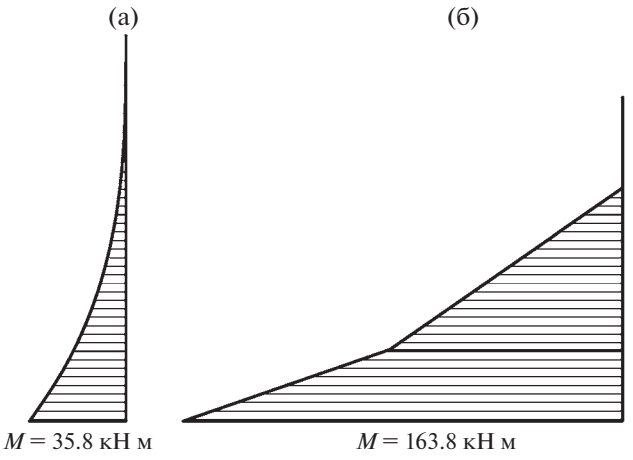


Рис. 2. Эпюры изгибающих моментов по “Нормам...” (а) и от распора труб (б).

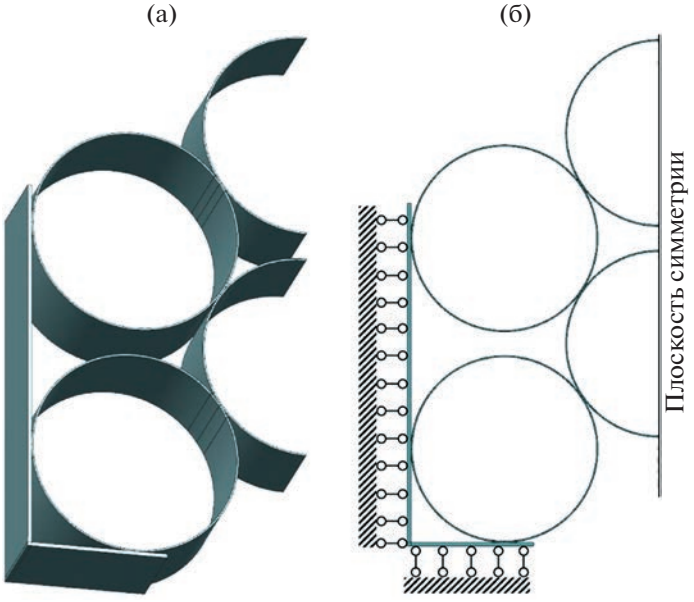


Рис. 3. Упрощенная КЭ-модель: (а) – 3D-модель; (б) – расчетная модель.

теля. В табл. 2 представлены сравнительные результаты аналитического расчета и нелинейного статического расчета для различных значений коэффициента статического трения.

В табл. 2 приведены расхождения между аналитическими результатами, рассчитанными по формулам из табл. 1 и полученными методом нелинейного статического анализа при коэффициенте трения $\mu = 0$.

На рис. 5 приведены зависимости сил контактного взаимодействия между трубами и между трубами и стойками в зависимости от коэффициентов трения. Как видно из

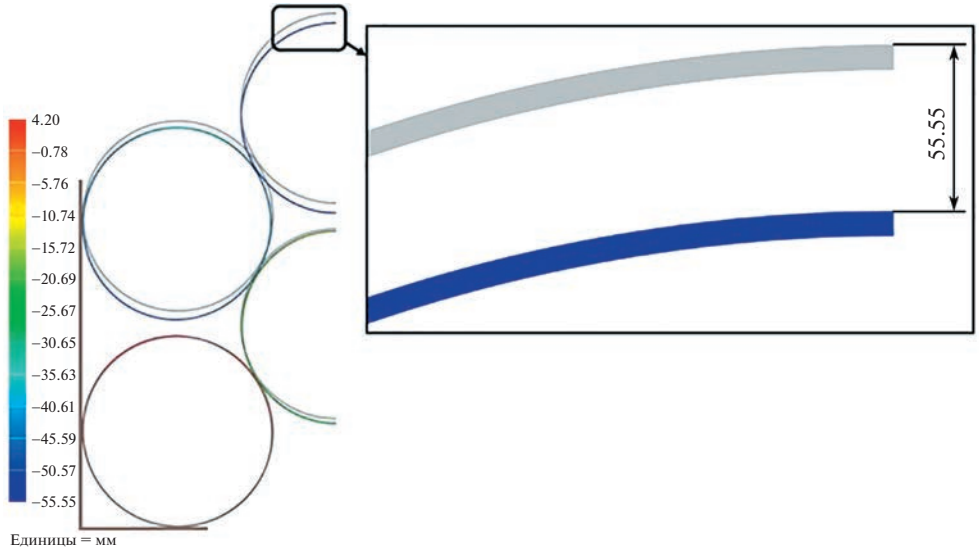


Рис. 4. Перемещения труб при отсутствии трения (верхняя образующая соответствует недеформированной модели).

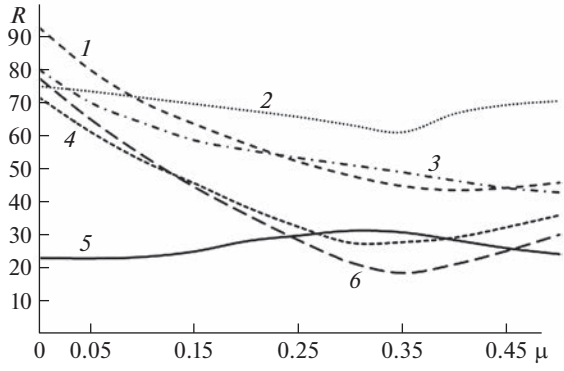


Рис. 5. Изменение сил контактного взаимодействия в зависимости от коэффициента трения: *1* – R_{43}; *2* – R_B; *3* – R_{s1}; *4* – R_{32}; *5* – R_{21}; *6* – R_{s2}.

представленных графиков силы контактного взаимодействия довольно существенно зависят от коэффициентов трения. Так, например, сила взаимодействия между трубой 4 (табл. 1) при коэффициенте трения $\mu = 0$ составляет $R_{s2} = 77.5$ кН, а при коэффициенте трения $\mu = 0.35$ значение данной силы будет всего $R_{s2} = 18.5$ кН, т.е. разница более чем в 4 раза.

Несмотря на то, что рассмотренная конечно-элементная модель позволяет определить нагрузки на стойки с учетом трения и больших перемещений, она не учитывает количество стоек и их податливость, прогиб рамы вагона. Для учета этих факторов, построена конечно-элементная модель реального прототипа вагона-платформы для

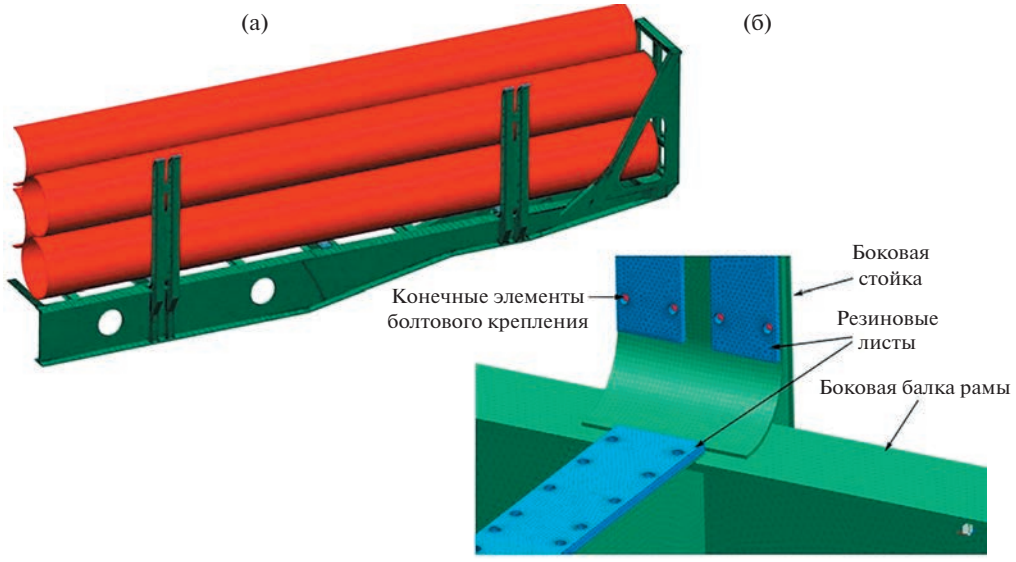


Рис. 6. (а) – Конечно-элементная модель вагона, загруженного трубами; (б) – особенности конечно-элементной модели.

перевозки труб (рис. 6). Модель состоит из 3D-элементов и в точности повторяет геометрию CAD-модели. Учтено покрытие поперечных балок, которые служат опорами для труб, резиновыми листами.

На вагон, загруженный трубами, действует только сила тяжести. Коэффициент трения между трубами (сталь по стали) принят равным 0.2. Коэффициент трения между трубами и боковыми стойками, а также между трубами и поперечными балками, покрытыми резиной (сталь по резине) принят равным 0.3.

В результате расчета получено, что максимальные напряжения в заделке стоек составляют 127 МПа. Как правило, такой уровень напряжений от вертикальной статической нагрузки не обеспечивает достаточной сопротивляемости усталостному разрушению. Кроме того, в самих трубах в зонах их контактного взаимодействия со стойками возникают напряжения 170 МПа. Следует заметить, что данное напряженное состояние возникает после загрузки вагона трубами. Как правило, после окончания погрузки противоположные стойки вагона-платформы с помощью механизма натя-

Таблица 2. Сравнительные результаты аналитического расчета и нелинейного статического расчета

Обозначение силы	Результат аналитического решения, кН	Результат, нелинейного анализа, кН	Расхождение, %
R_{21}	21.8	23.1	+5.96
R_{32}	65.5	71.8	+9.62
R_{43}	87.3	92.9	+6.41
R_{s1}	72.1	80.0	+10.96
R_{s2}	72.1	77.5	+7.49
R_b	73.8	74.9	+1.49
M	163.68 кН м	176.46 кН м	+7.81

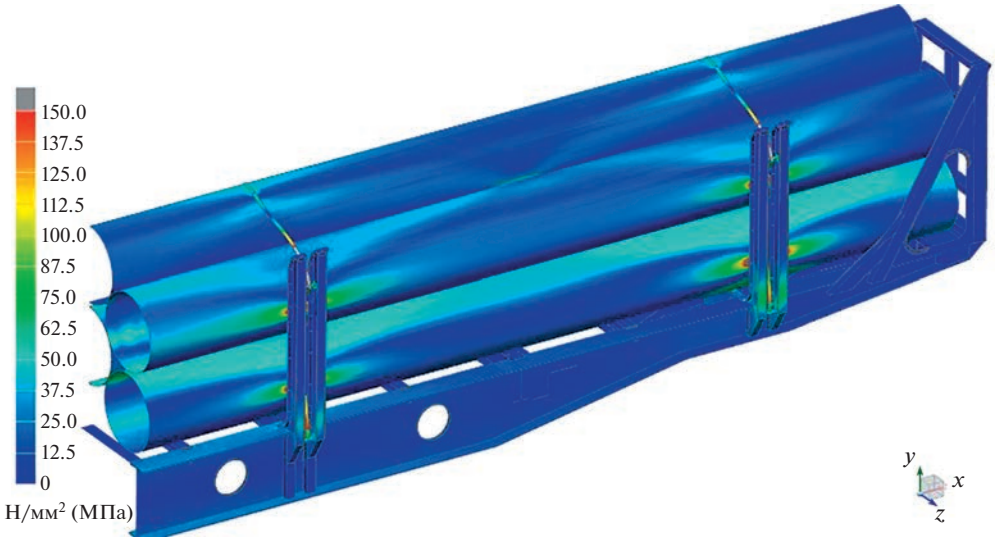


Рис. 7. Напряженно-деформированное состояние от силы тяжести.

жения стягиваются тросами, что позволяет уменьшить изгибающий момент в зоне заделки стойки.

В результате моделирования стяжки стоек вагона тросами были получены напряжения в заделках стоек в пределах 70 МПа. На рис. 7 представлено напряженное деформированное состояние при стягивании стоек тросами.

Аналогичные исследования были проведены для смежных отраслей производства зарубежными исследователями [6, 7]. Специалистами ООО “ИЦПС” (Санкт-Петербург) и ЗАО НО “ТИВ” (Тверь) была разработана методика ресурсных испытаний для узла заделки стойки вагона и проведен комплекс таких испытаний применительно к вагону-платформе для перевозки лесоматериалов [9]. Статические испытания показали, что максимальные напряжения составили в месте заделки боковой стойки и составили 195 МПа. Учитывая, что загрузка платформы лесоматериалами, вызывает большие силы распора на стойки и приводит к возникновению более высоких напряжений, можно считать приведенные в исследовании результаты расчета конструкции методом конечных элементов обоснованными.

По результатам проведенных исследований можно сделать вывод, что подход к определению нагрузки на стойки по [2] слишком упрощен и не учитывает силы от раскатки труб. В требованиях Приложения 14 к соглашению о международном железнодорожном грузовом сообщении (СМГС) и Инструкции ЦМ-943 [3, 4] также нет однозначных рекомендаций, но методы определения нагрузок, применяемые организациями, разрабатывающими технические условия погрузки в соответствии с данными документами, учитывают усилия от раскатки труб. Однако с учетом вертикальных, поперечных угловых ускорений и ветровой нагрузки рассчитанная таким образом нагруженность получается явно завышенной. Таким образом, все нормативные документы нуждаются в доработке.

Наиболее корректные результаты будут получены на полной модели вагона с использованием метода нелинейного анализа, который позволит контролировать нагруженность стоек грузового вагона с учетом таких факторов, как большие перемещения, коэффициенты трения, податливость стоек и рамы вагона.

Так как трубы имеют относительно низкую изгибную жесткость, влияющую на коэффициент вертикальной динамики, то для более углубленного изучения вопроса в дальнейшем планируется проведение динамических расчетов, учитывающих воздействие от неровностей пути, а также проведение экспериментальных исследований для проверки корректности полученных данных [9].

Результаты полученной методики исследования могут быть полезны для совершенствования технического обслуживания объектов машиностроения [10], а также для определения наиболее рациональных сечений исследуемого узла при проектировании нового подвижного состава, а также для подбора схем загрузки эксплуатируемого подвижного состава, с учетом существующей несущей способности конструкции вагона.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Бубнов В.М., Тусиков Е.К., Маринюк В.С., Тисенко А.И., Анисимов В.И., Бурков А.В., Никитченко А.А., Андрющенко Н.Л.* Патент РФ 2473437, 2013.
2. Нормы для расчета и проектирования вагонов железных дорог МПС колеи 1520 мм (несамоходных). ГосНИИВ, ВНИИЖТ, 1996.
3. Технические условия размещения и крепления грузов в вагонах и контейнерах № ЦМ-943. М.: Юридическая фирма “Юртранс”, 2003.
4. Приложение 14 к СМГС. Правила размещения и крепления грузов в вагонах и контейнерах (По состоянию на 1 июля 2014 года).
5. ГОСТ 33211-2014 Вагоны грузовые. Требования к прочности и динамическим качествам.
6. *Endo T. et al.* A numerical analysis of contact and limit-point behavior in a class of problems of finite elastic deformation // Computers & structures. 1984. Т. 18. № 5. С. 899.
7. *Fischer K.A., Wriggers P.* Frictionless 2D contact formulations for finite deformations based on the mortar method // Computational Mechanics. 2005. Т. 36. № 3. С. 226.
8. *Додонов А.В., Афанасьев А.Е., Хоменко А.А., Иванов А.А.* Разработка и апробация методики ресурсных испытаний узла заделки стойки вагона-платформы для лесоматериалов // Транспорт Урала. 2019. № 1 (60). С. 45.
9. *Nikitchenko A., Artiukh V., Shevchenko D., Spitsov D.* Application of Nonlinear Dynamic Analysis in Calculation of Characteristics of Frictional Draft Gears // In VIII International Scientific Siberian Transport Forum / Eds. Z. Popovic, A. Manakov, V. Breskich. TransSiberia 2019. Advances in Intelligent Systems and Computing. 2020. V. 1115.
10. *Kazakov D.V., Kuzmenko I.P., Moskvitin A.A., Abelyan A.S.* Development and testing of hardware-software complex for diagnostics of freight vehicles energy parameters // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering: 1, Stavropol, 28–29 мая 2020 года. 2020. P. 012027. https://doi.org/10.1088/1757-899X/873/1/012027

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 676.052

НАУЧНЫЕ ОСНОВЫ АЭРОГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ИЗМЕЛЬЧЕНИЯ ЛИГНИНОЦЕЛЛЮЛОЗНОГО СЫРЬЯ ПРИ ПАРОВОМ ВЗРЫВЕ

© 2023 г. О. Р. Ганиев[1,*], И. Н. Гришняев[1], С. Р. Ганиев[1], Д. В. Курминев[1]

[1]*Институт машиноведения им А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия*

**e-mail: iisi@inbox.ru*

Поступила в редакцию 24.04.2023 г.
После доработки 01.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

Представлены результаты исследований, направленных на совершенствование методов и оборудования предобработки лигниноцеллюлозного сырья паровым взрывом. Описаны научные основы истечения перегретого пара из реактора при детонационном вскипании жидкости. На основе теоретических и экспериментальных исследований показано, что для повышения эффективности использования энергии парового взрыва на выходе реактора целесообразно устанавливать аэрогидродинамический измельчитель, содержащий сопло Лаваля.

Ключевые слова: установки парового взрыва, лигниноцеллюлозное сырье, аэрогидродинамический измельчитель

DOI: 10.31857/S0235711923050061, **EDN:** VYTUEI

В настоящее время для получения сахаров, биоэтанола и других видов продукции используется лигниноцеллюлозное сырье (ЛЦС) в виде древесных опилок и отходов сельского хозяйства (солома). Процессы получения содержат несколько стадий, в том числе предварительную обработку, которая направлена на изменение физико-химических свойств ЛЦС и увеличения его реакционной способности при дальнейшем осахаривании.

Одним из видов предварительной обработки является паровой взрыв. На повышение эффективности такой обработки направлены основные исследования. В литературных источниках широко освещены вопросы подготовки и осуществления парового взрыва, в частности, насыщения ЛЦС влагой, выдержка этого сырья в паровой среде при давлениях и температурах близких к точке насыщения, процессы, происходящие в ЛЦС при резком сбросе давления (открытии клапана реактора). Однако дальнейшее поведение среды, содержащей частицы ЛЦС, пара и жидкости, не успевшей перейти в парообразное состояние, при выходе ее из реактора, как правило, остаются без должного внимания исследователей.

Если представить перегретую жидкость в виде взрывчатого вещества, на основе которого реализуется явление парового взрыва, то величина удельной энергии, выделяющаяся при взрыве, определяется из соотношения $Q_ж = \rho c_p \Delta T$, где ρ, c_p и ΔT – плотность, теплоемкость и величина перегрева “взрывающейся” порции жидкости. Для воды при атмосферном давлении и перегреве $\Delta T = 200$°C (близком к предельному) $Q_ж = 200$ ккал/кг, что соизмеримо с тротилом, для которого $Q = 1000$ ккал/кг [2]. При этом одна часть теплой энергии, потраченной на перегрев жидкости, идет на разрушение лигниноцеллюлозного сырья (ЛЦС), а другая на выброс парожидкостной среды

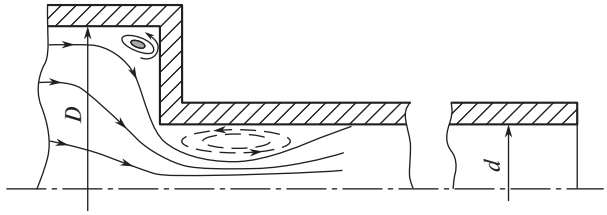


Рис. 1. Выход струи смеси из реактора.

(ПЖС) и ЛЦС из реактора. Доля кинетической энергии движущейся среды может быть значительной, что определяет необходимость поиска путей ее использования для дальнейшего разрушения и повышения реакционной способности ЛЦС.

Физические процессы, протекающие при истечении среды из реактора. Рассмотрим физические процессы, протекающие при истечении потока состоящего из парожидкостной среды и лигниноцеллюлозного сырья (в дальнейшем называемые смесью) из реактора при открытии клапана сброса давления (КС). В качестве объекта исследований выберем реактор периодического действия, описанный в [1].

Для обеспечения равновесного состояния жидкости и пара во время выдержки сырья под определенным давлением и температурой до момента открытия КС в нижней части реактора, как правило, присутствует жидкость (свободная жидкость). Если ее нет, то жидкость (связанная жидкость), находящаяся в ЛЦС, во время выдержки испаряется, а пар переходит из равновесного в перегретое состояние. Это ведет к снижению энергии парового взрыва и, как следствие, недостаточному разрушению ЛЦС.

В момент открытия клапана сброса давления в реакторе начинает распространяться волна разряжения, движущаяся от КС. Она вызывает детонационное испарение перегретой жидкости, находящейся в реакторе, и резкое увеличение парового содержания ПЖС. Так как в реакторе на выходе находится свободная жидкость, то эти процессы в первую очередь охватывают ее. По мере выхода из реактора, происходит увеличение объема истекающей парожидкостной среды с понижением ее температуры и частичной конденсацией пара.

Как правило, истечение смеси из реактора происходит через КС и транспортировочный канал (ТК), за которыми идет приемник ЛЦС с диаметром, значительно превышающим диаметр клапана сброса давления.

Если диаметры КС и транспортировочного канала равны (рис. 1), то физическую картину истечения потока смеси из реактора и возникающее при этом распределение траекторий движения слоев потока до выходного отверстия реактора и после него можно представить в виде, описанном в [3].

Перед входом в ТК линии траектории слоев потока смеси искривляются, причем их кривизна увеличивается от оси реактора к периферии. Это ведет к возникновению в потоке поля центробежных сил, направленных к оси и создающих неравномерное распределение давлений и скоростей перед входным сечением канала и за ним. При этом повышенное давление центробежных сил будет на оси, а наименьшие давления достигаются в периферийных участках потока. В результате этого в угловой зоне реактора перед отверстием образуется локализованное вторичное вихревое движение или зона отрыва.

Кривизна линий потока ПЖС и степень его сжатия определяется приведенным конструктивным параметром $\bar{d} = d/D$, где D – внутренний диаметр реактора; d – внутренний диаметр транспортировочного канала [3].

Вытекающий из реактора поток смеси также будет иметь неравномерное распределение давлений и скоростей по сечению ТК, перпендикулярному к его оси. Это ведет к образованию зоны отрыва уже в транспортировочном канале. Форма линий потока за выходным отверстием реактора и размеры зоны отрыва зависят как от распределения давлений и скоростей в выходном отверстии реактора, так и от приведенного конструктивного параметра $\bar{l} = l/D$ [3], где l – длина ТК. В зависимости от $\bar{l}$ вихревая зона либо сообщается с приемником ЛЦС, либо оказывается замкнутой в ТК.

Следовательно, изменяя приведенные конструктивные параметры $\bar{d}$ и $\bar{l}$ можно влиять на картину полей давления и скорости, как перед транспортировочным каналом, так и в нем, а в итоге регулировать удельный расход смеси, выходящей из реактора.

ЛЦС по сравнению с парожидкостной средой, которая при входе в ТК представляет в основном перегретый пар, имеет большую объемную массу, коэффициент трения и инерционность, что ведет к понижению скорости его движения относительно ПЖС. Движение ЛЦС создается за счет частичного использования энергии взрывающейся связанной жидкости. Если предположить, что эта энергия распределяется поровну между образующимся паром и ЛЦС, а массы их равны, то скорость пара будет выше скорости ЛЦС на множитель равный квадратному корню из отношения плотностей ЛЦС к пару. Это ведет к тому, что пар, находящийся в ЛЦС, выходит из него и подпитывает основной поток.

Зоны отрыва формируются за счет ПЖС, для которой характерна высокая турбулентность. Необходимо заметить, что стенки ТК имеют температуру порядка температуры окружающей среды, а пар на несколько сотен выше. Это может привести к интенсификации процесса фазового перехода пара в жидкость на стенках канала в вихревых зонах из-за сравнительно длительного контакта ПЖС со стенками канала. Образующаяся жидкость увлекается в вихревое движение и, соприкасаясь с нагретыми слоями потока, может опять испытывать фазовый переход. Возникает пульсация зон отрыва, влияющая на параметры истекающей смеси. Появление этого эффекта определяется временем взаимодействия паровой среды со стенками ТК и их теплофизическими характеристиками.

В термодинамической теории истечения пара из простых цилиндрических или сужающихся сопел в случае больших перепадов давлений показано, что скорость истечения не может превышать местной скорости звука и только часть энергии вытекающей струи пара, можно превратить в полезную кинетическую энергию этой струи. Так термодинамические расчеты показывают [4], что при истечении водяного пара в паровой турбине через простые суживающиеся сопла, только ~0.3–0.4 всей его энергии превращается в кинетическую энергию вытекающей струи, остальная же часть энергии пара остается неиспользованной. Вопрос повышения работоспособности пара при истечении в случае больших перепадов давлений решается постановкой на выходе сопла Лаваля.

И действительно, если обратить внимание на распределение линий потока в ТК (рис. 1), то можно увидеть, что, если исключить зону отрыва, они напоминают конфигурацию такого сопла. Это привело авторов статьи к мысли о целесообразности его постановки на выходе из реактора для повышения эффективности использования энергии парового взрыва.

Расчет параметров смеси, истекающей из реактора, содержащего на выходе сопло Лаваля. Выделим два объекта исследований: реактор и ТК. Такое разделение проведено условно, исходя из условий протекания процессов в этих объектах. Ввиду их быстротечности реактор можно считать термоизолированной системой, в то время как транспортировочный канал, содержащий соло Лаваля, является открытой системой.

Расчет параметров среды в реакторе. При открытии клапана сброса на выходе реактора резко падает давление и по реактору начинает распространяться волна разряже-

ния или испарения, которая приводит к переходу жидкости, находящейся в реакторе, в глубокое метастабильное состояние.

При этом жидкость, стремящаяся к стабильному состоянию, может остаться в однофазном или перейти в двухфазное парожидкостное состояние. Распад перегретой жидкости на две фазы сопровождается резким изменением давления, температуры и ее скорости. Особым свойством перегретой жидкости можно считать цепную (лавинообразную) активацию низкотемпературных центров кипения, что приводит к взрывному вскипанию жидкости [1]. Этот процесс, носит детонационный (мгновенный) характер и в парожидкостную смесь превращается весь объем перегретой жидкости. В реакторе образуется перегретый пар, который начинает истечение в ТК.

При исследовании процессов, происходящих в реакторе, необходимо определить параметры среды во всех точках и в каждый момент времени. Для упрощения решения этой задачи принимаем параметры среды осредненными по пространству и сосредоточенными в центре масс – решение с сосредоточенными параметрами.

Процесс опорожнения реактора высокого давления будем считать адиабатическим, т.е. без учета трения и теплообмена с внешней средой. Для определения основных параметров среды используем уравнения сохранения массы, энергии и состояния пара в реакторе при условии постоянства его объема V в виде [3]

$$\begin{gathered} V\frac{d\rho_1}{dt} = \frac{dM}{dt} = -m, \\ \frac{d\left(Mi - Vp_1\right)}{dt} = q - mi, \\ d\left(Mv_1\right) = 0, \end{gathered} \tag{1}$$

где $m = -dM/dt$ – секундная масса пара (знак минус означает, что масса системы уменьшается); M – масса пара в реакторе; q – количество теплоты; V – объем реактора; p_1, ρ_1, $v_1 = V/M$, $i = i(p,T)$ – давление, плотность, удельный объем и энтальпия пара соответственно.

Уравнением состояния в зависимости от модели газа в системе уравнений (1) является уравнение Менделеева–Клайперона для случая идеального газа или уравнение Редлиха–Квонга для случая реального газа.

Систему уравнений (1) необходимо дополнить аналогичными уравнениями для ЛЦС и решать их численными методами. Однако, при проектировании ТК, содержащего сопло Лаваля, нам необходимо, в первую очередь, оценить возможность возбуждения в нем скачков уплотнения ПЖС для дальнейшего разрушения ЛЦС. Так как лигниноцеллюлозное сырье обладает большой инерционностью по сравнению с парожидкостной средой, которая участвует в формировании скачков уплотнения, то для предварительных расчетов будем полагать, что из реактора истекает только ПЖС, являющаяся идеальным газом.

Разделим процесс, происходящий в реакторе и определяющий параметры смеси на его выходном сечении, на два этапа.

Первый этап работы будет связан с испарением жидкости, находящейся в реакторе, и истечением образующегося при этом перегретого пара в транспортировочный канал. Длительность этапа определяется временем распространения волны испарения по реактору и составляет для рассматриваемого случая десятые доли миллисекунды. За счет происходящего при этом фазового перехода жидкости идет непрерывное восстановление убыли парожидкостной среды. Поэтому можно предположить, что на этом этапе реактор является резервуаром неограниченной емкости, и начальные параметры парожидкостной среды в нем остаются неизменными: $p_1 = p_0 = \text{const}$; $v_1 = v_0 = \text{const}$; $T_1 = T_0 = \text{const}$.

Введем обозначение $\beta = p_2/p_1$, где p_2 – давление смеси на срезе выходного отверстия реактора (противодавление).

В соответствии с гипотезой Сен-Венан и Венцеля, подтвержденной многочисленными экспериментами, при $p_1 = \text{const}$ в цилиндрическом и суживающемся сопле (рассматриваемый нами случай) не может быть получено расширение газа ниже давления $p_{2к} = \beta_к p_1$, как бы не понижалось при этом давление окружающей среды $p_н$ (давление в ТК), в которую происходит истечение, где [4]

$$\beta_к = \frac{p_{2k}}{p_1} = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k}{k-1}}; \quad k = c_p/c_v \text{ – показатель адиабаты.}$$

Этот этап работы характеризуется большим перепадом давлений p_1 и p_2, т.е. $\beta \ll \beta_к$, что соответствует надкритической или сверхзвуковой области истечения ($0 < \beta < \beta_к$). При нем массовый расход $m = m_{\max} = \text{const}$, а скорость истечения становится так называемой критической скоростью $\vartheta = \vartheta_к = \text{const}$, равной местной скорости звука.

Аналитические выражения, определяющие скорость и секундный расход парожидкостной среды во время надкритического режима истечения пара из реактора, получены в ряде работ, например, [3, 4]. При условии, что в начальный момент смесь в реакторе неподвижна, запишем их в виде

$$\vartheta = \vartheta_к = A\sqrt{p_1 v_1} = A\sqrt{RT_1}, \tag{2}$$

$$m = m_{\max} = B\sqrt{\frac{p_1}{v_1}} = B\sqrt{\frac{p_1^2}{RT_1}}, \tag{3}$$

где $A = \sqrt{\frac{2k}{k+1}}$; $B = S\sqrt{k\left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}}$.

Из приведенных зависимостей видно, что на первом этапе работы скорость истечения зависит лишь от рода рабочего тела (величины R), начальной температуры пара T_1 и начального давления p_1.

После того как волна испарения прошла по всему объему реактора начинается *второй этап*, который можно разделить на два режима:

1. Критический. Скорость газового потока эквивалентна скорости звука. Параметры массового расхода m и скорости потока парожидкостной среды ϑ, как и на предыдущем этапе, постоянны и не зависят от параметра давления β.

2. Докритический. Скорость газового потока начинает уменьшаться вплоть до нуля (окончание процесса). Параметры m и ϑ имеют зависимость от параметра β.

При критическом режиме работы остаются справедливыми, выражения (2), (3) для ϑ и m, найденные для первого этапа работы. Однако давление пара внутри реактора является функцией времени. При неизменной температуре зависимость изменения давления в реакторе от времени выводится из первого уравнения системы (1) путем несложных преобразований и интегрирования [5]

$$p_1 = p_0 \exp\left(-C\frac{\sqrt{RT}}{V}t\right),$$

где $C = \mu B$; μ – коэффициент сопла; t – время.

Для нахождения ϑ и m для этого этапа работы в выражения (2) и (3) необходимо подставить $p_1 = p_{2к}/\beta_к$.

Важным параметром для исследования процесса истечения смеси из реактора является продолжительность критического режима работы, в течение которого могут фор-

мироваться скачки уплотнения, и давление на его выходе снижается до критического $p_{2к}$. Для его определения можно воспользоваться выражением [4]

$$\tau = \frac{V}{C\sqrt{RT}}.$$

После того как давление на выходе реактора станет меньше $p_{2к}$ начинается докритический режим работы. Массовый расход при этом режиме можно определить из выражения [5]

$$m = c_d S \sqrt{\frac{2k}{k-1} p\rho \left[\frac{p(t_2)}{p}\right]^{\frac{1}{k}} \sqrt{1 - \left[\frac{p(t_2)}{p}\right]^{\frac{k-1}{k}}}},$$

где t_2 – время окончания процесса.

Выражение для давления найдем из системы уравнений (1), приведя ее к виду [3]

$$dp = -pk\frac{mdt}{M} + \frac{qR}{Vc_v}dt.$$

Проинтегрировав это уравнение при условии, что мощность истекающего из реактора потока постоянна и не зависит от времени, а в начальный момент докритического режима работы $t = 0$ давление в реакторе $p = p_{дкр}$, получим

$$p = p_{дкр} - k\int_0^t \frac{pm}{M}dt + \frac{qR}{Vc_v}t. \qquad (4)$$

Используя выражение (4) можно определить давление в реакторе в любой момент докритического опорожнения и подставив полученное значение в зависимости, характеризующие адиабатический процесс, найти температуру и массу теплоносителя в реакторе.

Найденные значения являются основой для дальнейших расчетов.

Расчет параметров среды в транспортировочном канале. Постановка на выходе реактора сопла Лаваля обеспечивает полное расширение ПЖС и достижение давлением на срезе сопла p_2 давления окружающей среды $p_н$. С термодинамической точки зрения постановка расширяющегося сопла позволяет получить дополнительную работу $A_д = \int_{p_2}^{p_{2к}} v\,dp$, которая идет на увеличение скорости истечения пара [4].

Расчет параметров истечения в ТК необходимо начать с определения параметров сопла Лаваля. В качестве начальных условий выбираются результаты одномерных расчетов, полученных для выходного отверстия реактора – входа в ТК. При этом предполагаем, что из реактора истекает только парожидкостная среда, которая участвует в образовании скачков уплотнения.

В этом случае расчет сопла Лаваля не представляет трудностей и осуществляется на основе аналитических зависимостей, приведенных во многих источниках. Полученные параметры сопла Лаваля являются исходными данными для определения возможности возникновения автоколебаний ПЖС в его расширяющейся части.

Для рассматриваемого нами случая больших перегревов, пар переохлаждается за пределами суживающегося сопла. Это ведет к тому, что в расширяющейся части сопла Лаваля при достижении максимального переохлаждения $\Delta T_м$ может возникнуть зона бурной спонтанной конденсации пара. Ее возникновение смещается по потоку с увеличением начального перегрева ПЖС.

Если спонтанная конденсация происходит в области небольших сверхзвуковых скоростей (вблизи горла сопла), так что скорость потока уменьшается до $M = 1$, в зоне возникает скачек уплотнения. Это объясняется малым изменением градиентов скоро-

стей (или давлений) в зоне спонтанной конденсации и постоянным значением начального давления перед соплом. Таким образом, возникают нестационарные (автоколебательные) режимы течения переохлажденного пара в сопле Лаваля.

При этом в нем может возникнуть второй скачок уплотнения, обусловленный повышенным противодавлением. Это связано с тем, что при возникновении пульсаций давлений конденсирующегося пара происходит значительное изменение давления во времени во всех сечениях сопла. Таким образом, "конденсационная" нестационарность играет роль некого резонатора, приводящего к периодическому перемещению скачка уплотнения противодавления и к резкому усилению амплитуды колебаний системы в целом.

Наибольшая интенсивность пульсаций давлений наблюдается в трансзвуковой области течения, в зоне интенсивной спонтанной конденсации. При удалении от этой области как вверх, так и вниз по потоку амплитуда уменьшается.

В рассматриваемом в настоящей статье случае, начальные давления пара в реакторе являются высокими, а количество генерируемого перегретого пара может оказаться незначительным для возникновения кризиса течения потока с образованием ударных волн. Для определения возможности возникновения автоколебательного режима необходимо определить распределение параметров течения ПЖС вдоль средней линии сопла. Это можно сделать с применением обычной системы уравнений одномерного установившегося потока с конденсацией. В [3] рассмотрены подходы и методы, разработанные для их решения, а также результаты расчета таких течений.

Для оценочных расчетов может использоваться модель одномерного стационарного адиабатического течения переохлажденного пара, сопровождающегося спонтанной конденсацией, в предположениях, что объемная концентрация жидкой фазы мала и скорости фаз одинаковы. Место спонтанной конденсации в ядре потока можно определить из выражений для скорости образования зародышей в сечении ξ [3]

$$I(\xi) = \left(\frac{p}{k^*T}\right)^3 \frac{\alpha_k}{\rho_2}\sqrt{\frac{2\sigma m_0}{\pi}}\exp\left[-\beta\frac{\Delta W_*}{k^*T}\right],$$

где p – давление; σ – коэффициент поверхностного натяжения; k^* – постоянная Больцмана; m_0 – масса молекул вещества; α_k – коэффициент конденсации; $\Delta W_* = \frac{4}{3}\pi\sigma r_*^2$ – работа образования зародыша; $r_* = 2\sigma T_s/\rho_2 L\Delta T$ – размер зародыша.

При этом учитывается, что бурная конденсация для реальных потоков наступает при $I = 10^{24}$–10^{32} 1/(кг с). С увеличением p_0 она смещается в сторону меньших переохлаждений $\Delta T_м$.

Если проведенные расчеты показывают возникновение бурной спонтанной конденсации в ξ сечении сопла Лаваля и, как следствие, возможность возникновения автоколебательного режима, то следующим этапом должна стать корректировка полученных данных с учетом движения потока смеси ПЖС и ЛЦС в сопле Лаваля.

Расчет осуществляется с использованием расчетно-теоретических моделей, опубликованных, например, в [6–8]. Выбор методики расчета зависит от начальных условий и заданной степени расширения (числа Маха).

Для решения используется система уравнений, описывающая движение смеси газа и твердых частиц и записываемая в виде законов сохранения. Она состоит из двух подсистем, относящихся к движению пара и частиц соответственно и связанных между собой. Решение осуществляется численными методами.

Аэрогидродинамическое измельчение ЛЦС. С учетом приведенных теоретических выкладок был разработан и изготовлен специально спрофилированный ТК, названный, аэрогидродинамическим измельчителем (АГИ). Он содержит сопло Лаваля, пе-

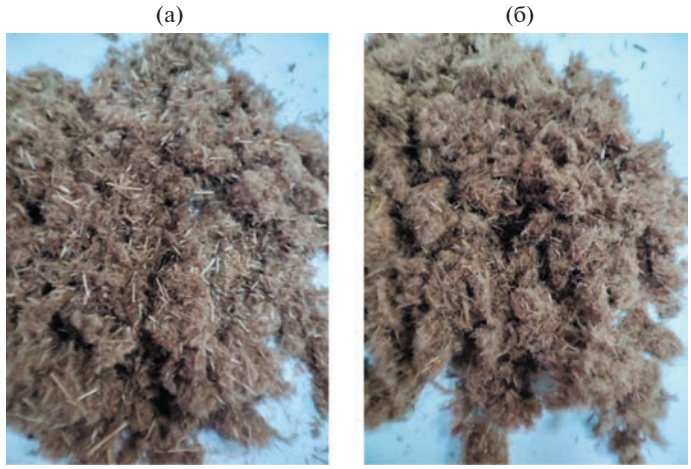


Рис. 2. Образцы обработанной соломы: (а) – без АГИ; (б) – с использованием АГИ.

реходящее в цилиндр. АГИ ставится на выходе реактора за клапаном сброса давления и не содержит подвижных элементов.

Конструктивные параметры АГИ в совокупности с параметрами реактора и условиями проведения экспериментов позволяли генерировать автоколебания ПЖС в расширяющейся части сопла. В процессе парового взрыва за клапаном сброса давления возникали поверхности разрыва, при переходе через которые практически все параметры парожидкостной среды меняются скачкообразно (скорость резко уменьшается, а давление, плотность и температура возрастают) и поток переходит от одного состояния к другому.

Частицы ЛЦС, проходя через такие поверхности или скачки уплотнения, испытывают воздействие больших градиентов скорости и температуры, что вызывают диссипацию энергии в потоке и увеличение энтропии. При больших сверхзвуковых скоростях движения резкое торможение сопровождается диссоциацией, ионизацией и физико-химическими превращениями в ЛЦС за скачком уплотнения. За счет такого воздействия увеличивается удельная поверхность и происходит дополнительное разрушение структуры лигноцеллюлозных частиц. Это, в свою очередь, приводит к повышению реакционной способности сырья на стадиях экстракции, делигнификации ЛЦС и ферментативного гидролиза целлюлозы.

Экспериментальная часть. Рабочая емкость реактора прогревалась до температуры 90°С. Навеска обрабатываемого материала загружалась в сетчатый металлический контейнер (для исключения контакта ЛЦС с горячей стенкой реактора и равномерности прогрева и насыщения паром). Контейнер загружался в реактор. Далее реактор герметизировался, и осуществлялась подача насыщенного пара.

Управление открытием сбросного клапана и регистрация параметров обработки (время, температура, давление) осуществлялось программным комплексом на ПК.

Обработке подвергалась солома мискантуса при различных термобарических условиях (насыщенный водяной пар): 180°С, 10 атм; 200°С, 15 атм; 220°С, 23 атм; 234°С, 30 бар, и времени выдержки одна и три минуты.

Скорость открытия быстродействующего клапана составляет 20 мс. Автогидролизованная масса выстреливалась через ТК, с соплом Лаваля и без него, в приемный бункер. По завершению процесса для исследований отбирались образцы материала.

В дальнейшем они направлялись на дальнейшую обработку (делигницикацию) и ферментативный гидролиз.

На рис. 2 представлены полученные образцы. Проведен дисперсный анализ образцов. Средний геометрический размер частиц контрольного измельченного автогидролизного образца мискантуса составил 108.9 мкм, удельная поверхность с учетом фактора формы частиц 2727 см^2/г. Средний геометрический размер частиц автогидролизного образца после прохода через волновой узел АГИ снизился до значения 76.4 мкм, а удельная поверхность увеличилась до 3305 см^2/г (на 17.5%).

Заключение. В настоящей статье на основе анализа теории истечения газа из замкнутого объема показано, что для повышения эффективности использования энергии парового взрыва на выходе реактора целесообразно устанавливать аэрогидродинамический измельчитель, содержащий сопло Лаваля. Подбирая конструктивные параметры реактора и АГИ, а также обеспечивая определенные условия парового взрыва можно достичь возникновения в аэрогидродинамическом измельчителе скачков уплотнения, проходя через которые ЛЦС подвергается дополнительной деструкции. Теоретические исследования были подтверждены в ходе экспериментов.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Ганиев О.Р., Гришняев И.Н.* Учет термодинамических условий вскипания жидкости при проектировании установки парового взрыва // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 5. С. 84.
2. *Буланов Н.В.* Взрывное вскипание диспергированных жидкостей. Екатеринбург: Изд-во УрГУПС, 2011. 232 с.
3. *Дейч М.Е., Филиппов Г.А.* Газодинамика двухфазных сред. М.: Энергоиздат, 1981. 472 с.
4. *Кошкин В.К., Михайлова Т.В.* Техническая термодинамика: учебное пособие для студентов высших учебных заведений. М.: Изд. МАИ, 2007. 364 с.
5. *Гущин А.М., Володарец Н.В., Соломин А.П., Балагура А.С., Бондарь Е.А.* Истечение газа из емкости. [Электронный ресурс] / Режим доступа: https://poisk-ru.ru/s5502t6.html
6. *Курбатов Е.С.* Газодинамика процесса истечения из резервуаров со сжатыми газами // Молодой ученый. Ежемесячный научный журнал. 2014. № 8 (67). С. 49.
7. *Васенин И.М., Рычков А.Д.* Численные решения задач о течение смеси газа и частиц в осесимметричном сопле Лаваля // Изв. АН СССР. МЖГ. 1973. № 5. С. 173.
8. *Клигель Дж., Никерсон Г.* Течении смеси газа и твердых частиц в осесимметричном сопле. Сб. Детонация и двухфазное течение. М.: Мир, 1966. С. 183.
9. *Пирумов У.Г., Суворова В.Н.* Численное решение обратной задачи теории сопла для двухфазной смеси газа и частиц // Механика жидкости и газа. 1986. № 4. С. 106.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 51: 621.891

ИССЛЕДОВАНИЕ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ РАДИАЛЬНОГО ПОДШИПНИКА, ИМЕЮЩЕГО НА НЕСТАНДАРТНОЙ ОПОРНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПОЛИМЕРНОЕ ПОКРЫТИЕ С ОСЕВОЙ КАНАВКОЙ

© 2023 г. Д. У. Хасьянова[1,*], М. А. Мукутадзе[2,]**

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

[2]Ростовский государственный университет путей сообщения, Ростов на-Дону, Россия

**e-mail: dinara.khasyanova@mail.ru*

***e-mail: murman1963@yandex.ru*

Поступила в редакцию 16.12.2022 г.
После доработки 05.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

Статья посвящена исследованию повышения износостойкости радиального подшипника скольжения. Рассматривается работа подшипника в гидродинамическом режиме за счет нанесения на нестандартную адаптированную к условиям трения опорную поверхность подшипниковой втулки антифрикционного полимерного композиционного покрытия с осевой канавкой, обладающего микрополярными свойствами. Учитывается влияние давления и температуры при турбулентном режиме трения на реологические свойства смазочного материала. На основе уравнения течения микрополярной жидкости для “тонкого слоя” с учетом зависимости микрополярного смазочного материала от давления и температуры и уравнения неразрывности найдено автомодельное решение при учете осевой канавки на поверхности подшипниковой втулки и без учета осевой канавки. В результате определены поля скоростей и давления в осевой канавке и на поверхности полимерного антифрикционного композиционного покрытия, а также нагрузочная способность и сила трения, позволяющие обеспечить повышение нагрузочной способности, снижение коэффициента трения (повышение износостойкости), а также увеличение продолжительности гидродинамического режима. Приводятся результаты численного анализа теоретических моделей и экспериментальной оценки предлагаемой конструкции с целью верификации и подтверждения эффективности полученных моделей.

Ключевые слова: радиальный подшипник, исследование износостойкости микрополярный смазочный материал, антифрикционное полимерное покрытие, осевая канавка, гидродинамический режим, турбулентный режим

DOI: 10.31857/S0235711923050103, **EDN:** XBJJOT

Применение современных высокотехнологичных смазочных материалов является одним из ключевых факторов для снижения трения в сопряженных деталях трибоузлов и повышениях эффективности трибосистем.

Постоянный прогресс в области производства смазочных материалов приводит к усложнению разработки математических моделей с учетом тепловых процессов, геометрии опорного узла и совокупности всех действующих нагрузок.

Анализ работ [1–10], посвященных влиянию антифрикционных покрытий на тепловые процессы при учете ранее не принимавшихся в расчет факторов, показывает

необходимость совершенствования уже имеющихся расчетных моделей, т.е. учета дополнительных факторов и изменения конструкции опорной поверхности подшипниковой втулки для увеличения продолжительности гидродинамического режима [11].

Целью статьи является установление закономерности увеличения продолжительности гидродинамического режима радиального подшипника скольжения с адаптированным опорным профилем опорной поверхности, имеющим полимерное покрытие с осевой канавкой, при учете зависимости вязкости микрополярного смазочного материала от давления и температуры.

Постановка задачи. Рассматривается модель установившегося движения микрополярного несжимаемого смазочного материала в рабочем зазоре бесконечного радиального подшипника скольжения.

Вал вращается с угловой скоростью Ω, а подшипниковая втулка неподвижна. Предполагается, что пространство между эксцентрично расположенным валом и подшипником полностью заполнено смазочным материалом, а на подшипниковую втулку нанесено полимерное покрытие.

В принятом расположении полярной системы координат (рис. 1) уравнение контура вала [12], подшипниковой втулки под покрытием с некруговым профилем опорной поверхности и полимерного покрытия, копирующего некруговой опорный профиль втулки, запишем в виде

$$r' = r_0(1+H), \quad r' = r_1 - a'\sin\omega\theta, \quad r' = r_1 - \tilde{h} - a'\sin\omega\theta. \tag{1}$$

Полагаем, что вязкостные характеристики зависят от давления по закону

$$\mu' = \mu_0 e^{\alpha' p' - \beta' T'}, \quad \kappa' = \kappa_0 e^{\alpha' p' - \beta' T'}, \quad \gamma' = \gamma_0 e^{\alpha' p' - \beta' T'}. \tag{2}$$

Исходными базовыми уравнениями с учетом (2) являются безразмерные уравнение движения несжимаемой жидкости для “тонкого слоя” и уравнение неразрывности с соответствующими граничными условиями

$$\frac{\partial^2 u_i}{\partial r^2} + \frac{N_i^2}{2N_1 h}(2r-h) = \frac{1}{je^{-\alpha p - \beta T}}\frac{dp_i}{d\theta}, \quad \upsilon_i = \frac{1}{2N_1 h}\left(r^2 - rh\right), \quad \frac{\partial u_i}{\partial r} + \frac{\partial v_i}{\partial \theta} = 0.$$

$$\begin{gathered} v = 1, \quad u = -\eta\sin\theta, \quad \upsilon = 0 \quad \text{при} \quad r = 1 - \eta\cos\theta; \\ v = 0, \quad u = 0, \quad \upsilon = 0 \quad \text{при} \quad r = \eta_1\sin\omega\theta, \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2; \\ v = v^*(\theta), \quad u = u^*(\theta), \quad \upsilon = 0 \quad \text{при} \quad r = \eta_2 + \eta_1\sin\omega\theta, \\ 0 \le \theta \le \theta_1 \quad \text{и} \quad \theta_2 \le \theta \le 2\pi; \end{gathered} \tag{3}$$

$$p(0) = p(\theta_1) = p(\theta_2) = p(2\pi) = \frac{p_g}{p^*}. \tag{4}$$

Переход к безразмерным величинам осуществим следующими соотношениями:

$$r' = r_1 - \delta r, \quad \delta = r_1 - r_0, \quad r' = \left(r_1 - \tilde{h}\right) - \delta r,$$

$$\delta = \left(r_1 - \tilde{h}\right) - r_0, \quad v_{\theta_i} = \Omega r_0 v_i; \quad v_{r_r'} = \Omega\delta u;$$

$$p' = p^* p, \quad p^* = \frac{(2\mu_0 + \kappa_0)\Omega r_0^2}{2\delta^2}, \quad \upsilon' = \upsilon, \quad \mu' = \mu_0\mu, \quad \kappa' = \kappa_0\kappa, \quad \gamma' = \gamma_0\gamma, \tag{5}$$

$$T' = T^* T, \quad \beta = T^*\beta', \quad T^* = \frac{(2\mu_0 + \kappa_0)\Omega^2 r_0^2}{I\lambda},$$

$$N^2 = \frac{\kappa_0}{2\mu_0 + \kappa_0}, \quad N_1 = \frac{2\mu_0 l^2}{\delta^2\kappa_0}; \quad l^2 = \frac{\gamma_0}{4\mu_0}.$$

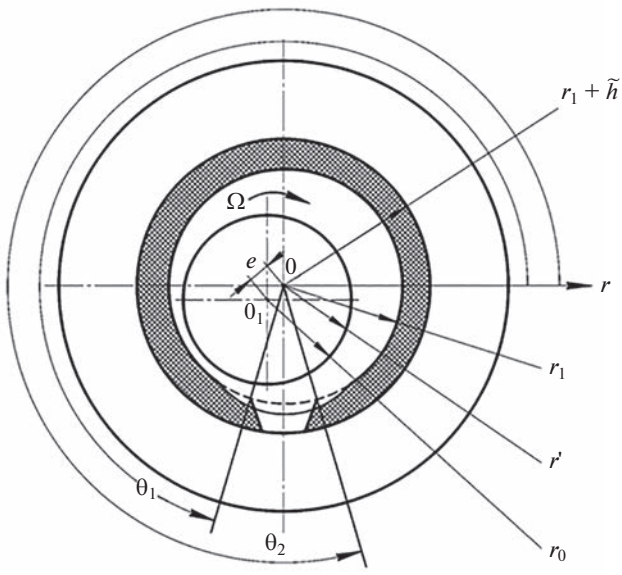


Рис. 1. Расчетная схема трибоконтакта.

Автомодельное решение задачи (3) с учетом граничных условий найдем в виде

$$v_i = \frac{\partial \psi_i}{\partial r} + V_i(r,\theta); \quad u_i = -\frac{\partial \psi_i}{\partial \theta} + U_i(r,\theta);$$
$$\psi_i(r,\theta) = \tilde{\psi}(\xi_i); \quad V_i(r,\theta) = \tilde{v}_i(\xi_i); \quad U_i(r,\theta) = -\tilde{u}_i(\xi_i)\cdot h'(\theta);$$
$$\xi_2 = \frac{r}{h(\theta)} \quad \text{при} \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2; \tag{6}$$
$$\xi_{1,3} = \frac{r-\eta_2}{h(\theta)-\eta_2} \quad \text{при} \quad 0 \le \theta \le \theta_1 \quad \text{и} \quad \theta_2 \le \theta \le 2\pi.$$

Подставляя (6) в (3), с учетом граничных условий (4) получим следующую систему уравнений:

$$\tilde{\psi}_i''' = a_i; \quad \tilde{u}_i'' = b_i - \frac{N^2}{2N_1}(2\xi_i - 1); \quad \tilde{u}_i(\xi_i) + \xi_i \tilde{v}_i'(\xi_i) = 0;$$
$$\frac{dp_i}{d\theta} = \frac{b_i}{(h(\theta)-\eta_2)^2} + \frac{a_i}{(h(\theta)-\eta_2)^3}, \quad i = 1,3; \quad \frac{dp_2}{d\theta} = \frac{b_2}{h^2(\theta)} + \frac{a_2}{h^3(\theta)}. \tag{7}$$

Система уравнений (7) решается при следующих граничных условиях:

$$\upsilon_i(0) = 0; \quad \tilde{\psi}_i'(0) = 0, \quad \tilde{\psi}_i'(1) = 0, \quad \tilde{u}_i'(1) = -\eta\sin\theta; \quad \tilde{v}_i'(1) = 0;$$
$$\upsilon_i(1) = 0; \quad \tilde{u}_i(0) = 0; \quad \tilde{v}_i(0) = 1; \quad \int_0^1 \tilde{u}_i(\xi_i)\,d\xi_i = 0; \tag{8}$$
$$\int_\theta^{\xi_i} \tilde{u}_i(\xi_i)\,d\xi_i = 0; \quad p(\theta) = p(\theta_1) = p(\theta_2) = p(2\pi) = \frac{p_g}{p^*}.$$

Интегрируя уравнение (7) с учетом граничных условий (8), в результате получим выражение

$$\tilde{\psi}_i'(\xi_i) = a_i \frac{\xi_i}{2}(\xi_i - 1), \quad \tilde{u}_i(\xi_i) = b_i \frac{\xi_i^2}{2} - \frac{N^2}{2N_1}\left(\frac{\xi_i^3}{3} - \frac{\xi_i^2}{2}\right) - \left(\frac{N^2}{12N_1} + \frac{b_i}{2} + 1\right)\xi_i + 1.$$

Из уравнения $\tilde{u}_i(\xi_i) + \xi_i \tilde{v}_i'(\xi_i) = 0$ следует, что

$$b_1 = b_2 = b_3 = 6. \tag{9}$$

Из равенства $p(0) = p(\theta_1) = p(\theta_2) = p(2\pi) = \frac{p_g}{p^*}$ имеем

$$a_1 = -6(1-\eta_2)\left(1 - \frac{\tilde{\eta}_1}{2\pi\omega}(\cos 2\pi\omega - 1)\right);$$

$$a_2 = -6\left(1 + \left(1 - \frac{5\theta_1}{2\pi}\right)\left(\frac{\eta_1}{2\pi\omega}(\cos 2\pi\omega - \cos\omega\theta_1) + \frac{\eta}{2\pi}\sin\theta_1\right) - \frac{\theta_1^2}{4\pi^2}\right), \tag{10}$$

$$a_3 = -6(1-\eta_2)\left(1 + \left(1 - \frac{5\theta_2}{2\pi}\right)\left(\frac{\tilde{\eta}_1}{2\pi\omega}(\cos 2\pi\omega - \cos\omega\theta_2) + \frac{\tilde{\eta}}{2\pi}\sin\theta_1\right) - \frac{\theta_2^2}{4\pi^2}\right),$$

где $\tilde{\eta}_1 = \frac{\eta_1}{1-\eta_2}$; $\tilde{\eta} = \frac{\eta}{1-\eta_2}$.

Безразмерное гидродинамическое давление в смазочном слое определим из уравнения

$$\frac{1}{j\mu_i(\theta)}\frac{dp_i}{d\theta} = \frac{b_i}{(h(\theta)-\eta_2)^2} + \frac{a_i}{(h(\theta)-\eta_2)^3}, \quad i = 1,3;$$
$$\frac{1}{j\mu_2(\theta)}\frac{dp_2}{d\theta} = \frac{b_2}{h^2(\theta)} + \frac{a_i}{h^3(\theta)}. \tag{11}$$

Продифференцируем по θ выражение $\mu = e^{\alpha p - \beta T}$. Учитывая значение повышения температуры

$$\frac{dT'}{d\theta} = \frac{dH'}{d\theta}\frac{1}{C_p Q} = -\frac{1}{C_p}\frac{24\mu_0\mu\Omega r_0 h(\theta)}{\delta^2 a_i}\int_0^1\left(\frac{\tilde{\psi}''(\xi)}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{u}'(\xi)}{h^2(\theta)}\right)^2 d\xi,$$

получим

$$\frac{d\mu}{d\theta} = \mu(\theta)\left(\alpha\frac{dp}{d\theta} - \beta\frac{dT}{d\theta}\right) = \mu(\theta)\alpha\frac{dp}{d\theta} + \frac{\mu^2(\theta)\beta 24\mu_0\Omega r_0 h(\theta)}{T^* C_p \delta^2 a_i}\cdot\int_0^1\left(\frac{\tilde{\psi}''(\xi)}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{v}'(\xi)}{h^2(\theta)}\right)^2 d\xi. \tag{12}$$

Интегрируя эти уравнения, получим

$$j\mu_i(\theta) = \frac{1}{1 - \beta K_i[\Delta_1 I_3(\theta) + \Delta_2 I_2(\theta) + \Delta_3 I_1(\theta)] - \alpha[b_i I_2(\theta) + a_i I_3(\theta)]}, \quad i = 1,3;$$
$$j\mu_2(\theta) = \frac{1}{1 - \beta K_2[\Delta_1 I_3(\theta) + \Delta_2 I_2(\theta) + \Delta_3 I_1(\theta)] - \alpha[b_1 I_2(\theta) + a_2 I_3(\theta)]}, \tag{13}$$

где $K_i = \dfrac{24\mu_0\Omega r_0}{T^* C_p \delta^2 a_i}$; $\Delta_1 = \int_0^1 (\tilde{\psi}''(\xi_i))^2 d\xi_i = \dfrac{a_i^2}{12}$; $\Delta_2 = 2\int_0^1 (\tilde{\psi}''(\xi_i)\cdot \tilde{v}'(\xi_i))d\xi_i = \dfrac{1}{6} b_i a_i = a_i$;
$\Delta_3 = \int_0^1 (\tilde{v}'(\xi_i))^2 d\xi_i = 4$; $I_{K_i} = \int_0^\theta \dfrac{d\theta}{h_i^K(\theta)}$.

Решая уравнение (13) относительно $\mu(\theta)$, с точностью $O(\eta^2)$, $O(\eta_1^2)$, $O(\eta_2^2)$, $O(\tilde{\eta}^2)$, $O(\eta\eta_1)$, $O(\eta\tilde{\eta})$, $O(\eta_2\eta)$, $O(\eta_2\tilde{\eta})$ включительно, получим аналитические выражения для гидродинамического давления

$$p_i = \mu_i (b_i I_2(\theta) + a_i I_3(\theta)) + \frac{p_g}{p_a}.$$

Зная значения гидродинамического давления и скорости, находим аналитические выражения для несущей способности и силы трения

$$R_x = \frac{6j(2\mu_0 + \kappa_0)\Omega r_0^3}{2\delta^2} \times$$
$$\times \left[\int_0^{\theta_1} \left(p_1 - \frac{p_g}{p^*} \right) \cos\theta d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \left(p_2 - \frac{p_g}{p^*} \right) \cos\theta d\theta + \int_{\theta_2}^{2\pi} \left(p_3 - \frac{p_g}{p^*} \right) \cos\theta d\theta \right];$$

$$R_y = \frac{6j(2\mu_0 + \kappa_0)\Omega r_0^3}{2\delta^2} \times \qquad (14)$$
$$\times \left[\int_0^{\theta_1} \left(p_1 - \frac{p_g}{p^*} \right) \sin\theta d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \left(p_2 - \frac{p_g}{p^*} \right) \sin\theta d\theta + \int_{\theta_2}^{2\pi} \left(p_3 - \frac{p_g}{p^*} \right) \sin\theta d\theta \right];$$

$$L_{\text{тр}} = j\mu_0\Omega r_0^3 \left(1 + (\alpha p - \beta T) - \frac{(\alpha p - \beta T)^2}{2} \right) \left[\int_0^{\theta_1} \left(\frac{\tilde{\psi}_1''(0)}{(h(\theta) - \eta_2)^2} + \frac{\tilde{u}_1'(0)}{(h(\theta) - \eta_2)} \right) d\theta + \right.$$
$$\left. + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \left(\frac{\tilde{\psi}_2''(0)}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{u}_2'(0)}{h(\theta)} \right) d\theta + \int_{\theta_2}^{2\pi} \left(\frac{\tilde{\psi}_3''(0)}{(h(\theta) - \eta_2)^2} + \frac{\tilde{u}_3'(0)}{(h(\theta) - \eta_2)} \right) d\theta \right].$$

Проведенный численный анализ полученных расчетных моделей при скорости 1 м/с; $\theta_2 - \theta_1 = 5.74$–$22.92$ град; $\sigma = 5$–25 МПа; $\mu_0 = 0.0707$–0.0076 Нс/м^2; $\Omega = 100$–2400 с$^{-1}$; $\alpha = 0$–1; $T = 25$–100°C; $\delta = 0.05$–0.07×10^{-3} м; $r_0 = 0.01995$–0.04993 м; $P_g = 0.2$ МПА, позволил построить графики коэффициента трения (рис. 2) при использовании микрополярного смазочного материала.

Проведенный численный анализ выражения, определяющего величину вертикальной составляющей давления, позволил построить график влияния на этот параметр принятых переменных факторов (рис. 3).

Таким образом, подшипники с полимерным фторопластсодержащим антифрикционным покрытием при наличии маслоподдерживающей канавки способны работать как при граничном, так и при жидкостном трении.

Проведение экспериментов. Экспериментальное исследование состоит из верификации разработанной расчетной модели с маслосодержащей канавкой, комплекса экспериментальных исследований с новой конструкцией опорной поверхности подшипниковой втулки с антифрикционным полимерным покрытием, имеющим канавку.

Триботехнические экспериментальные исследования радиальных подшипников проводились на модернизированной машине трения ИИ 5018 (рис. 4, 5).

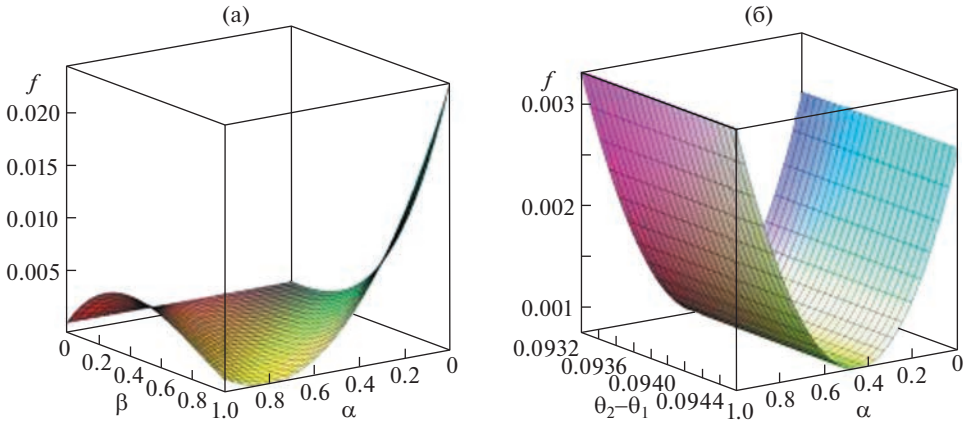


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения в подшипнике с канавкой от параметров, характеризующих вязкость смазочного материала, температуры (а) и ширины канавки (б).

Образцы были изготовлены в виде частичных вкладышей из кольцевой заготовки по центральному углу 60°. На их поверхность наносились полимерные покрытия и канавки на глубину покрытия равную 0.55 мм. Кроме того, колодки имели отверстия для термопар (рис. 4).

Результаты исследования. В результате теоретического исследования установлено, что несущая способность повышается примерно на 12–14%, а коэффициент трения снижается на 8–10% в диапазоне исследованных режимов (табл. 1).

В процессе экспериментального исследования были установлены области рационального применения полученных моделей. Получен устойчивый гидродинамический режим трения после 2-минутной приработки, при этом нагрузка увеличивалась ступенчато 5 раз до 25 МПа (табл. 2).

Обсуждение результатов. Теоретическим исследованием установлено необходимое сечение канавки на поверхности подшипниковой втулки для выхода подшипника в режим гидродинамического смазывания при заданной нагрузке.

После этого разработана расчетная модель, описывающая течение микрополярного смазочного материала в рабочем зазоре. При разработке модели учтена зависимость вязкости смазочного материала от давления и температуры. Полученные результаты позволяют установить основные эксплуатационные характеристики.

Исследуемая конструкция при вращении цапфы в канавке возникает циркуляционное движение, при этом возникающая сила приподнимает цапфу, в результате чего образуется гидродинамический клин.

Разработан теоретически и подтвержден экспериментально новый способ создания расчетных моделей, позволяющий значительно расширить область применения в машиностроении, авиастроении, приборостроении и т.д., там, где требуется обеспечение гидродинамического режима смазывания.

Основные результаты. 1. В результате исследования достигнуто существенное расширение возможностей применения на практике расчетных моделей с полимерным покрытием и канавкой, работающих в гидродинамическом режиме смазывания, позволяющих провести оценку эксплуатационных характеристик. **2.** Расчетные модели учитывают применение дополнительного смазывания полимерным покрытием канавки на поверхности подшипниковой втулки. **3.** Применение исследованных радиальных подшипников скольжения с канавкой шириной 3 мм повышает несущую спо-

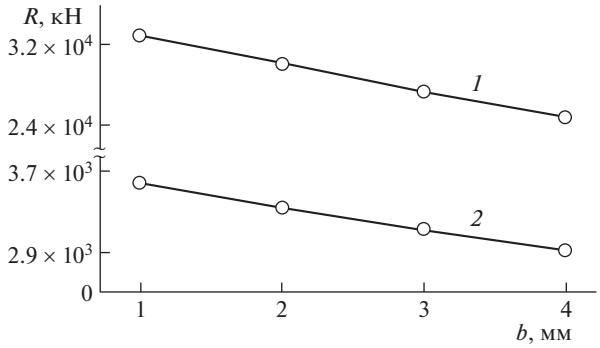


Рис. 3. Зависимость составляющей давления в подшипнике с адаптированным профилем и канавкой от ее ширины и рабочей нагрузки: *1* – σ = 14.1 МПа; *2* – σ = 4.7 МПа.

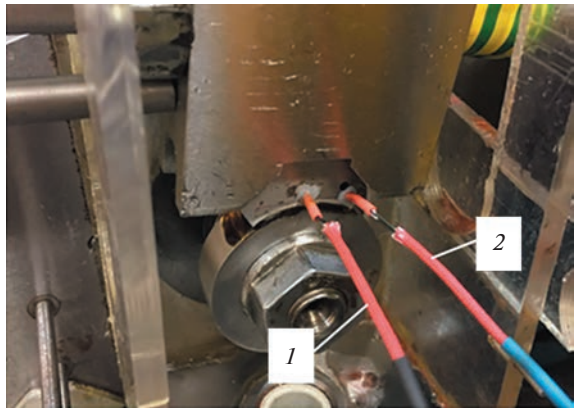


Рис. 4. Определение объемной температуры в паре трения “ролик–колодка”: *1*, *2* – термопары.

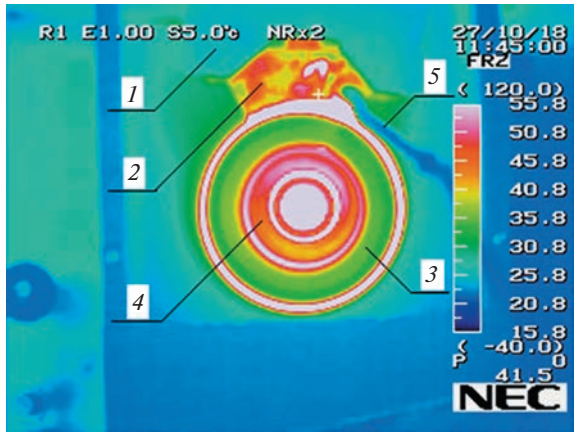


Рис. 5. Показания тепловизора при определении объемной температуры в паре трения “ролик–колодка” с фторопластсодержащим композиционным полимерным покрытием: *1* – колодкодержатель; *2* – опытный образец; *3* – ролик; *4* – контргайка; *5* – термопара.

Таблица 1. Результаты теоретического исследования поверхности подшипниковой втулки с фторопластсодержащим композиционным полимерным покрытием

№	σ, МПа	Угловые координаты ($\theta_2 - \theta_1$)				
		5.74	10.03	14.32	18.61	22.92
		Коэффициент трения				
1	5	0.007790	0.0101130	0.008100	0.0049000	0.00223000
2	10	0.004490	0.0044910	0.004653	0.0029850	0.00149650
3	15	0.001193	0.0012920	0.001206	0.0010705	0.00095700
4	20	0.001095	0.0011613	0.001104	0.0010136	0.00093793
5	25	0.000097	0.0010307	0.001004	0.0010570	0.00091887

Таблица 2. Результаты исследования поверхности подшипниковой втулки с фторопластсодержащим композиционным полимерным покрытием

№	Режим		Коэффициент трения				Погрешность, %	
	σ, МПа	V, м/с	теоретический результат		экспериментальное исследование			
			полимерное покрытие	покрытие с канавкой	покрытие	покрытие с канавкой		
1	5	0.3	0.0107	0.0089	0.0131	0.0106	5–12	6–13
2	10	0.3	0.0052	0.0035	0.0066	0.0036		
3	15	0.3	0.0032	0.0013	0.0045	0.0025		
4	20	0.3	0.0047	0.0023	0.0069	0.0044		
5	25	0.3	0.0087	0.0056	0.0099	0.0070		

собность на 12–14% и снижает коэффициент трения на 8–10%. **4.** Конструкция подшипника с полимерным покрытием и канавкой шириной 3 мм обеспечила стабильное всплытие цапфы, что экспериментально подтверждает правильность результатов теоретических исследований.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

r_0 – радиус вала;
r_1 – радиус подшипниковой втулки;
$\tilde{h}$ – высота канавки;
e – эксцентриситет;
ε – относительный эксцентриситет;
μ_0 – характерная вязкость;
μ' – коэффициент динамической вязкости смазочного материала;
p' – гидродинамическое давление в смазочном слое;

α', β' – постоянная экспериментальная величина;

T' – температура;

I – механический эквивалент тепла;

λ – теплопроводность смазочного материала;

$\eta = \frac{l}{\delta_h}$ – конструктивный параметр;

$\eta_2 = \frac{}{\delta}$ – конструктивный параметр, характеризующий канавку;

$\theta 1$, $\theta 2$ – соответственно угловые координаты канавки;

$u^*(\theta)$, $v^*(\theta)$ – известные функции, обусловленные наличием полимерного покрытия на поверхности подшипниковой втулки, где Q – расход смазочного материала в единицу времени; C_p – теплоемкость при постоянном давлении; $h(\theta)$ – толщина масляной пленки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Буяновский И.А., Татур И.Р., Самусенко В.Д., Соленов В.С.* Влияние антифрикционных твердых добавок на температурную стойкость бентонитовых смазок // Трение и износ. 2020. Т. 41. № 6. С. 665.
https://doi.org/10.32864/0202-4977-2020-41-6-665-670

2. *Албагачиев А.Ю., Буяновский И.А., Самусенко В.Д., Чурсин А.А.* Температурная стойкость космических смазок российского производства // Вестник машиностроения. 2019. № 9. С. 34.

3. *Буяновский И.А.* Температурная стойкость масел при трении и ее прогнозирование на основе положений химической кинетики // Механизация строительства. 2015. № 6 (852). С. 16.

4. *Серяков Ю.Д., Глазунов В.А.* Моделирование теплового состояния соприкасающихся твердых тел с учетом энерговыделения в зоне контакта // Проблемы прочности и пластичности. 2021. Т. 83. № 3. С. 311.
https://doi.org/10.32326/1814-9146-2021-83-3-311-323

5. *Албагачиев А.Ю., Михеев А.Н., Тананов М.А., Тохметова А.Б.* Определение температуры нагрева смазочного слоя при трении // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 5. С. 93.
https://doi.org/10.31857/S0235711922050029

6. *Албагачиев А.Ю., Ставровский М.Е., Сидоров М.И., Рагуткин А.В., Александров И.А.* Температурные зависимости скорости реакции в трибохимической кинетике // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 6. С. 37.
https://doi.org/10.31857/S0235711922060025

7. *Тананов М.А., Михеев А.В., Албагачиев А.Ю., Хасьянова Д.У.* Трибологические исследования смазок // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 91.
https://doi.org/10.31857/S023571190001561-8

8. *Леванов И.Г., Задорожная Е.А., Мухортов И.В., Никитин Д.Н.* Моделирование гидродинамических подшипников скольжения с учетом индивидуальных противоизносных свойств смазочных материалов // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Машиностроение. 2021. Т. 21. № 1. С. 14.
https://doi.org/10.14529/engin210102

9. *Леванов И.Г., Задорожная Е.А., Никитин Д.Н.* Модернизация машины трения ИИ5018 для проведения исследований гидродинамических подшипников скольжения // Современное машиностроение. Наука и образование. 2020. № 9. С. 207.
https://doi.org/10.1872/MMF-2020-16

10. *Рождественский Ю.В., Задорожная Е.А., Мухортов И.В.* Развитие методов исследования трибосопряжений машин и механизмов с учетом реологии смазочных материалов // В сб.: Транспортные и транспортно-технологические системы: материалы Международной научно-технической конференции. Тюменский государственный нефтегазовый университет, Уральское межрегиональное отделение Российской академии транспорта. Тюмень, 2013. С. 226.
11. *Рождественский Ю.В., Мухортов И.В., Гаврилов К.В.* Проблемы выбора смазочных материалов при разработке и эксплуатации двигателей транспортных машин // Модернизация и научные исследования в транспортном комплексе. 2014. Т. 1. С. 184.
12. *Хасьянова Д.У., Мукутадзе М.А.* Повышение износостойкости радиального подшипника скольжения смазываемого микрополярными смазочными материалами и расплавами металлического покрытия // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 4. С. 46.
https://doi.org/10.31857/S0235711922040101

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 539.8

ОПТИМИЗАЦИЯ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ПРЕССОВАННОЙ ДРЕВЕСИНЫ ПРИМЕНЯЕМЫХ В КОНСТРУКЦИЯХ НЕФТЕПРОМЫСЛОВЫХ МАШИН И МЕХАНИЗМОВ

© 2023 г. А. Гулиев[1], А. Шарифова[1], Ф. Юсубов[1,*]

[1]Азербайджанский государственный университет нефти и промышленности, Баку, Азербайджан
**e-mail: fikratyusub@gmail.com*

Поступила в редакцию 03.06.2022 г.
После доработки 11.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

Настоящая статья посвящена исследованию подшипников скольжения из прессованной древесины, смазываемых и охлаждаемых водой с целью установления особенности их расчета и конструкции. В связи с развитием промышленности, производящей пластические массы, способные заменить цветные металлы, этот вопрос приобретает особое значение. В направляющих и подшипниках скольжения, характеризуемых в основном небольшими скоростями скольжения, успешно применяют прессованную древесину и материалы на ее основе. Материалы на основе прессованной древесины обладают хорошими триботехническими свойствами. Прессованная древесина легко модифицируется для придания ей желаемых свойств. Перспективным является ее использование в подвижных сопряжениях, работающих без смазки.

Ключевые слова: нефтепромысловые машины, подшипник скольжения, древесно-слоистые пластики, смазочно-охлаждающие жидкости, теплоемкость, геометрическое строение, удельное давление, коэффициент трения

DOI: 10.31857/S0235711923050085, **EDN:** XCPCME

Актуальность темы. Особое место среди пластических масс в качестве подшипникового материала, благодаря своим механическим и антифрикционным свойствам и сравнительно небольшой стоимости, занимают древесно-слоистые пластики – ДСП, способные заменить не только цветные металлы и их сплавы, но и дорогостоящий текстолит. Применение ДСП в узлах трения самых различных машин и механизмов дало вполне удовлетворительные результаты.

В литературе по подшипникам из пластмасс ДСП характеризуется как материал, обладающий высокими антифрикционными свойствами [1–3]. Однако, ДСП так же, как и другие пластмассы, имеет крайне низкую теплопроводность и невысокую теплостойкость, что ухудшает его антифрикционные свойства.

Тепло, возникающее в металлических подшипниках от трения поверхностей, отводится смазывающей жидкостью, валом, и в значительной степени корпусом. Причем искусственное охлаждение проводится только в сравнительно тяжело нагруженных подшипниках. В подшипниках из ДСП вкладыши и втулки фактически являются теплоизоляционным материалом, и поэтому отвод тепла через корпус практически невозможен. Тепло, отводимое через вал, составляет незначительную долю. Чрезмерное скопление тепла в подшипниковом узле недопустимо из-за невысокой теплостойкости древесно-слоистых пластиков [4, 5]. Поэтому вопрос теплового режима в подшип-

никах из ДСП выходит на первый план. Отсюда следует, что при проектировании таких подшипников основной характеристикой их работы нужно считать тепловой режим и расчет подшипника нужно проводить исходя из условий его нагревания, определять количество жидкости, которое необходимо не только для создания жидкостного трения, но и для отвода основного потока образовавшегося тепла.

При этом необходимо предусматривать такую конструкцию подшипникового узла, при котором тепло, возникающее при трении, будет минимальным. Количество тепла при одинаковых режимах скорости и нагружения зависит от величины коэффициента трения. Для металлических подшипников эта зависимость широко исследована, и полученные методы расчета удовлетворяют требования практики [6]. Тогда как проведенные до настоящего времени исследования подшипников скольжения из ДСП, смазываемых водой, не дают возможность устанавливать оптимальные величины геометрических параметров в зависимости от режима скорости и нагружения с точки зрения получения минимального коэффициента трения, т.е. создания наилучшего теплового режима.

К недостаткам антифрикционной прессованной древесины относятся низкая теплопроводность, термостойкость и склонность к набуханию.

Цель статьи – определение коэффициента скольжения подшипников из ДСП, смазываемых и охлаждаемых водой в зависимости от отношения длины подшипника к диаметру и относительного зазора при различных режимах скорости и нагружения путем проведения эксперимента в условиях, полностью имитирующих условия работы подшипникового узла. Сделана так же попытка объяснить причину расхождения результатов расчета подшипников из ДСП по гидродинамической теории смазки с результатами экспериментов.

Методика проведения экспериментального исследования. Для проведения экспериментов была использована установка типа “весов трения”, с помощью которой достаточно просто измерить момент трения (рис. 1).

В этом устройстве есть возможность регулировать нагрузку, прикладываемую к паре трения, и имеется блок, измеряющий температуру в зоне трения. Компактность устройства позволяет при необходимости смешивать его в любой камере среды для создания более сложных атмосферных условий в процессе работы.

Установка приводилась в действие двигателем постоянного тока, что дало возможность, плавно изменять скорость вала в пределах 2–5 м/сек.

Двойная рычажная система обеспечивала нагружение подшипника диаметром 80 мм, удельным давлением до 5 МПа. Вал установки, сидящий на шарикоподшипниках, был соединен с электродвигателем посредством гибкой пальцевой муфты. Смазка подшипника осуществлялась водой из водопроводной сети.

Для уменьшения возможного влияния вибраций на результаты экспериментов, установка была смонтирована на массивной раме, залитой бетоном.

Измерение силы, уравновешивающей момент трения, проводилось пружинным динамометром с ценой деления 0.05 кН. Относительная погрешность измерений составляла 3% при больших нагрузках и не более 8% при малых нагрузках. Неуравновешенность нагрузочного параллелограмма устранялась с помощью гаек, расположенных по обеим сторонам его плеча. Величина коэффициента трения определялась по измеряемой величине силы, уравновешивающей момент трения.

Для выявления оптимальных геометрических параметров подшипников из ДСП в зависимости от режимов скорости и нагружения для определения коэффициента трения были проведены эксперименты. Экспериментальному исследованию подвергалась серия вкладышей из древесно-слоистого пластика марки ДСП-Б. Разъемные вкладыши вырезались из втулок, собранных из прямоугольных брусков и склееных клеем БФ-2. Бруски во вкладышах были расположены таким образом, что их торцы образовывали поверхность скольжения, и направление скорости скольжения было

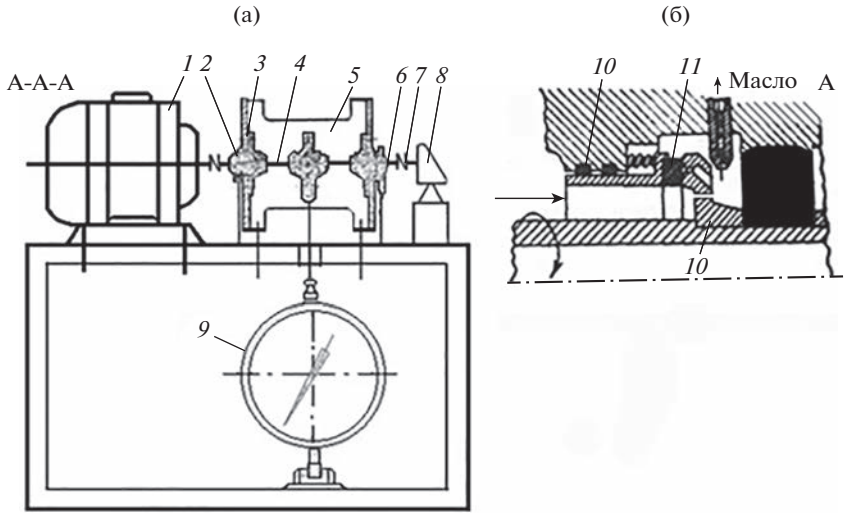


Рис. 1. Устройства для определения прирабатываемости подшипников скольжения (а) и испытательный узел устройства (разрез А-А) (б): *1* – электродвигатель; *2* – подшипник; *3* – крышка подшипникового щита; *4* – вал; *5* – стальной кожух; *6* – подставка для установки испытательного узла; *7* – муфта; *8* – счетчик оборотов вала электродвигателя; *9* – динамометр; *10* – кольцо; *11*, *12* – кольцевые уплотнители.

перпендикулярно волокнам. Такое расположение брусков в сочетании с незначительной толщиной вкладышей (7.5 мм при внутреннем диаметре равном 80 мм) обеспечивало небольшую чувствительность вкладышей к возможным изменениям размеров от разбухания пластика.

В эксперименте испытывались подшипники с относительным зазором 0.001; 0.0025; 0.0040; 0.0055 мм и с отношением длины к диаметру равным 0.6; 0.9; 1.2 и 1.5. Каждый из этих подшипников испытывался при различных режимах скорости и нагружения.

Процесс приработки заключался в следующем. Каждый подшипник работал при различных нагрузках и скоростях (от минимальных до максимальных) в течение 30–40 часов. Затем подшипник прирабатывался при заданном режиме работы. Окончание приработки определялось установившимися величинами коэффициента трения и температуры охлаждающе-смазывающей воды, выходящей из подшипника. При каждом изменении нагрузочного или скоростного режима подшипник вновь прирабатывался до получения устойчивых величин коэффициента трения и температуры.

Теоретическое обоснование и экспериментальные результаты. Результаты проведенных экспериментов в основном соответствуют данным отдельных исследований, имеющихся в литературе [7, 8]. По данным эксперимента устанавливалась закономерность изменения коэффициента трения в зависимости от окружной скорости, удельного давления и геометрических параметров подшипника.

Величина коэффициента трения для подшипников из ДСП, смазываемых и охлаждаемых водой, полученного при эксперименте мало отличается от его величины для подшипников с металлическими вкладышами, и с вкладышами из древесно-слоистого пластика, смазываемых минеральным маслом.

Следует отметить, что при расчете подшипника, смазываемого водой, по существующей гидродинамической теории получаются результаты, резко отличающиеся от

данных эксперимента: значение коэффициента трения, получается в несколько раз меньше его действительного значения, а минимальная толщина смазочного слоя получается соответствующей случаю несовершенной смазки. При жидкостном трении нагрузка полностью передается на слой жидкой смазки, толщина которого превышает суммарную высоту микронеровностей на поверхности подшипного материала [7]. При гидроупругом динамическом слое толщина слоя смазки при гидродинамических условиях составляет 0.02–3.60 мкм (известные данные составляют 0.03–76.0 мкм).

Такое резкое расхождение расчета по гидродинамической теории с действительностью объясняется следующим образом. Выводы гидродинамической теории смазки основываются на ряде предположений и допущений, к числу которых относится и пренебрежение массовыми силами.

Пренебрегая массовыми силами, запишем уравнение Навье–Стокса в виде уравнений Рейнольдса

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \mu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right); \quad \frac{\partial p}{\partial y} = \mu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right);$$

$$\frac{\partial p}{\partial y} = \mu\left(\frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \omega}{\partial z^2}\right).$$

При соблюдении в подшипнике условия $\frac{\partial p}{\partial y} = 0$ и пренебрегая величинами $\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}; \frac{\partial^2 u}{\partial z^2};$ $\frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2}; \frac{\partial^2 \omega}{\partial z^2}$, уравнения Рейнольдса приводятся к виду

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \mu\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}; \quad \frac{\partial p}{\partial z} = \mu\frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2}.$$

Рассмотрим, можно ли пренебречь силами инерции в уравнении Навье–Стокса в случае смазки водой. Считая, что движение жидкости в подшипнике установившееся, что составляющая скорости v равна нулю, составляющие скорости u в направлении z и ω в направлении x также равны нулю. При пренебрежении вторыми производными u относительно x и ω относительно z и при $X = 0$, $Y = 0$, $Z = 0$, получаем

$$u\frac{\partial u}{\partial x} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + v\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}; \quad \omega\frac{\partial \omega}{\partial z} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial z} + v\frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2}.$$

При замене

$$x = \varphi r; \quad u = u_0 u_1; \quad y = \delta y_1; \quad R_e = \frac{u_0\delta}{\nu}; \quad p = \frac{\mu u_0 r}{\delta^2} p_1; \quad \omega = v\omega_1;$$

$$z = l z_1; \quad l = kr; \quad z = krz_1; \quad \frac{v}{u_0} = \varepsilon,$$

после некоторых математических преобразований получим

$$R_e\psi\left(u_1\frac{\partial u_1}{\partial \varphi}\right) = -\frac{\partial p_1}{\partial \varphi} + \frac{\partial^2 u_1}{\partial y_1^2}, \quad R_e\psi\varepsilon_2\left(\omega_1\frac{\partial \omega_1}{\partial z_1}\right) = -\frac{\partial p_1}{\partial z_1} + k\varepsilon\frac{\partial^2 \omega_1}{\partial y_1^2},$$

где u_0 – окружная скорость цапфы; u – максимальная величина составляющей скорости в направлении z; δ – средняя величина радиального зазора; l – длина подшипника; ν – кинематическая вязкость смазки.

Сравнительный анализ этих уравнений показывает, что в случае смазки минеральными маслами величина R_e и произведение $R_e\psi$ незначительны и в этом случае левы-

ми частями полученных уравнений можно пренебречь. В случае же смазки водой число R_e, и произведение $R_e\psi$ в сотни раз больше и ими пренебрегать нельзя. Таким образом становится очевидным, что при выводах гидродинамической теории смазки для случая смазки водой пренебрежение силами инерции приводит к значительным ошибкам.

К числу допущений и пренебрежений, принимаемых при выводах основных положений гидродинамической теории смазки, относится также пренебрежение маслянистостью (взаимодействием частиц смазочной жидкости с частицами трущихся поверхностей цапфы и вкладыша). Объемные свойства смазывающей жидкости определяются только вязкостью [9].

Невозможность этого допущения в случае смазки водой пары металл–ДСП видно из следующего. Известно, что молекула воды является полярной и имеет угловую структуру с расположением атомов водорода по одну сторону от атомов кислорода. Такая структура, а также высокая полярность связи О–Н делают значительной полярность молекулы воды.

Величину прилипания смазки к твердой поверхности, как правило, определяют смачиваемостью, которой приписывают и возникновение несущей способности. Считают, что молекулы воды, адсорбированные поверхностями трущихся тел, и обладающие некоторой расклинивающей способностью, устремляются в клиновидный зазор, и вследствие смачивающей способности, возникает жидкостное трение [10].

Как известно, вода обладает высоким поверхностным натяжением и смачивает большинство тел. Смачиваемость бронзы водой немного отличается от смачиваемости ДСП. В то же время применение воды в качестве смазки в подшипниках, имеющих бронзовые вкладыши, не приводит к тем же результатам, которые имеются в подшипниках с вкладышами из ДСП. Этот факт указывает на то, что решающую роль в создании несущей способности нельзя приписывать смачиваемости.

Большую роль в создании жидкостного трения при смазке водой, по-видимому, играет структура древесно-слоистого пластика, представляющая собой мельчайшие капилляры. Вода, смачивающая поверхность вкладыша из ДСП, поднимается по капиллярам. Находящаяся же в капиллярах жидкость имеет более прочную связь с поверхностной пленкой жидкости, чем пленка жидкости с твердым телом. Это приводит к тому, что объемные свойства воды на границе ДСП значительно отличаются от ее объемных свойств в слоях, удаленных от поверхностной пленки, и не могут характеризоваться, как обычно характеризуются смазывающие жидкости, одной вязкостью.

Исходные дифференциальные уравнения теплопроводности и движения несжимаемой жидкости имеют следующий вид:

$$\lambda\nabla^2 t + q_v = \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} + \bar{v}\,\mathrm{grad}\,t\right)c\rho,$$

$$\frac{\partial v}{\partial \tau} + (\bar{v}\,\mathrm{grad})\,\bar{v} = \bar{g} - \frac{1}{\rho}\mathrm{grad}\,\bar{p} + \nu\nabla^2\bar{v}, \quad \mathrm{div}\,\bar{v} = 0,$$

где λ – теплопроводность; c – удельная теплоемкость; ρ – плотность; q_v – плотность внутреннего источника теплоты; t – температура; τ – время; v – скорость; g – ускорение силы тяжести; p – давление; ν – кинематическая вязкость;

$$\nabla^2 t = \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2}; \quad \bar{v}\,\mathrm{grad}\,t = v_x\frac{\partial t}{\partial x} + v_y\frac{\partial t}{\partial y} + v_z\frac{\partial t}{\partial z},$$

$$\mathrm{div}\,\bar{v} = \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z}.$$

Наряду с высокими механическими и антифрикционными свойствами ДСП обладает весьма низким (в 400 раз меньше по сравнению с бронзой) коэффициентом теплопроводности. Поэтому отвод тепла трения через корпус подшипника практически равен нулю и осуществляется валом и смазывающе-охлаждающей жидкостью. Таким образом, для подшипников скольжения из ДСП при их проектировании и расчете главным является создание оптимального теплового режима, т.е. создание условий, при которых тепло, возникающее при трении, будет наименьшим. Количество тепла определяется по формуле

$$Q_m = \frac{P\vartheta f}{427}, \quad (1)$$

где P – нагрузка на подшипник, кгс; ϑ – окружная скорость, м/с; f – коэффициент трения.

Отсюда видно, что при равных условиях работы количество тепла зависит от величины коэффициента трения.

Оптимизация для выбора геометрических параметров расчета подшипников из ДСП и методика расчета при смазывании и охлаждении водой.

1. Выбор относительного зазора. В литературе имеются рекомендации для выбора относительного зазора резко отличающиеся друг от друга. Приводятся данные о работе подшипников из ДСП с относительным зазором 0.001–0.04 мм.

Величина относительного зазора, равная 0.001 мм не применима для подшипников из ДСП, воспринимающих более или менее значительные удельные давления. Самое незначительное увеличение нагрузки приводит к резкому повышению коэффициента трения с переходом режима работы от жидкостного к полужидкостному и даже полусухому, а впоследствии и к защемлению вала в подшипнике [7, 10].

Такое явление можно объяснить тем, что из-за небольшой величины зазора в подшипнике количество проходящей через него смазывающе-охлаждающей жидкости недостаточно для отвода всего выделяющегося тепла. Часть тепла из-за небольшой теплопроводности ДСП не может отводиться корпусом и поэтому воспринимается материалом вала. При нагреве увеличивается его диаметр и происходит прогрессирующее уменьшение зазора.

Величина оптимального зазора находится в пределах 0.004–0.005 мм. Для верхнего предела несмотря на некоторое увеличение коэффициента трения, нагрузочная способность несколько возрастает. Минимальное значение коэффициента трения получается при относительном зазоре 0.004 мм.

При величине относительного зазора 0.0025 мм с увеличением удельного давления коэффициент трения сначала понижается, а затем (при $p > 2.5$ МПа) наблюдается значительное его повышение.

2. Выбор отношения длины подшипника к его диаметру. Результаты экспериментов, проведенных с подшипниками, по нахождению оптимального соотношения длины к диаметру 0.6–1.5 показали, что применение длинных подшипников нецелесообразно.

Нецелесообразность применения длинных подшипников вытекает из следующего. Кромки длинных подшипников нагреваются и обугливаются. Это происходит с одной стороны за счет прогиба вала (местное давление на кромках увеличивается), с другой стороны за счет уменьшения количества вытекающей из подшипника жидкости.

В подшипниках из ДПС это явление проявляется более резко, чем в металлических подшипниках, в которых вкладыши, выдержав сравнительно высокую температуру, обкатываются и в значительной степени восстанавливается нормальный тепловой режим подшипника.

Эксперименты показали, что оптимальное значение второго геометрического параметра – отношения длины подшипника к диаметру, находится в пределах 0.6–0.9. Изменение величины этого параметра в сторону увеличения не дает желаемых результа-

тов с точки зрения увеличения нагрузочной способности подшипника, т.к. для более длинных подшипников удельное давление выше 1–1.5 МПа вызывает резкое повышение коэффициента трения с полным нарушением режима жидкостного трения.

3. Методика расчета подшипников из ДПС, смазываемых и охлаждаемых водой. Важнейшим свойством ДПС, отличающим их от металлов является крайне незначительная теплопроводность, благодаря чему тепло, отводится жидкостью и частично валом. Эта особенность делает тепловой режим подшипника из ДПС сильно отличающимся от теплового режима металлического подшипника, в котором корпус подшипника является третьим телом, отводящим значительное количество тепла. Отсюда и вытекает важность правильного теплового режима подшипника из ДПС.

Для расчета подшипника из ДПС не подходит гидродинамическая теория смазки [6]. Поэтому практически, как это рекомендует ряд литературных источников [11], расчет ведется в основном по следующей схеме: устанавливается величина коэффициента трения, затем определяется количество выделяющегося тепла и количество жидкости, необходимое для смазки и охлаждения подшипника.

Однако при установлении величины коэффициента трения пользуются табличными данными, составленными на основе отдельных опытов без учета влияния геометрических параметров подшипника, а также нагрузочного и скоростного режимов, или же определяют коэффициент трения по гидродинамической теории или по упрощенным формулам.

При таком определении расчетный коэффициент трения может резко отличаться от действительного. Нежелательно использовать коэффициент трения больше расчетного, т.к. для подшипников из ДСП, смазываемых и охлаждаемых водой, не рекомендуется допускать повышение температуры выходящей из подшипника воды более чем на 10–15°. Дальнейшее повышение температуры воды приводит к увеличению коэффициента трения и как следствие к ухудшению теплового режима.

Имеются попытки применять формулы расчета подшипников скольжения с металлическими втулками и вкладышами к расчету подшипников из ДСП [15]. Но, если применение этих формул для подшипников из ДСП, смазываемых маслом, дает результаты, близкие к истине, то для подшипников, смазываемых водой, они непригодны. Так, при расчете подшипника из ДСП с характеристикой d = 80 мм; l = 120 мм; n = 900 об/мин; p = 1.5–2.0 МПа будем использовать формулу

$$f = 5.5 \times 10^{-5} \sqrt{4\frac{d}{l} + 1} \sqrt{\frac{\lambda n}{p}}.$$

Получаются следующие данные: для подшипника, смазываемого минеральным маслом вязкостью λ = 10 сП f = 0.00184, для подшипника же, смазываемого водой, вязкостью λ = 0.8 сП f в 3.5 раза меньше, т.е. f = 0.00052. На самом же деле коэффициент трения подшипника скольжения из ДСП, смазываемого водой, близок к коэффициенту трения подшипника, смазываемого маслом. Примерно такие же результаты получаются при расчете по другим методикам. При проведении исследований подшипников скольжения из ДПС, смазываемых водой, получили следующие рекомендации: 1) отношение длины подшипника к его диаметру не должно превышать единицы; 2) оптимальным значением относительного зазора является ψ = 0.004–0.0055 мм. При сравнительно маленьких удельных давлениях (p = 1.5–2 МПа) можно применять и ψ = 0.0025–0.004 мм. Более низкие значения относительного зазора применимы для направляющих подшипников, воспринимающих незначительные удельные давления; 3) преимуществами антифрикционной прессованной древесины является высокая несущая и хорошая демпфирующая способность [16], низкая стоимость и простата изготовления (рис. 2).

В результате анализа зависимостей коэффициента трения от удельного давления, окружающей скорости и геометрических параметров подшипника, полученных в ре-

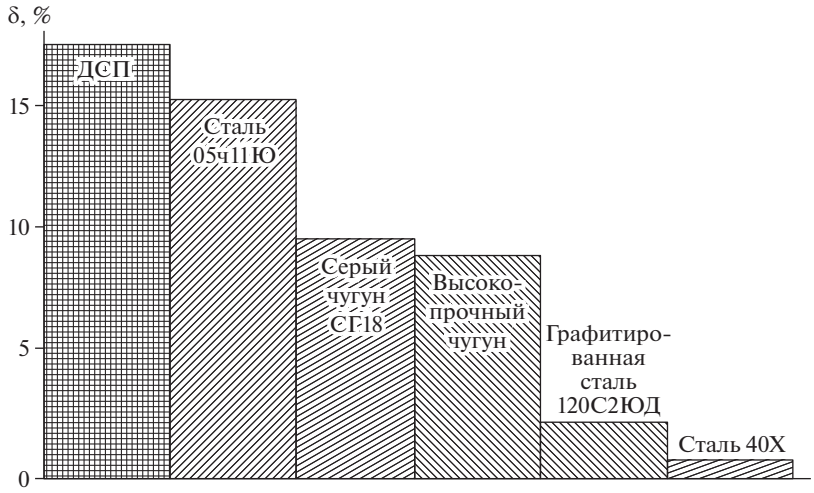


Рис. 2. Гистограммы уменьшения демпфирующей способности разных материалов.

зультате экспериментальных исследований, предложена следующая формула для определения коэффициента трения:

$$f = 10^{-3}\left[a + \frac{1}{k}(\vartheta - m)\right]^2, \qquad (2)$$

где a, k, m – коэффициенты, полученные из экспериментов.

Для определения коэффициента трения, построены кривые, выражающие его зависимость от удельного давления и геометрических параметров (рис. 3). Коэффициент m выражает значение окружной скорости, при которой достигается минимум коэффициента трения для подшипников скольжения. Для всех подшипников, рассмотренных в эксперименте, эта величина была очень близкой к 4 м/сек. И поэтому в формулу можно поставить значение $m = 4$. Коэффициент k определяется по формуле

$$k = 1.184 + 0.04p + 0.00049p^2.$$

В статье приводятся графики зависимости a от удельного давления, относительного зазора и отношения длины подшипника к диаметру, составленные на основе данных эксперимента, где a – минимальное значение коэффициента трения для подшипника с данными геометрическими параметрами и удельным давлением (рис. 3).

Таким образом, расчет подшипника скольжения из ДСП можно свести к следующему: по формуле (2) определяется коэффициент трения f, а затем по формуле (1) вычисляется количество тепла трения Q_m. Далее определяется количество охлаждающе-смазывающей жидкости (считая, что вся масса тепла уносится охлаждающей жидкостью)

$$G = \frac{Q_m}{c\gamma\Delta t},$$

где γ – удельный вес воды; практически $\gamma = 1$; Δt – разность температур входящей в подшипник и выходящей из него жидкости, °С . Для воды Δt можно рекомендовать в пределах 10–15°С.

Затем по формулам, существующим для металлических подшипников, определяется количество жидкости, вытекающее в торцы, и если это количество окажется мень-

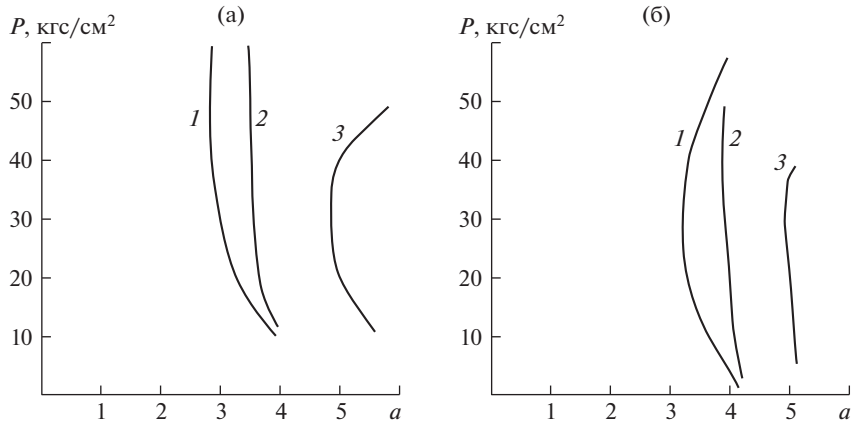


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения от удельного давления и геометрических параметров подшипника из разных материалов (а), (б) при $L/d = 0.6$: *1* – $\psi = 0.004$; *2* – $\psi = 0.0055$; *3* – $\psi = 0.0025$.

ше необходимого для отвода тепла трения, предусматриваются дополнительные каналы для выхода жидкости.

Выводы. 1. Приводимые в литературе рекомендации многих исследователей по выбору оптимальных величин геометрических параметров зачастую противоречивы, причем они не дают возможность определить величину коэффициента трения и установить тепловой режим работы подшипника. **2.** В статье приводятся результаты экспериментов и составленные на их основе кривые зависимости коэффициента трения от геометрических параметров подшипников, скорости и удельного давления. **3.** Определено, что одной из причин несоответствия расчета подшипников из ДСП по гидродинамической теории и теории теплопроводности смазки по данным эксперимента является пренебрежение маслянистостью при отводах тепла. **4.** Установлены величины геометрических параметров, при которых можно обеспечить наименьшую величину коэффициента трения. **5.** Определено удельное давление и окружная скорость подшипника. **6.** Определена величина коэффициента трения, по экспериментальным кривым, приводимым в статье, и по формуле, выведенной на основе анализа и обобщения материалов экспериментов. **7.** Расчет остальных величин: количества тепла, количества смазывающей и охлаждающей жидкости, температуры жидкости, выходящей из подшипника и т.д. проведен общеизвестными методами.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Bakir K., Aydemir D., Bardak T.* Dimensional stability and deformation analysis under mechanical loading of recycled PET-wood laminated composites with digital image correlation // Journal of Cleaner Production. 2021. V. 280. P. 124472.
2. *Yartsev V.P., Kiseleva O.A.* The Influence of composition and structure on the performance properties of wood composites // Advanced Materials & Technologies. 2020. V. 4. № 20. P. 41.
3. *Liu J., Tang C., Wu H., Xu Z., Wang L.* An analytical calculation method of the load distribution and stiffness of an angular contact ball bearing // Mechanism and machine theory. 2019. V. 142. P. 103597.

4. *Тесленко А.Ю., Шишлов О.Ф., Глухих В.В.* Получение древесно-слоистого пластика, с использованием карданолсодержащего основания манниха // Материалы XIII Международной научно-технической конференции, 2021. С. 568.
5. *Arya S., Chauhan S., Kumar R.* Plastic bonded plywood using waste polypropylene container // Materials Today: Proceedings. 2022. V. 67. P. 472.
6. *Kwak W., Lee J., Lee Y.B.* Theoretical and experimental approach to ball bearing frictional characteristics compared with cryogenic friction model and dry friction model // Mechanical systems and signal processing. 2019. V. 124. P. 424.
7. *Russell T., Sadeghi F., Peterson W., Aamer S., Arya U.* A novel test rig for the investigation of ball bearing cage friction // Tribology Transactions. 2021. V. 64. № 5. P. 943.
8. *Yalçın İ., Esen R.* Adhesive type's effects on adhesive strength of densified reinforced laminated wood obtained from black poplar (Populus nigra L.) // BioResources. 2023. V. 18. № 1. P. 1155.
9. *Bekhta P., Müller M., Hunko I.* Properties of thermoplastic-bonded plywood: Effects of the wood species and types of the thermoplastic films // Polymers. 2020. V. 12. № 11. P. 2582.
10. *Zou M., Tang Q., Guo W.* High-strength wood-based composites via laminated delignified wood veneers with different adhesive contents for structural applications // Polymer composites. 2022. V. 43. № 5. P. 2746.
11. *Fang B., Zhang J., Yan K., Hong J., Wang M.Y.* A comprehensive study on the speed-varying stiffness of ball bearing under different load conditions // Mechanism and machine theory. 2019. V. 136. P. 13.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 631.171

ЦЕНТРАЛИЗОВАННОЕ ВОССТАНОВЛЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ НА ПРЕДПРИЯТИЯХ СИСТЕМЫ “СОЮЗСЕЛЬХОЗТЕХНИКА” И “ГОСКОМСЕЛЬХОЗТЕХНИКА”

© 2023 г. В. П. Лялякин[1,*], И. Н. Кравченко[2,], В. М. Корнеев[3]**

[1]Федеральный научный агроинженерный центр ВИМ, Москва, Россия

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

[3]Российский государственный аграрный университет – МСХА им. К.А. Тимирязева, Москва, Россия

**e-mail: valpal-1938@mail.ru*

***e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru*

Поступила в редакцию 08.12.2022 г.
После доработки 13.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

В нашей стране проходили процессы, связанные с реорганизацией и совершенствованием обслуживания сельскохозяйственного производства. На смену машинно-технологическим станциям была организована система “Союзсельхозтехника”. В статье показана динамика развития “Союзсельхозтехники”, приведены объемы товарной продукции, особо отмечено, что наценки на все услуги составляли всего 12.6%, тогда как в настоящее время они поднялись до 45%. Приведены объемы восстановления деталей. На предприятиях “Союзсельхозтехника” восстанавливали более 60% наименований деталей. Показаны достижения отдельных предприятий по внедрению эффективных технологий. Подтверждено, что восстановление деталей на предприятиях “Союзсельхозтехника” экономило ежегодно для страны до 12% новых запасных частей, свыше 500 тыс. т литья и 150 тыс. т проката. Показана роль отраслевой и академической науки. Созданная система предприятий “Союзсельхозтехника” являлась эффективным помощником для товаропроизводителей не только в обеспечении новыми машинами и узлами, но и восстановленными деталями с высоким качеством, низкой ценой и гарантированной работоспособностью.

Ключевые слова: техническое обслуживание, ремонт, восстановление деталей, ресурс, экономическая эффективность

DOI: 10.31857/S0235711923050127, **EDN:** XTPYVK

В 1961 году по решению Правительства на базе ремонтно-технической станции (РТС) с учетом передового зарубежного опыта была создана самая мощная и самая передовая дилерская служба в мире – “Союзсельхозтехника” [1, 2]. Одной из основных задач такой системы являлась организация ремонта полнокомплектных машин и восстановления деталей [3–6]. В работе “Союзсельхозтехники” были использованы принципы деятельности машинно-тракторной станции (МТС) [7, 8]. Всесоюзное объединение “Союзсельхозтехника” Совета Министров СССР начало свою деятельность с февраля 1961 г. С июня 1978 г. оно было преобразовано в Государственный комитет СССР по продовольственно-техническому обеспечению АПК (Госкомсельхозтехника СССР). В 1986–1989 гг. действовал государственный агропромышленный комитет СССР (Госагропром), в 1986–1991 гг. – Государственная комиссия по продовольствию и закупкам Совета Министров СССР, в 1991 г. – Минсельхоз СССР,

Таблица 1. Количество предприятий и организаций в системе “Союзсельхозтехника”

Предприятия и организации	Годы			
	1961	1965	1970	1975
Районные объединения и отделения “Сельхозтехника”	2866	3570	3640	4326
Механизированные отряды, специализированные отделения по агрохимобслуживанию	1565	2136	3196	3322
Мастерские общего назначения	4075	2798	2322	1947
Специализированные ремонтные мастерские	–	1117	1546	1892
Ремонтные и механические заводы	292	305	328	325
Станции технического обслуживания автомобилей	78	525	756	1102
Линейно-монтажные участки со станциями технического обслуживания оборудования на животноводческих фермах	–	–	1569	1957
Мастерские по производству монтажных заготовок	–	–	–	200
Строительно-монтажные управления и передвижные механизированные колонны	–	42	311	950
Технические обменные пункты	–	–	2053	2657
Базы снабжения	1470	2518	2321	3508
Республиканские базы снабжения и спецмагазины	572	536	574	451

а затем Минсельхозпром Российской Федерации, куда вошли предприятия инженерно-технической сферы АПК.

Динамика изменения количества предприятий и организаций в системе Союзсельхозтехники приведены в табл. 1.

Основная задача системы “Союзсельхозтехника” состояла в организации и совершенствовании материально-технического обеспечения сельского хозяйства, во внедрение гарантированного снабжения хозяйств запасными частями, при этом наценка на все услуги деятельности составляла всего 12.6% (на такие же услуги в настоящее время наценка составляет 35–45%).

Одной из основных задач системы “Союзсельхозтехника” являлась организация ремонта полнокомплектных машин, узлов и агрегатов, а также восстановление изношенных деталей [9, 10].

Для поддержания сельскохозяйственной техники в исправном, работоспособном состоянии ежегодно выпускалось огромное количество запасных частей, так в 1975 г. их выпускалось на сумму свыше 2.5 млрд руб.

На производство новых запасных частей тратились огромные и трудовые ресурсы. Одним из путей сокращения затрат на запасные части являлось восстановление изношенных деталей. Как показывал опыт, более 85% деталей тракторов, автомобилей и других сложных машин по техническим условиям считалось непригодными для дальнейшего использования. При этом износ таких деталей не превышал 0.1–0.3 мм.

Для компенсации износа научными организациями (ГОСНИТИ, ВНПО “Ремдеталь”) [10, 11], а также ремонтными кафедрами сельскохозяйственных институтов разрабатывались и внедрялись на ремонтных предприятиях системы прогрессивных технологий восстановления, создавались средства технологического обеспечения. Так,

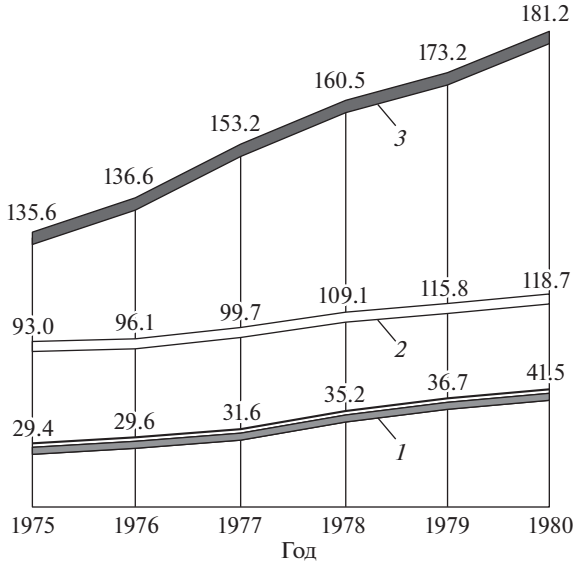


Рис. 1. Восстановление деталей, млн руб.: *1* – для тракторов; *2* – для автомобилей; *3* – для сельскохозяйственных машин.

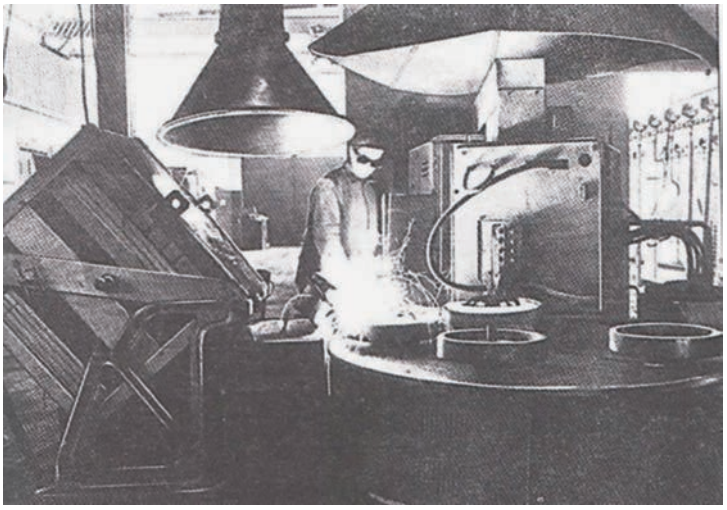


Рис. 2. Участок восстановления опорных катков заливкой жидким металлом в Жмеринской райсельхозтехнике Винницкой области.

благодаря этому на предприятиях сельхозтехники ежегодно восстанавливалось более 650 наименований деталей на сумму около 300 млн руб.

Динамика изменения объемов восстановления представлена на рис. 1.

Для восстановления деталей использовались современные методы. Примером может служить участок восстановления опорных катков тракторов заливкой жидким металлом в Жмеринской райсельхозтехнике Винницкой области (рис. 2).

Таблица 2. Восстановление деталей на предприятиях “Союзсельхозтехника” в 1970 г. (по данным ЦСУ СССР)

Наименование деталей	Восстановлено	
	штук	к плану завоза новых, %
Блоки двигателей	426228	110
Головки блока	429281	35
Коленчатые валы автомобильные	472370	115
Катки опорные, ролики тракторные	765589	35
Оси катков, ролики тракторные	426971	30
Плунжерные пары	1872173	50

Восстановление деталей в “Союзсельхозтехнике” считалось приоритетной задачей, об этом свидетельствуют данные табл. 2, в которой показано, что например, по блокам “Союзсельхозтехника” обеспечивала свои ремонтные предприятия восстановленными деталями взамен поставки новых.

Срок службы восстановленных деталей был не ниже срока службы новых, а по некоторым деталям, таких как плунжерные пары, поршневые пальцы выше новых. При этом стоимость восстановления их составляла 50–70% от стоимости новых.

В системе “Союзсельхозтехника” к 1970 г. были созданы крупные цеха и участки по восстановлению изношенных деталей с использованием современного высокопроизводительного оборудования, в том числе 117 цехов с объемом работ 201–500 тыс. руб. и 30 цехов – свыше 500 тыс. руб.

В 1971–1975 гг. созданы предприятия с объемом восстановления деталей 2 млн руб. в год и более.

В девятой пятилетке было восстановлено деталей на сумму свыше 1 млрд руб., что дало экономию денежных средств около 600 млн руб. и более 1.2 млн т металла. Кроме того, это позволило высвободить значительные производственные мощности, занятые изготовлением новых запасных частей.

На Зарайском и Еманжелинском заводах Россельхозтехники, Сумском (“Укрсельхозтехника”) Куйлюкском (“Узсельхозтехника”) действовали цеха по восстановлению прецизионных деталей топливной аппаратуры, на Фрунзенском (“Киргизсельхозтехника”), Чарджоуском (“Туркменсельхозтехника”), Дарницком (“Укрсельхозтехника”) заводах, в Криулянском (“Молдсельхозтехник”), Рязанском (“Россельхозтехника”), Лимбажском (“Латвсельхозтехника”) районных объединениях – цеха по восстановлению блоков, головок блоков, гильз цилиндров, шатунов, поршневых пальцев и др.

Для восстановления деталей были внедрены автоматическая наплавка под слоем флюса; сварка в среде углекислого газа; вибродуговая наплавка; наращивание изношенных поверхностей методом гальванических покрытий (хромированием, осталиванием); нагрев ТВЧ; восстановление деталей пластической деформацией, составами на основе эпоксидных смол, нанесением тонкослойных полимерных покрытий газопламенным напылением, покрытий литьем под давлением и прессованием, склеиванием синтетическими клеями. Кроме того, применялась расточка посадочных гнезд в корпусных базисных деталях (блоках, задних мостах и др.) на универсальных горизонтально-расточных станках.

ГОСНИТИ и его филиалы [10, 11], ВНПО “Ремдеталь” вели научно-исследовательские и опытно-конструкторские разработки по созданию новых высокопроизводительных технологических процессов восстановления деталей. Уже в 1978 г. на предприятиях “Госкомсельхозтехника” восстанавливались детали около 900 наименований более чем на 300 млн руб. Действовали свыше 200 поточно-механизированных

Таблица 3. Восстановление изношенных деталей, млн руб.

Показатели	Год		
	1965	1980	1982
Восстановление изношенных деталей машин, всего	68.4	396.1	461.2
Отношение восстановленых деталей к фондам, на новые запасные части, %	–	15.1	16.8
В том числе			
для тракторов	–	207.1	243.1
для автомобилей	–	134.9	155.7
для сельскохозяйственных машин	–	52.1	62.4

линий. Ощутимый экономический эффект давало централизованное восстановление деталей, в масштабах страны он составлял не менее 120 млн руб. в год.

На Криничанском ремонтном заводе была введена в эксплуатацию поточно-механизированная линия по маршрутной и маршрутно-групповой технологии ремонта гильз цилиндров с программой 120 тыс. шт. в год. Принцип действия основан на применении нового процесса обработки гильз – без центрового внутреннего шлифования. На Зарайском ремонтном заводе внедрена механизированная линия восстановления прецизионных деталей с программой 1.5 млн пар в год.

Существующие способы восстановления изношенных деталей обеспечивали их высокое качество при более низкой себестоимости (табл. 3).

По отчетным данным за 1979 год себестоимость, например, восстановления поршневых пальцев двигателей СМД-60 на Кировоградском ремонтном заводе "Укрсельхозтехника" составило 32 коп., или 27% от стоимости новых, опорных катков трактора ДТ-75 в Рузской райсельхозтехники Московской области – 91 коп., или 29%, шатунов и головок цилиндров автомобильных двигателей ГАЗ-66 на Дзержинском заводе "Ремдеталь" соответственно 2 руб. 57 коп. и 21 руб. 47 коп. или 66 и 57% от стоимости новых деталей. Примеры показывали, что в среднем себестоимость восстановления изношенных деталей не превышала 50–60% от стоимости новых. В результате за год ремонтные предприятия Госкомсельхозтехники сэкономили свыше 110 млн руб. С увеличением доли восстановленных запасных частей экономический эффект возрастал до 30%, себестоимость капитального ремонта автомобиля ЗИЛ-130 снижалась в среднем на 116 руб. (в том числе двигателя на 46 руб.), трактора К-700 – на 400 руб., двигателя ЯМЗ-238НБ – на 171 руб. или на 17% от стоимости его ремонта. По подсчетам специалистов годовой экономический эффект к 1985 г. от восстановления изношенных деталей автомобилей, тракторов и сельскохозяйственных машин составил не менее 350 млн руб.

Восстанавливать детали приходилось не только из-за их предельного износа в процессе эксплуатации, но частично из-за низкого качества изготовления. Так, из общего количества коленчатых валов двигателей тракторов К-700, восстанавливаемых на Атбасарском ремонтно-механическом заводе Целиноградской области, 18% имели предельный износ шатунных и коренных шеек, а 20% изгибы и трещины.

При централизованном восстановлении деталей на поточно-механизированных линиях применялось высокопроизводительное и высокоточное оборудование, аналогичное заводскому. Благодаря этому удавалось не только снизить себестоимость восстановления, но и существенно повысить качество деталей. Проведенный на ряде ремонтных предприятий контроль качества восстановленных деталей показал, например, что 20–25% коленчатых валов, прошлифованных на обычных универсальных шлифовальных станках, имели отклонения размеров шатунных и коренных шеек вы-

ше допустимых. В то же время у коленчатых валов, восстановленных на современных станках, предназначенных для применения на линиях, таких отклонений не было. Блоки цилиндров двигателей СМД-14 СМД-60, восстановленные с применением универсального расточного оборудования типа РД, имели гораздо большие отклонения от допустимых размеров, чем восстановленные на специальных расточных станках, которыми оснащались поточно-механизированные линии.

ВНПО "Ремдеталь" в конце 70-х и начале 80-х гг. разработала высокоэффективные способы восстановления изношенных деталей контактной приваркой стальной ленты, проволоки и порошковых твердых сплавов, плазменным и лазерным наплавлением, пластической деформацией, заливкой жидким металлом, гальваническими и другими методами, разработала технологию восстановления коленчатых валов двигателей А-01, А-41, Д-50, Д-240 автоматической наплавкой с последующим упрочнением галтелей и блоков цилиндров двигателя СМД-14 контактной приваркой стольной ленты к коренным опорам. На заводах объединения серийно изготовлялся унифицированный ряд принципиально новых установок для восстановления валов и корпусных деталей контактной приваркой стальной ленты. Внедрены линии восстановления поршневых пальцев и звездочек цепных передач. С участием ВНПО "Ремдеталь" в 1981 г. были созданы и внедрены 15 поточно-механизированных линий, в том числе по восстановлению блоков цилиндров двигателей, коленчатых валов двигателей и др.

Большую помощь в разработке современной технологии и высокопроизводительного оборудования для восстановления деталей сварочно-наплавочными методами оказывал институт электросварки имени Е.О. Патона Академии наук Украинской ССР. ВНПО "Ремдеталь" совместно с МГТУ им. Н.Э. Баумана успешно осуществило работы по восстановлению деталей плазменной наплавкой, напылением, а также лазерным упрочнениям, а с институтом проблем литья Академии наук Украинской ССР – по восстановлению ведущих звездочек и поддерживающих роликов заливкой жидким металлом. Ряд работ проводились совместно с Кишиневским сельскохозяйственным институтом им. М.В. Фрунзе, Ленинградским сельскохозяйственным институтом, Челябинским институтом механизации и электрификации сельского хозяйства и др.

Примером эффективного, творческого содружества служит работа, выполненная ВНПО "Ремдеталь" совместно с Ярославским производственным объединением "Автодизель" Минавтопрома, по организации специализированных участков восстановления коленчатых валов двигателей ЯМЗ-240 на Октябрьском ремонтном заводе Ставропольского края, Атбасарском ремонтно-механическом Целиноградской области, Энгельсском авторемонтном Саратовской области и в Новосибирской Райсельхозтехнике. Вместе с Рыбинским производственным объединением моторостроения в Куйбышевской райсельхозтехнике Запорожской области был создан цех восстановления блоков и головок блока цилиндров деталей Д-65.

Методом пластической деформации, разработанным в Саратовском институте механизации сельского хозяйства под руководством Ю.Д. Пашина [12], восстанавливали проушины и цевки звеньев гусениц тракторов тягового класса 3 в Первомайском отделении "Сельхозтехника" Мордовской АССР, Аткарском районном объединении "Сельхозтехника" Саратовской области и др. объединениях.

Испытания, проведенные на Поволжской МИС в ряде хозяйств, а также на стенде испытательной станции НАТИ показали, что износостойкость, проушин звеньев, восстановленных методом пластической деформации, на 20–30% выше, чем при других методах восстановления, а затраты составляли 40% нового звена.

Широко применялся разработанный Малоярославецким филиалом ГОСНИТИ способ восстановления резьбовых отверстий с использованием спиральных резьбовых вставок. Применение этого способа позволяет несколько раз повысить производительность труда при ремонте резьбовых отверстий, вдвое снизить стоимость при зна-

чительном повышении долговечности сопряжений, особенно в чугунных и алюминиевых деталях.

В период 1985–1990 гг. предприятия и организации Госкомсельхозтехники плодотворно сотрудничали с институтами Академии наук СССР в решении наиболее важных вопросов ремонтно-обслуживающего производства [2, 13]. Особенно эффективными оказались совместные работы с институтом металлургии им. А.А. Байкова в области электродуговой металлизации, создание припоев для восстановления деталей индукционной пайкой, порошковых материалов для контактной приварки. С институтом машиноведения им. А.А. Благонравова были проведены работы по лазерной наплавке поверхностей изношенных деталей. Ряд вопросов ремонтного производства решен институтом электросварки им. Е.О. Патона, институтом механики металлополимерных систем Академии наук Белорусской ССР, институтом океанологии им. П.П. Ширшова, институтом нефтеорганического синтеза и другими научными организациями.

Инженерно-технические и научные кадры, работающие в области механизации сельскохозяйственного производства, совместно с коллективами институтов Академии наук СССР и ВАСХНИЛ настойчиво и целеустремленно работали над решением важной проблемы повышения надежности и увеличения сроков службы машин.

Заключение. Созданная система предприятий “Союзсельхозтехника” являлась эффективным помощником для товаропроизводителей не только в обеспечении новыми машинами и узлами, но и восстановленными деталями с высоким качеством, низкой ценой и гарантированной работоспособностью. В современных условиях необходимо использовать накопленный богатый опыт по восстановлению деталей машин для различных отраслей народного хозяйства.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Ежевский А.А., Федоренко В.Ф., Аронов Э.Л.* Стратегия, эффективность и опыт производственно-технического обеспечения сельского хозяйства во второй половине XX века (система “Союзсельхозтехника” – Госкомсельхозтехника). М.: ФГНУ “Росинформагротех”, 2004. 339 с.
2. *Огородник И.А., Гречихин Д.С.* История и этапы развития ремонтного производства в сельском хозяйстве. Минск: Медисонт, 2018. 688 с.
3. *Черноиванов В.И., Лялякин В.П.* Организация и технология восстановления деталей машин. 2-е изд., доп., перераб. М.: ГОСНИТИ, 2003. 487 с.
4. *Черноиванов В.И., Лялякин В.П., Голубев И.Г.* Организация и технология восстановления деталей машин. М.: ФГБНУ “Росинформагротех”, 2016. 568 с.
5. *Апатенко А.С., Быков В.В., Голубев И.Г. и др.* Технология и организация восстановления деталей и сборочных единиц при сервисном сопровождении. Ч. 1. М.: ФГБНУ “Росинформагротех”, 2017. 144 с.
6. *Апатенко А.С., Быков В.В., Голубев И.Г. и др.* Технология и организация восстановления деталей и сборочных единиц при сервисном сопровождении. Ч. 2. М.: ФГБНУ “Росинформагротех”, 2018. 196 с.
7. *Улезько А.В., Кателиков А.Н.* Машинно-технологические станции интегрированных структур АПК: формирование, использование, информационное обеспечение процессов планирования. Воронеж: Изд-во “Истоки”, 2010. 188 с.

8. *Кушнарев Л.И.* Проблемы развития машинно-технологических станций // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2010. № 6. С. 7.
9. *Черноиванов В.И., Голубев И.Г.* Восстановление деталей машин (Состояние и перспективы). М.: ФГНУ “Росинформагротех”, 2010. 376 с.
10. *Лялякин В.П.* Восстановление деталей – важное направление в исследованиях ГОСНИТИ // Труды ГОСНИТИ. 2013. Т. 113. С. 233.
11. *Черноиванов В.И.* Основные этапы развития ГОСНИТИ // Труды ГОСНИТИ. 2013. Т. 113. С. 4.
12. *Корнеев В.М., Новиков В.С., Кравченко И.Н. и др.* Технология ремонта машин. М.: ИНФРА-М, 2018. 314 с.
13. *Голубев И.Г., Тараторкин В.М.* Технологические процессы ремонтного производства. 3-е изд., стереотип. М.: Академия, 2019. 304 с.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 621.822

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПОЛУЧЕНИЯ ИОННЫМ ТРАВЛЕНИЕМ ПРОФИЛИРОВАННОГО РЕЛЬЕФА РАЗЛИЧНОГО ВИДА НА ПОВЕРХНОСТЯХ ТРЕНИЯ

© 2023 г. И. С. Сплавский

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

Поступила в редакцию 16.01.2023 г.
После доработки 05.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

В статье рассмотрены существующие методы создания регулярного профилированного микрорельефа различного вида от микро- до макрорельефа на плоских функциональных поверхностях изделий. Представлена методика ионного травления регулярного микрорельефа на поверхностях трения упорных подшипников скольжения, предлагаемая для узлов трения энергетического оборудования и погружных насосов.

Ключевые слова: опорно-упорный подшипник, рельеф поверхности, покрытия, коэффициент трения

DOI: 10.31857/S0235711923050152, **EDN:** XAKIFY

Известным методом повышения триботехнических свойств поверхности даже без применения твердосмазочного покрытия является создание регулярного профилированного микрорельефа (РПМР) (углублений) поверхностным пластическим деформированием, например виброобкатыванием, алмазным выглаживанием и т.п. [1]. Создание рельефа на функциональных поверхностях возможно также путем нанесения несплошных покрытий или покрытий переменной толщины.

В технологии изготовления интегральных схем широко применяют методы фрагментации поверхности путем химического или ионного травления отдельных участков поверхности определенной формы и размеров через маскирующие шаблоны, получаемые с помощью фотолитографии [2]. Высокая разрешающая способность (до 1 мкм) ионного травления, возможность обработки материалов любой твердости и хорошая “стыкуемость” с вакуумной ионно-плазменной технологией нанесения защитных покрытий позволяют эффективно решить вопрос получения тонких поверхностных слоев с высокой износостойкостью и антифрикционностью. Перспективность такого решения подтверждается появившимися публикациями о методах получения поверхностных композиционных ультратонких слоев с высокими триботехническими свойствами. В работах [3, 4] показана техника получения и конструкция поверхности с РПМР, получаемым ионным травлением с использованием маски, создаваемой на поверхности фотолитографическим способом или лазерным воздействием через маскирующий шаблон.

Физический механизм удаления материала при ионном травлении позволяет применять этот процесс для травления материалов любой природы и твердости: металлов, полупроводников, диэлектриков. При ионном травлении можно обеспечить такой ре-

жим, при котором ионы бомбардируют материал перпендикулярно к его поверхности или под определенным углом, что способствует получению четких, резких и вполне определенных очертаний краев и углублений.

Процессы ионно-плазменного нанесения покрытий также можно использовать для создания рельефа и профилей на поверхности.

Комбинированные ионно-плазменные способы формирования углублений различной формы представляются наиболее перспективными, т.к. все большее применение в прецизионных узлах находят детали, имеющие на рабочих поверхностях покрытия, полученные вакуумными ионно-плазменными методами. Создание на таких поверхностях углублений или канавок заданного профиля также возможно при использовании ионного травления [5].

В настоящее время существует значительное количество разнообразных конструктивных схем систем ионного травления.

Повышение скорости распыления можно достичь путем применения автономных ионных источников для генерации ионных потоков, их фокусировки и ускорения в направлении обрабатываемой поверхности. Плотность ионного тока в таких системах может достигать нескольких ампер. Возможность фокусировать и сканировать пучки обеспечивает высокую равномерность травления. Кроме того, эффективность таких систем значительно выше благодаря тому, что рабочее давление в вакуумной камере существенно ниже, чем при использовании плазменных систем.

Из анализа существующих, проектируемых и разрабатываемых с различной целью ионных источников для создания регулярного поверхностного рельефа внимание заслуживают и многоапертурный источник газообразных ионов типа Кауфмана, ионный источник, генерирующий потоки быстрых нейтральных молекул и ионно-плазменный источник кольцевого (щелевого) типа.

Рассмотрим предлагаемую в настоящей статье технику получения поверхностей с регулярным профилированным микрорельефом и углублениями протяженной длины для гидродинамических условий трения.

Технология получения фрагментированных поверхностей – поверхностей с регулярным профилированным микрорельефом заключается в травлении участков поверхности твердого тела с помощью ионов инертного газа. Для получения РПМР используются маски из фольги толщиной 0.2–0.5 мм с регулярно расположенными в ней отверстиями, как правило, круглой или эллиптической формы (рис. 1). Такие отверстия получают методом фотолитографии с разрешением до единиц микрометров. Возможно использование для изготовления масок “тонких” металлических сеток, имеющих прямоугольные отверстия.

Вырезанная по размерам обрабатываемой поверхности маска жестко закрепляется на поверхности, и деталь подвергается ионному травлению в вакуумной камере ионами аргона из ионного источника. Обработка ведется при режимах, обеспечивающих отсутствие теплового коробления маски и изделия и получение заданной глубины рельефа по всей обрабатываемой поверхности. После обработки изделие извлекается из вакуумной камеры и маска удаляется. Далее на обработанную поверхность при необходимости создать антифрикционный слой тем или иным методом (предпочтительно вакуумным ионно-плазменным) наносят антифрикционный твердый материал [6].

В случае необходимости повышения износостойкости поверхности фрагментированный слой создается как твердое износостойкое покрытие, которое предварительно наносят на рабочую поверхность. При работе в среде жидкой смазки РПМР может быть достаточно эффективен без введения в него твердого смазочного материала.

Для повышения износостойкости поверхности при трении всухую в присутствии твердосмазочного покрытия предложено техническое решение [7], заключающееся в том, что на поверхности трения подшипника скольжения изготовленного из компактного антифрикционного материала, например, кобальта, меди или медного сплава,

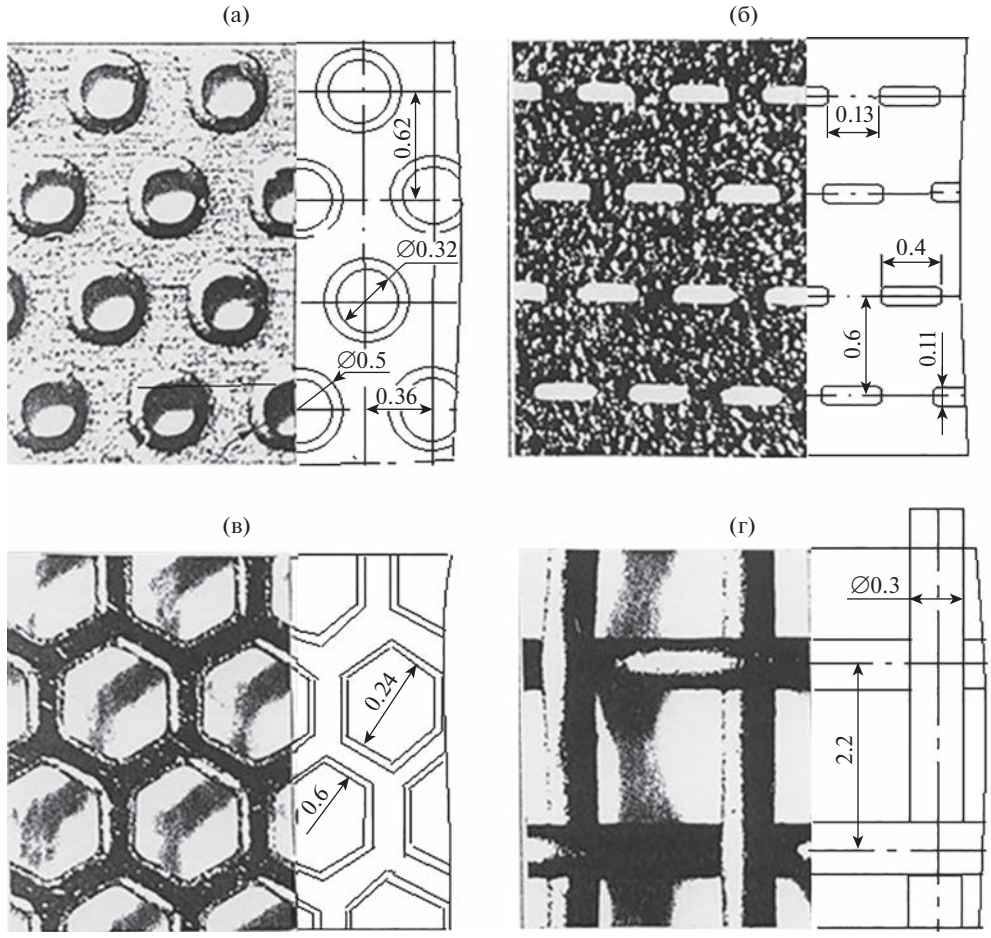


Рис. 1. Маски, используемые для создания РПМР: (а) – с круглыми отверстиями; (б) – с овальными отверстиями; (в) – с шестигранными отверстиями; (г) – плетеная сетка из нержавеющей стали.

методом ионного травления в вакууме через маску, наносится рисунок, состоящий из регулярно расположенных по поверхности углублений. Глубина травления определяется временем и режимом ионной бомбардировки. После завершения процесса травления маска удаляется, и поверхность трения подвергается тонкой механической обработке (доводке) до достижения требуемой плоскостности и шероховатости.

Для получения регулярного профилированного микрорельефа на рабочих поверхностях деталей узлов трения, по результатам исследований, проведенных в Институте машиноведения РАН, для реализации целей настоящей статьи рекомендуется использовать ионный газовый источник типа Кауфмана (МАИ-208-2Т), разработки Московского авиационного института.

На рис. 2 представлена принципиальная схема ионного источника МАИ-208-2Т с полым катодом, рабочим телом которого является аргон. В корпусе *1* расположен полый катод *2*, через который в источник поступает аргон. Между катодом и анодом *3* в атмосфере аргона при давлении 5 Па зажигается дуговой разряд с параметрами $U = 20–60$ В и $I = 2–10$ А. Для облегчения поджига разряда катод предварительно

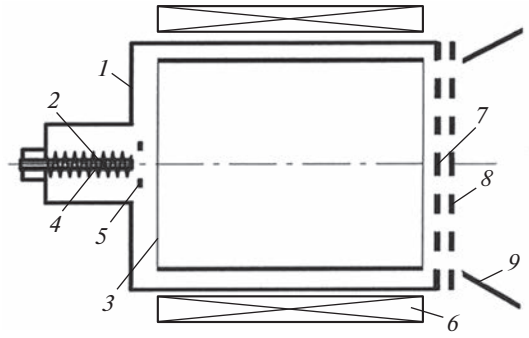


Рис. 2. Принципиальная схема ионного газового источника МАИ-208-2Т.

разогревается нитью косвенного нагревателя *4*. Непосредственно разряд инициируется искровым пробоем между катодом и электродом поджига *5*. Для увеличения степени ионизации в камере источника установлена магнитная катушка *6*. При помощи электронно-оптической системы, состоящей из экранирующей сетки *7*, ускоряющей сетки *8* и экрана *9* ионы аргона вытягиваются из камеры источника и ускоряются до энергии порядка 2–10 кэВ в направлении устанавливаемых перед источником обрабатываемых деталей.

Режимы ионного травления следующие: напряжение разряда 30–40 В, ток разряда 6 А, ток магнитной катушки 2 А, напряжение ускоряющей сетки 2.5 кВ, ионный ток пучка 130 мА, скорость травления 0.1 мкм/мин. При нормальной работе источника ионный ток в пучке диаметром 80 мм составляет 120–180 мА.

При ионном травлении можно обеспечить такой режим, при котором ионы бомбардируют материал перпендикулярно к его поверхности или под определенным углом, что способствует получению четких резких и вполне определенных очертаний краев и углублений. Это можно использовать при изготовлении макрорельефа (протяженных криволинейных канавок) на опорных подушках подпятников, работающих в режиме гидродинамической смазки.

Для обеспечения требуемой равномерности по глубине канавок при выполнении условия обеспечения высокой производительности процесса одним из важнейших условий является выбор оптимального расстояния от ускоряющей сетки источника до обрабатываемой поверхности и участка потока, в котором происходит травление детали. Следует принимать во внимание, что диаметр ионного потока зависит от конструкции источника и плотность потока по его сечению неравномерна (уменьшается при движении от центра к периферии). Поэтому, работая с подобного рода системами, необходимо использовать не всю площадь сечения потока, а лишь его эффективную часть, в которой плотность изменяется мало. Графически это показано на рис. 3.

Диаметр пучка ионов при выходе из источника *1* будет равен диаметру сетки оптической системы, по мере удаления от источника пучок несколько расходится, и на некотором расстоянии l от него будет иметь диаметр $D_и$. Распределение плотности потока, в перпендикулярной оси источника плоскости, находящейся на расстоянии l от выходной сетки источника характеризуется кривой *2* (рис. 3). Окружность диаметром $D_{эф}$ ограничивает зону пучка с приемлемой равномерностью плотности потока, обеспечивающей требуемую равномерность травления.

Размещение изделия должно осуществляться таким образом, чтобы обрабатываемая поверхность находилась в пределах зоны, ограниченной эффективным диаметром

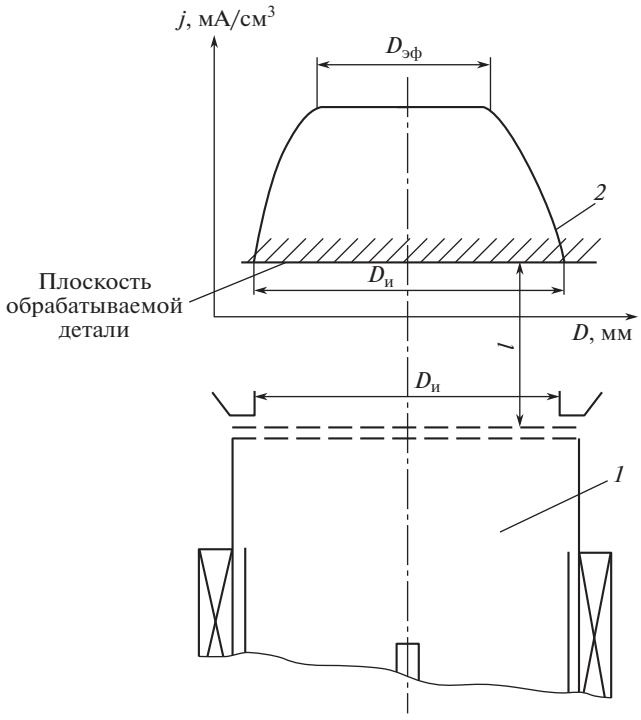


Рис. 3. Распределение плотности ионного тока.

пучка $D_{эф.}$ Если это условие не будет соблюдено, то неравномерность глубины получаемой канавки будет в радиальном направлении выходить за пределы допуска.

Удаление обрабатываемого изделия от источника увеличивает равномерность травления, но приводит к потере производительности вследствие уменьшения плотности потока. Чрезмерное приближение изделия к источнику может привести к перегреву и короблению маски, а также к перегреву изделия и возникновению в нем больших внутренних и остаточных напряжений. Следствием этого является коробление изделия и даже его растрескивание, что наблюдалось при обработке керамических материалов с низкой теплопроводностью.

Углубления (канавки) значительно больших размеров можно использовать как газо- и гидродинамические канавки в подшипниках и опорах, работающих с газовой или жидкой смазками.

Выводы. Рассмотрены и проанализированы существующие методы создания регулярного профилированного микрорельефа различного вида от микро- до макрорельефа на плоских функциональных поверхностях изделий. Разработана методика ионного травления регулярного микрорельефа на поверхностях трения упорных подшипников скольжения, предлагаемая для узлов трения энергетического оборудования и погружных насосов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Шнейдер Ю.Г.* Регуляризация микрорельефов поверхностей деталей. Л.: ЛАНТП, 1986. 24 с.
2. *Иванов-Есипович Н.К.* Технология микросхем. М.: Высшая школа, 1972. 256 с.

3. *Lancasre J.K., Moorhouse P.* Etched-pocket dry bearing materials // Tribology International. 1985. V. 18. № 3. P. 139.
4. *Tanaka H., Takeda J., Nakamura K.* Patent US 6008468. Method and apparatus for producing a thin mesh utilizing a laser and mask system, 1999.
5. *Андрейчикова Г.Е., Захарова Н.Е., Румянцев М.Ю., Сигачев С.И., Станкевич И.В.* История создания и перспективы применения твердосмазочных покрытий для лепестковых газодинамических опор высокоскоростных электротурбомашин // Вестник Московского энергетического института. 2016. № 4. С. 51.
6. *Черемисинов Е.М., Сплавский И.С.* Исследование работоспособности осевых высоконагруженных опор в насосах атомной отрасли в зависимости от условий эксплуатации // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2022. № 4. С. 31. https://doi.org/10.52261/02346206_2022_4_31
7. *Сытин А.В., Родичев А.Ю., Зайцев П.Е., Михалевский С.А.* Технологии нанесения ультратонких смазочных пленок при изготовлении упругих элементов лепестковых газодинамических подшипников // В сборнике: Будущее науки-2017. Сборник научных статей 5-й Международной молодежной научной конференции: в 4-х томах. Ответственный редактор А.А. Горохов, 2017. С. 184.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 531.395

ТЕПЛОВОЙ КОНТРОЛЬ. МУЛЬТИФРАКТАЛЬНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ЛОКАЛЬНЫХ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ

© 2023 г. Р. С. Ахметханов

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

Поступила в редакцию 16.04.2023 г.
После доработки 05.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

В статье представлены методы, которые позволяют оценить косвенно неоднородность распределения локальных деформаций и напряжений через значения распределения температуры в термограммах. При этом использованы методы фрактального анализа в виде мультифрактальных спектров, кластеризация изображений и кратно-масштабного анализ дискретного вейвлет-разложения изображений. Показано, что при увеличении поврежденности материала увеличивается ширина мультифрактального спектра и как локальные деформации по мере нагружения перераспределяются по длине пластины. А с помощью кратно-масштабного вейвлет-разложения находятся масштабные элементы, которые имеют наибольшие изменения в уровнях деформации.

Ключевые слова: термограмма, температура, деформация, напряжение, мультифрактальный спектр, статистические характеристики, кратно-масштабный анализ вейвлет-разложение

DOI: 10.31857/S0235711923050024, **EDN:** ZMGSJX

Цель статьи определить методы, которые позволят дать количественные оценки локальному распределению деформации при нагружении деталей для оценки их поврежденности.

Фундаментальной задачей анализа напряжений (деформаций) является определение их распределения по всему объекту исследования с учетом действующих на нее внешних сил. Для деталей из пластичных материалов при статическом нагружении локальная концентрация напряжений не снижает несущие способности, т.к. местные пластические деформации перераспределяются по мере их нагружения. При этом пластический материал имеет несколько стадий изменения кривой пластической деформации в зависимости от величины статической нагрузки. Для формализации стадийности этого процесса можно использовать уравнение Людвика

$$\sigma(\varepsilon) = \sigma_0 + \theta\varepsilon^n,$$

где σ_0 – предел текучести, θ – коэффициент деформационного упрочнения, n – показатель параболичности кривой пластической деформации. В зависимости от показателя параболичности на кривой деформирования выделяют следующие стадии процесса: 1) $n \approx 0$ – площадка текучести; 2) $n \approx 1$ – стадия линейного упрочнения; 3) $n \approx \approx 1/2$ – стадия параболического упрочнения; 4) $0 \le n \le 1/2$ – стадия предразрушения.

Стадийный процесс усталостного разрушения связан с эволюцией структуры металла. При этом усталостное разрушение представляет собой многоуровневый и раз-

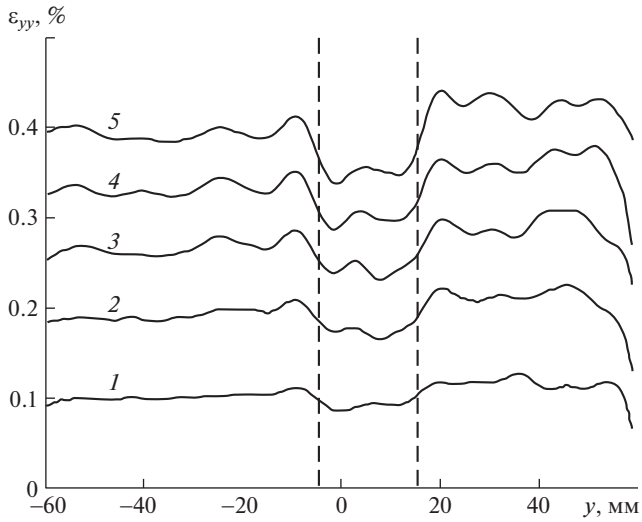


Рис. 1. Значения продольной деформации вдоль оси O_y при различном уровне нагружения образца: $1 - t_0$; $2 - t_1$; $3 - t_2$; $4 - t_3$; $5 - t_4$.

номасштабный кинетический процесс и характеризуется обязательным прохождением стадий образования полосовых субструктур, микротрещин, формированием коротких и макротрещин. Каждая стадия данного процесса отличается своими физическими механизмами, и процесс разрушения происходит в результате взаимодействия объектов, имеющих разный масштабный уровень – от атомного до мезо- и макроскопического. Этот процесс является стохастическим [1].

В исследованиях, проведенных ранее, было показано, что в этих стадиях проявляются различные свойства локализации деформации. В виде примера приведем распределения локальной деформации по нагруженному объекту. Например, работа [2], где на основе полученных данных построены эпюры продольных деформаций (рис. 1) вдоль оси нагружения (ось O_{yy}), за начало координат принята средняя часть образца.

Кривые (рис. 1) были построены при контрольных значениях t_i, которые соответствуют значениям осевой нагрузки на уровнях: $P = 10$, 20, 30, 40 и 50 кН. Пунктирными линиями отмечены границы дефекта. Они показывают, что деформация по длине образца неравномерная.

Другой пример, в работе [3] приведены распределения продольной деформации образца сильвинита для различных моментов времени. Сильвинит – осадочная горная порода, состоящая из чередующихся слоев галита и сильвина и некоторых примесей (гематит и др.).

Неоднородность деформирования сильвинита проявляется в виде системы эквидистантно расположенных зон локализованной деформации, ориентированных к оси нагружения под углом около ±54°. Эти зоны формируются с самого начала растяжения и остаются неподвижными в процессе нагружения. Показано, что области материала вне зон локализации находятся фактически в недеформированном состоянии. При этом внутри некоторых зон локализации деформация достигает уровня 0.5% при общей деформации образца 0.36%.

Большинство авторов описывали процесс неравномерности деформации как потерю стабильности пластического течения и образование геометрически выраженных

зон (областей) локализации деформации. Также многочисленные исследования показали, что в локально-деформированных зонах также наблюдаются существенные изменения структуры и физико-механических свойств материала. Это позволило создать новое направление по изучению пластического течения, в которых сформированы представления о пластическом течении как о самоорганизующемся процессе развития областей локализации со структурной неустойчивостью и поэтапной перестройкой структуры вещества.

В настоящее время считается, что размер структурных элементов деформируемого тела определяет размеры зон локализации деформации и состояние вещества в этих зонах. А фрактальная размерность зон локализации деформации определяется структурой материала и слабо зависит от граничных условий. На основании проведенного анализа экспериментальных и теоретических работ [4] сформулированы общие закономерности развития локализации деформации: 1) локализация деформации – основной структурно-энергетический организующий фрактальный элемент развития пластического течения твердых тел; 2) локализация деформации формируется на различных структурных уровнях деформируемых твердых тел и носит фрактальный характер; 3) деформационные неравновесные процессы – самоорганизующееся резонансное состояние материала, как реакция его на внешнее многофакторное воздействие.

Эти закономерности локального распределения деформаций в нагруженном объекте контроля проявляются при тепловом контроле за счет термоупругого и термопластического эффектов, когда превращение энергии механического деформирования металла в окрестности дефекта, трещины в тепловую энергию приводит к весьма существенному повышению температуры в данной области.

Как известно термоупругий эффект описан лордом Кельвином в уравнении, которое связывает изменение температуры ΔT с суммой изменений главных напряжений $\Delta\sigma$ [5]. То есть существует связь между тепловыми процессами и деформациями (напряжениями) в нагруженной детали. Чем выше деформация (пластическая) тем выше температура в области деформации. Таким образом, учитывая пропорциональную связь температуры и деформации, по распределению температуры можно косвенно оценить локализацию деформации. При этом нужно учитывать, что при нагружении образца в данном процессе имеются три стадии: 1 – охлаждение образца при упругом деформировании, 2 – нагрев при пластической деформации; 3 – нагрев и охлаждение в стадии разрушения (наибольшее изменение температуры образца) [6].

Приведем пример. В работе [7] исследовались термограммы нагружения тонких пластин с отверстиями и без отверстий. Показано, что пластины без отверстия нагреваются быстрее и до более высокой температуры. К моменту зарождения разрушения полосы без отверстий имеют температуру поверхности на 3–4°С превышающую температуру рабочей зоны полосы с отверстием. Разрушение зарождается в полосе, ослабленной отверстиями. А в момент зарождения и развития разрушения температура скачкообразно повышается примерно на 4°С и после разрыва за доли секунды падает на 10–11°С. То есть при деформировании выделенный объем материала проявляет свойство адаптивности к внешним условиям путем непрерывного активного приспособления за счет внутренней перестройки к постоянно меняющимся внешним факторам. При этом процесс адаптации протекает в соответствии с принципом Ле Шателье–Брауна, согласно которому реакция деформируемой системы сводится к такой приспособляемости, чтобы происходило ослабление внешнего воздействия. То есть, если на систему, находящуюся в устойчивом равновесии, воздействовать извне, изменяя какое-либо из условий равновесия, то в системе усиливаются процессы, направленные в сторону противодействия этим изменениям.

Приведем еще пример. На рис. 2 показаны термограммы, снятые в различные последовательные моменты нагружения образца [8]. Наибольшие области с повышен-

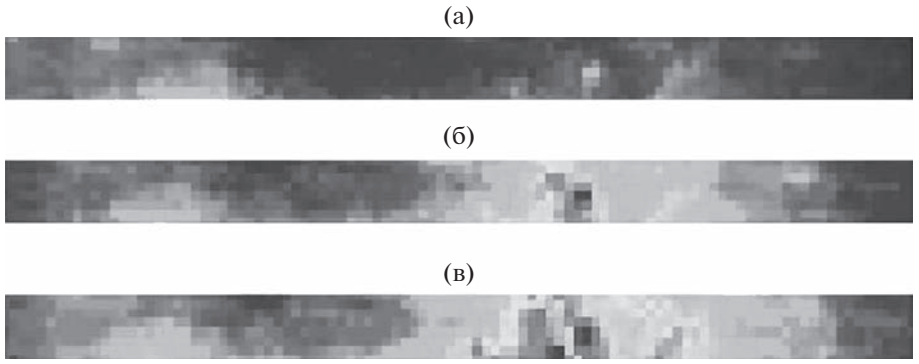


Рис. 2. Распределение температуры на поверхности образца при трех различных последовательных мгновениях нагружения (а)–(в).

ной температурой появляются прямо в средней части образца (более светлые зоны – это зоны с наибольшими температурами) после нескольких секунд удлинения (около 90-й секунды). Затем напряжение в образце увеличивается, температура повышается в данной области, охватывая всю ширину образца, и становится все более и более заметной за несколько секунд до разрушения. Грани излома отходят друг от друга, и образец начинает остывать.

На рис. 3 приведены термограммы образца под нагрузкой (пластина стальная с отверстиями, материал пластины Ст3сп) при различном уровне пластической деформации (стадии II и III). Они сильно различаются по температуре и распределению областей с повышенной температурой [7]. Минимальная температура термограмм 8.47°C, а максимальная температура 49.99°C. Минимальная температура менялась незначительно, а максимальная температура изменилась на величину 19.84°C, по мере нагружения пластины до ее разрушения.

В табл. 1 приведены статистические данные этих термограмм. Наиболее интересны данные по коэффициенту вариации, который возрастает по мере увеличения нагрузки. В момент разрушения коэффициент вариации становится минимальным. Такая же тенденция по среднеквадратическому отклонению. Повышение этих характеристик показывает, что неоднородность локальных деформаций повышается по мере нагружения пластины и уменьшается при ее разрушении.

На рис. 4 представлены эти термограммы в виде кластерного распределения локализации деформации (температуры) пластины с отверстиями. Более светлые зоны с наибольшими температурами, т.е. с наибольшими пластическими деформациями. В кластеры определяют зоны с одинаковым температурным интервалом. Общее количество кластеров было определено величиной 10. Они были вычислены

Таблица 1. Статистические данные термограмм в градациях серого пикселей изображения (0, ..., 255)

Статистические данные	Уровень общей деформации, ε		
	ε_1	ε_2	ε_3
Математическое ожидание	87.823	89.295	85.363
Среднеквадратическое отклонение	17.579	22.155	6.902
Мода	86	86	84
Коэффициент вариации, %	20.01	24.81	8.08

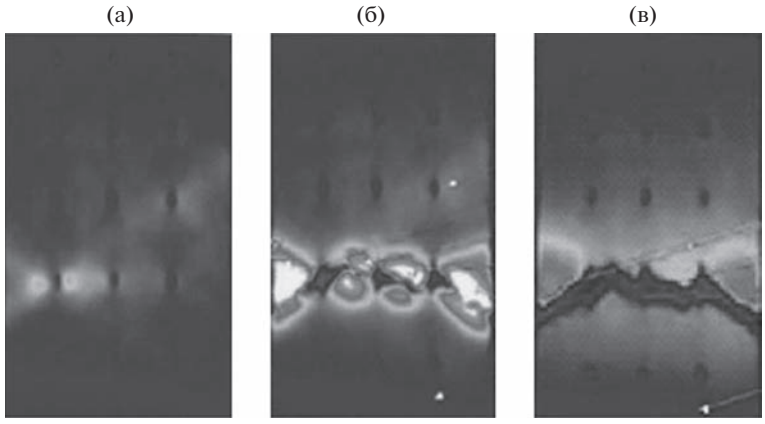


Рис. 3. Термограмма при общей деформации: (а) – ε_{ij}^{1} (стадия I); (б) – ε_{ij}^{2} (стадия II); (в) – ε_{ij}^{3} (стадия III) ($\varepsilon_{ij}^{3} > \varepsilon_{ij}^{2} > \varepsilon_{ij}^{1}$).

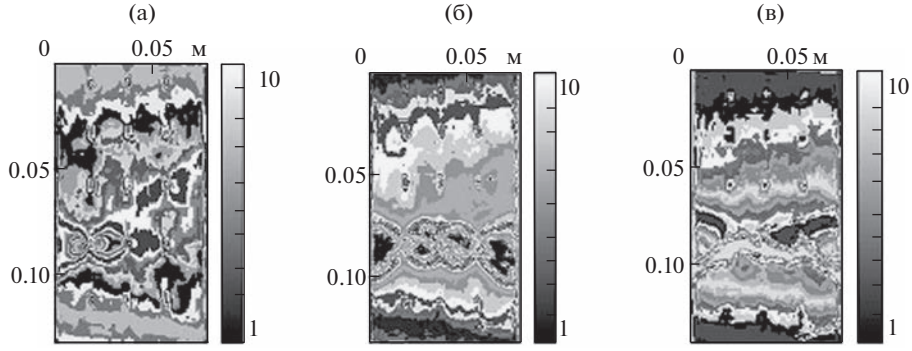


Рис. 4. Термограммы после кластеризации при общей деформации: (а) – ε_{1ij}; (б) – ε_{2ij}; (в) – ε_{3ij}; ($\varepsilon_{ij}^{3} > \varepsilon_{ij}^{2} > \varepsilon_{ij}^{1}$).

методом K-срединных значений (программа Gwiddion). Кластерное распределение (рис. 4) хорошо визуализирует, как перераспределяются локальные деформации по мере нагружения образца.

Напомним, что все изменения локализации деформации в пластическом материале носят фрактальный (масштабный) характер [4]. Поэтому рассмотрим неоднородность теплового поля (деформации) методами теории фракталов – исследуем мультифрактальные спектры $f(\alpha)$, полученные для этих тепловых полей. Мультифрактальные спектры отражают структуру теплового поля – его масштабную неоднородность [9, 10].

Мультифракталы – неоднородные фрактальные объекты (процессы), для описания которых, в отличие от монофракталов недостаточно введения всего лишь одной величины фрактальной размерности, а требуется спектр размерностей D_i. Мультифрактальность процесса обычно представляется мультифрактальным спектром $f(\alpha)$, который характеризуется шириной S, асимметрией, кривизной и т.д.

Приведем примеры использования мультифрактального формализма при изучении структурных характеристик изображений. В работе [11] представлен мультифрактальный подход к описанию структур пространственной самоорганизации сложных природных систем в рамках концепции самоорганизованной критичности. Проведена оценка выбросоопасности углей, которая зависит как от увеличения горного давления, повышенной газоносности угля и пород, а также их прочности и структурной неоднородности. В статье выбросоопасность анализируется посредством исследований ширины мультифрактального спектра S. То есть, проиллюстрирована связь между мультифрактальными характеристиками структуры углей и их предрасположенностью к внезапным выбросам угля и газа.

В работе [12] также показано, что структурную организацию элементов поверхности углей можно представить мультифракталом с соответствующим ему спектром фрактальных размерностей, позволяющим установить количественные отличия в микроструктуре углей из выбросоопасных пластов. Угли из выбросоопасных пластов имеют больший набор структурных элементов и, следовательно, в 1.5–2.0 раза более широкий спектр соответствующих им фрактальных размерностей, чем угли из невыбросоопасных пластов. В работе введен критерий для оценки выбросоопасности углей – увеличение ширины мультифрактального спектра S до значения 1.5. Считается, что ширина спектра S отражает степень масштабной упорядоченности и нарушения симметрии для исследуемой структуры в целом. Возрастание значения этого параметра означает, что система накачивается информацией, и в ней возрастает степень нарушенной симметрии (наличие большого количества повреждений).

В работе [12] используется мультифрактальный параметр скрытой периодичности структуры (упорядоченности) множества $\Delta q = D_1 - D_q$. Чем больше его значение (по модулю), тем больше структура углей содержит в себе масштабных элементов.

На рис. 5 представлены мультифрактальные спектры $f(\alpha)$ термограмм показанных на рис. 3. Они отличаются друг от друга по ширине спектра, асимметрии и значению максимального размера фрактальной размерности в спектре (1.511, 1.058 и 1.377), которые можно охарактеризовать как персистентные и антиперсистентные значения фрактальной размерности и определяемые значением показателя Херста $H = 2 - D_0$. Мультифрактальный спектр на рис. 5а показывает квазислучайное ($D_0 \sim 1.5$, показатель Херста $H \sim 0.5$) распределение локальных изменений в деформациях. Количество фрактальных размерностей D_i показывает число масштабных элементов участвующих в процессе локализации деформации.

Мультифрактальный спектр на рис. 5а асимметричный, это означает неравенство вкладов масштабных факторов (больших и малых) в деформационное поле.

Мультифрактальный спектр на рис. 5б показывает, что пластические деформации занимают большую область исследуемого объекта. Количество масштабных факторов увеличивается, и выравнивается их влияние на данный процесс (спектр симметричный). Расположение локальных зон условно “гладкое”, фрактальный размер $D_0 = 1.058$. Ширина спектра S увеличена.

При увеличении нагрузки происходит дальнейшее перераспределение местных локальных деформаций. В момент разрушения (рис. 5в) изменяется влияние мелких и больших масштабных элементов (асимметрия спектра), а ширина спектра S несколько увеличивается.

Основные характеристики мультифрактальных спектров приведены в табл. 2, которые показывают, что при увеличении нагружения в стадии упрочнения и разрушения мультифрактальные спектры имеют характерные отличия, изменяются все характерные значения (ширина спектра S, асимметрия, число фрактальных размерностей, входящих в ветви спектра, Δq). Перед разрушением образца ширина спектра S увеличива-

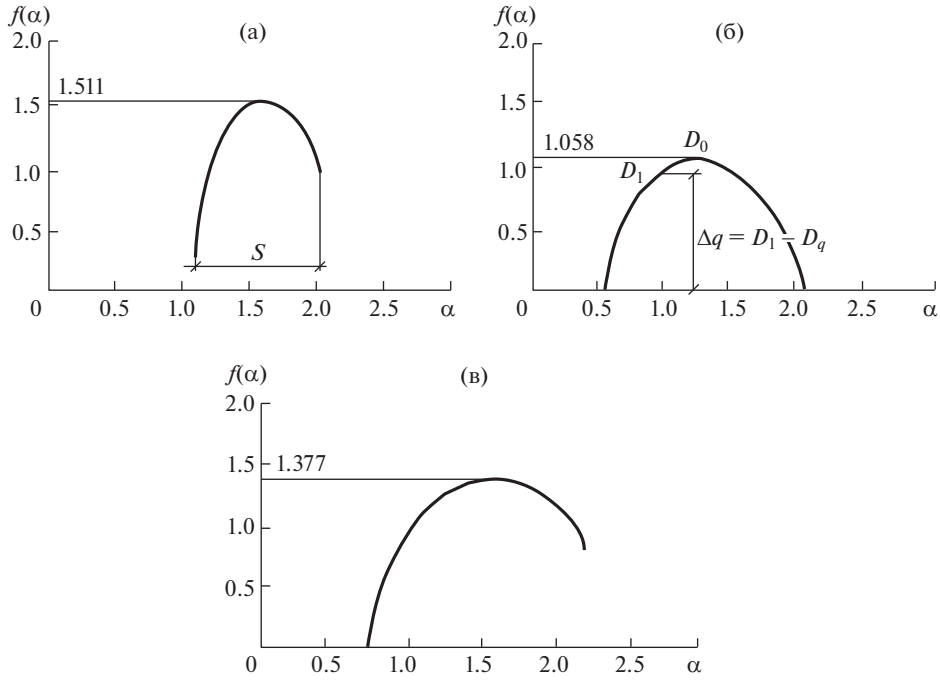


Рис. 5. Мультифрактальные спектры термограмм при общей деформации: (а) – ε_{1ij}; (б) – ε_{2ij}; (в) – ε_{3ij}.

ется выше значения 1.5 как и при изменении структуры углей при возникновении выбросоопасности.

Для того чтобы определить в каких масштабных элементах происходят наибольшие изменения уровня локальных деформаций, рассмотрим кратно-масштабное дискретное вейвлет-разложение (КМА) выше указанных термограмм [13]. КМА позволяет разложить изображение в дерево с различными частотными изображениями (размер элементов изображения) и оценить их количественно по критерию энергии или энтропии.

Энергии составляющих можно определить исходя из существования для вейвлет-преобразования аналога теоремы Парсеваля. Теорема Парсеваля устанавливает равенство между энергией сигнала и энергией его спектра. Из теоремы следует, что в пространстве действительных функций полную энергию, например сигнала, можно запи-

Таблица 2. Характеристики мультифрактального спектра термограмм при различном уровне общей деформации

Характеристики мультифрактального спектра	Уровень общей деформации, ε		
	ε_1	ε_2	ε_3
Фрактальный размер, D_0	1.511	1.058	1.377
Ширина спектра, S	1.05	1.48	1.55
Показатель масштабной однородности распределения, Δq	1.31	0.91	1.25

Таблица 3. Энергия составляющих КМА вейвлет-разложения

Номер термограммы	Энергия составляющих КМА вейвлет-разложения, %						
	D_{E11}	D_{E12}	D_{E13}	A_{E22}	D_{E21}	D_{E22}	D_{E23}
1	0.01	0.02	0.0	99.87	0.02	0.08	0.0
2	0.06	0.09	0.0	99.17	0.26	0.37	0.4
3	0.05	0.08	0.0	99.35	0.23	0.24	0.4

сать через амплитуды (коэффициенты) вейвлет-преобразования, как представлено в работе [14].

В табл. 3 представлены результаты КМА-разложения (разложение 2-го порядка). КМА проводилась с помощью программы МАТЛАБ, использован ортогональный симлет. Использование других вейвлетов не привело к изменению результата распределений энергий по составляющим изображениям.

При КМА исходное изображение раскладывается на составляющие вейвлет-дерева: аппроксимирующее A_{E22} и детализирующие D_{Eij}. КМА показало, что наибольшие изменения в уровне энергии проявляются на малых масштабных элементах, которые образуют детализирующие изображения D_{Eij}. Если использовать частотную терминологию – высокочастотные составляющие. То есть это согласуется с появлением мелких масштабов при увеличении поврежденности материала (увеличении информации о структуре материала).

Вывод. Показана возможность применения теплового метода контроля для решения задачи анализа распределения локальных деформаций – упругих и пластических. Наличие термоупругого и термопластического эффекта позволяет контролировать конструкции в процессе эксплуатации и определить области с максимальными локальными деформациями (напряжениями), направление пластических деформаций.

Применение кластеризации термограмм позволяет визуально показать, как распределяется локальная деформация по нагруженному объекту контроля. При разном уровне нагружения возникают свои конфигурации локальных деформаций. По мере нагружения объекта контроля возникает новая конфигурация прочности образца по принципу Ле Шаталье–Брауна.

Мультифрактальные спектры отражают характерные особенности в распределении локальных деформаций, позволяют оценить интегральную характеристику масштабных факторов, влияющих на локальные изменения деформационного поля объекта контроля. А увеличение ширины мультифрактального спектра S можно трактовать как оценку поврежденности материала. А величина Δq показывает, сколько изучаемая структура поля локальных деформаций содержит масштабные зоны локализации деформации с индивидуальными фрактальными свойствами D_i.

КМА в дополнение к данным, полученным при анализе мультифрактальных спектров, показывает, что наибольшие энергетические изменения происходят на более мелких масштабах.

Использованные методы анализа локального распределения температуры, показывают, что можно получить косвенную информацию об особенностях распределения локальных деформаций и их изменений по мере нагружения объекта контроля. Точную оценку можно получить с помощью решения обратной задачи.

Полученные результаты можно использовать при создании методик оценки поврежденности деталей технических систем и вероятности достижения предельного состояния при неразрушающем тепловом контроле.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Работа выполнена при финансовой поддержке по гранту РНФ № 20-19-00769-П.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Гребеньков С.К., Скуднов В.А., Шацов А.А., Клейнер Л.М.* Деформационное упрочение низкоуглеродистых мартенситных сталей системы Cr–Mn–Ni–Mo–V–Nb // Металлургия и материаловедение. Труды Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева. 2014. № 3. С. 228.
2. *Струнгарь Е.М.* Неупругое деформирование и разрушение слоисто-волокнистых полимерных композитов в зонах концентрации напряжений: Дисс. ... канд. техн. наук. Пермь: ПНИПУ, 2019. 172 с.
3. *Пантелеев И.А.* Деформирование горных пород и геосред: анализ развития анизотропной поврежденности и локализации деформации: Дисс. ... докт. физ.-мат. наук. Пермь: Пермский федеральный исследовательский центр Уральского отделения Российской академии наук, 2022. 365 с.
4. *Кенжалиев Б.К., Черноглазова Т.В., Мофа Н.Н., Дегтярева А.С., Курапов Г.Г., Сулейменов Э.Н.* Локализация пластической деформации и неравновесные структурно-деформационные превращения // Избранные труды, Алматы, 2004. 271 с.
5. *Robinson A.F., Dulieu-Barton J.M., Quinn S., Burguete R.L.* A Review of Residual Stress Analysis using Thermoelastic Techniques // 7th International Conference on Modern Practice in Stress and Vibration Analysis IOP Publishing. Journal of Physics: Conference Series. 2009. V. 181 (1): 012029.
6. *Мойсейчик А.Е., Мойсейчик Е.А.* Основы теплового контроля несущих конструкций с использованием деформационного теплообразования // Неразрушающий контроль и диагностика. 2014. № 3. С. 3.
7. *Мойсейчик А.Е.* Исследование и разработка метода теплового неразрушающего контроля стальных конструкций на основе механизма деформационного теплообразования: Дисс. ... докт. техн. наук. Новосибирск: Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет, 2018. 377 с.
8. *Vanali M.* Algorithms for infrared image processing. Corso di Laurea in Ingegneria Meccanica. Facoltà di Ingegneria Industriale // Politecnico Di Milano. 2010–2011. 99 p.
9. *Пояркова Е.В.* Фрактальный анализ в диагностике структур материалов: методические указания. Оренбург: ОГУ, 2019. 47 с.
10. *Встовский Г.В.* Элементы информационной физики. М.: МГИУ, 2002. 260 с.
11. *Малинников В.А., Малинникова О.Н., Учаев Д.В. и др.* Мультифрактальный подход к обнаружению особенностей структуры углей выбросоопасных пластов по их цифровым изображениям // Матеріали II міжнар. Конф. “Підземні катастрофи: моделі, прогноз, запобігания”, 18–20 трав. 2011. Дніпропетровськ, 2011. С. 68.
12. https://cyberleninka.ru/article/n/issledovanie-strukturnyh-osobennostey-ugley-vybrosoopasnyh-plastov/viewer
13. *Дьяконов В.П.* Вейвлеты. От теории к практике. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: СОЛОН-Пресс, 2010. 400 с.
14. *Астафьева Н.М.* Вейвлет-анализ: основы теории и примеры применения // Успехи физических наук. 1996. Т. 166. № 11. С. 1145.

НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 629.122.004:621.434

АНАЛИЗ ЖИВУЧЕСТИ ЛИТЫХ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИОННОМ НАГРУЖЕНИИ

© 2023 г. С. Г. Лебединский[1,*], О. В. Бармина[1]

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

**e-mail: slebedinski@yandex.ru*

Поступила в редакцию 02.04.2023 г.
После доработки 25.05.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

Проведено сравнение закономерностей развития усталостной трещины при моделировании эксплуатационного процесса нагружения и расчетной закономерности, по алгоритму линейного суммирования с применением стандартной кинетической диаграммы усталостного разрушения этого же материала. Материал низколегированная сталь тип 20Л. При испытаниях моделировалась нагрузка на криволинейном участке железнодорожного пути. Проведена коррекция параметров исходной кинетической диаграммы усталостного разрушения материала для адаптации ее к расчету при нерегулярном нагружении такого типа.

Ключевые слова: литые железнодорожные детали, литая низколегированная сталь, блок эксплуатационного нагружения, вторичная диаграмма усталостного разрушения

DOI: 10.31857/S0235711923050115, **EDN:** XAWTZL

В виду того, что процесс развития усталостных трещин при нерегулярных эксплуатационных нагрузках зависит от целого ряда факторов, которые далеко не все изучены [1–3], вопрос прогнозирования достижения прочностного предельного состояния несущих конструкций остается в значительной мере открытым. Исследования характеристик живучести конструкций показывают, что при нерегулярном нагружении усталостное повреждение не определяется линейным суммированием повреждений от отдельных циклов. Следовательно, в задачах прикладного характера необходимы экспериментальные результаты, полученные в условиях близких к эксплуатационным [4]. Природа накопления усталостных повреждений такова, что величина относительного повреждения, будучи по гипотезе линейного суммирования близкая к единице, по экспериментальным результатам имеет пределы от 0.1 до 10.0 [5]. Установлено, что при сохранении статистических параметров спектра нагрузок изменение последовательности циклов существенно влияет на закономерность развития трещины [6]. Тем не менее, во многих лабораториях, следуя нормативным рекомендациям (ASTM E606, E466 и E647, [7]) проводятся испытания при регулярных режимах нагружения.

Наиболее полное представление о закономерностях развития усталостных трещин при нерегулярных процессах нагружения можно найти в работах Р. Сундера [1–3, 8–10]. В модели Р. Сундера выделяется несколько факторов, участвующих в развитии усталостных трещин при эксплуатационном нагружении, и определяется их взаимодействие. Это закрытие трещины, затупление вершины трещины при нерегулярных циклах, возникающие остаточные напряжения вблизи вершины, влияние атмосферных

факторов на механизм разрушения. Одним из основных факторов, определяющих развитие усталостной трещины, Р. Сундер считает локальное напряжение у вершины трещины. Локальное напряжение находится в сложной зависимости от диффузионной кинетики материала. Оно возникает в масштабе нескольких атомных слоев в вершине. Кинетика такого взаимного проникновения, вызывающее "слипание" берегов вершины трещины, сопровождается воздействием атмосферных факторов на вновь образованные поверхности, в ходе развития трещины. А в целом, компонент локального напряжения при вершине трещины обусловлен механикой циклического гистерезиса напряжений, деформацией на вершине трещины и взаимодействием с циклическим влиянием окружающей среды [11]. Относительно области значений коэффициента интенсивности напряжений (КИН), близкой к пороговому значению, делаются следующие выводы. На ΔK_{th} сильное влияние оказывает атмосферная усталость. Происходит замедление поверхностной диффузии. Но это влияние уменьшается с увеличением компоненты скольжения в механизме разрушения. Результат воздействия атмосферной усталости полностью исчезает при испытаниях в глубоком вакууме [12, 13]. Таким образом, напряжения в области вершины трещины определяют чувствительность к гистерезисной последовательности нагрузок, даже при низком уровне КИН, где преобладают условия близкие к пороговым. То есть, напряжения при вершине трещины чувствительны к циклической последовательности. Отсюда следует, что пороговый уровень КИН ΔK_{th} псевдослучайной последовательности нагрузки может изменяться от цикла к циклу. Значит методика оценки порогового уровня эксплуатационного блока в целом, предложенная в работе [14] для прикладных задач, несет бóльшую информацию, чем пороговое значение, определенное традиционно по стандартной кинетической диаграмме усталостного разрушения (КДУР) материала при гармоническом нагружении.

Учитывая столь сложные на микромасштабном уровне процессы, определяющие развитие усталостных трещин, следует признать, что проведение экспериментального тестирования материалов, при воспроизведении значимых фрагментов эксплуатационного нагружения, становится все более важным.

Проведению экспериментального тестирования помогает создание банков моделей эксплуатационных режимов нагружения, присущих различным отраслям машиностроения, различным условиям эксплуатации, вплоть до отдельных несущих элементов конструкций [15]. Вместе с этим развивается экспериментальная техника, способная воспроизводить нагружение с высокой степенью точности. Такую характеристику, как кинетическая диаграмма усталостного разрушения материала, полученную по стандартным нормативным рекомендациям при гармонических режимах нагружении [7], можно принимать, как основу, определяющую однородную усталостную закономерность, которую имеет исследуемый материал. Отклонения, вызываемые нерегулярным нагружением, воздействием атмосферных, или иных факторов удобно соотносить с кинетической диаграммой усталостного разрушения и рассматривать возможность коррекции параметров исходной КДУР материала. Известны работы по моделированию усталости материалов при нерегулярном нагружении [16, 17]. В них проводилась коррекция стандартных кривых усталости материала (исследовалась усталость без учета развития трещины). Коррекции подлежали предел выносливости и показатель степени кривой усталости. Если эксперимент при нерегулярном процессе нагружения давал несовместимые с исходной кривой усталости результаты, то проводилось построение отдельной, так называемой, вторичной кривой усталости с учетом экспериментально определенных закономерностей.

По такому же алгоритму, только относительно кинетической диаграммы разрушения, выполнена работа, представленная в настоящей статье. В расчетах проведен ана-

лиз экспериментальных результатов работы [14]. В ней предложен метод оценки порогового уровня эксплуатационного нагружения. Особенностью этого метода является то, что снижение уровня эксплуатационного нагружения, для приближения к пороговым условиям осуществляется по мере развития усталостной трещины, т.е. с увеличением податливости образца. Испытание ведется при воспроизведении постоянного блока раскрытия берегов трещины в образце (по методу жесткого нагружения). Такой метод применен, чтобы сохранить подобие процесса нагружения при эксплуатации, но при этом обеспечить постепенное снижение его уровня. Воспроизводился блок нагружения записанный в эксплуатационных условиях при скорости подвижного состава 81.5–90.4 км/час на прямолинейном и криволинейном участках пути. Начальное значение скорости усталостной трещины в эксперименте составило $V = 22.8 \times 10^{-7}$ м/блок. При испытаниях, для определения изменений соотношений экстремумов циклов велась запись отработанных сигналов, как с канала нагрузки, так и с канала экстензометра. Это соотносилось с изменением длины трещины и числом отработанных блоков. При испытании использовался стандартный образец типа С(Т) (внецентренное растяжение) (ГОСТ 25.506-85) с размерами 125 × 120 × 10 мм. Образец вырезан из литой надрессорной балки грузового вагона [18]. Материал образца низколегированная сталь (тип 20Л). Химический состав стали: C – 0.2104; Mn – 1.085; Si – 0.292; P < 0.003; S – 0.020; Cr – 0.108; Ni – 0.13; Cu – 0.215; V < 0.0030; Fe – 97.91. С числом отработанных блоков и ростом трещины фиксировались закономерности снижения нагрузки ΔP и изменение, при этом, скорости развития трещины V. За начало отсчета величины снижения нагрузки выбрана максимальная величина в первом отработанном блоке $P_{\max}$. Далее отслеживалось изменение этой величины с ростом трещины. При анализе результатов, выявлено, что с ростом трещины соотношение максимального и минимального значений циклов нагружения, относительно исходного процесса, меняется с коэффициентом подобия KP для всех циклов блока. Коэффициент асимметрии R для каждого цикла остается постоянным с изменением длины трещины, при этом средняя величина нагрузки снижается.

Таким образом, коэффициентом подобия является величина

$$KP_i = \left(P_{\max} - \sum \Delta P_i\right) / P_{\max},$$

где KP_i – соответствует длине трещины L_i; $P_{\max}$ – максимальное значение нагрузки в первом (исходном) блоке, когда трещина еще не продвинулась; $\sum \Delta P_i$ – суммарное снижение величины $P_{\max}$. Таким образом, произведение коэффициента KP_i на все экстремумы циклов нагрузки исходного блока определяет блок нагрузки при длине трещины L_i в образце С(Т). На рис. 1 представлена зависимость коэффициента подобия $KP(L)$ от суммарного увеличения длины трещины $L = 42 + \sum \Delta L$, т.е. при ее исходном значении $L = 42$ мм от линии приложения нагрузки, и изменение скорости роста трещины от числа блоков нагружения.

Уравнение квадратичной аппроксимации (рис. 1а, кривая *1*) имеет вид

$$KP(L) = -0.00393(L)^2 + 0.2996L - 4.664. \quad (1)$$

Эта зависимость использовалась для определения эксплуатационной нагрузки по мере изменения длины трещины.

Эксперимент, с эксплуатационным процессом нагружения проводился при росте трещины от длины $L_0 = 42$ мм до $L = 46.69$ мм, при этом было отработано 2857 блоков нагружения. Каждый блок состоит из 325 циклов. Для сравнения закономерности раз-

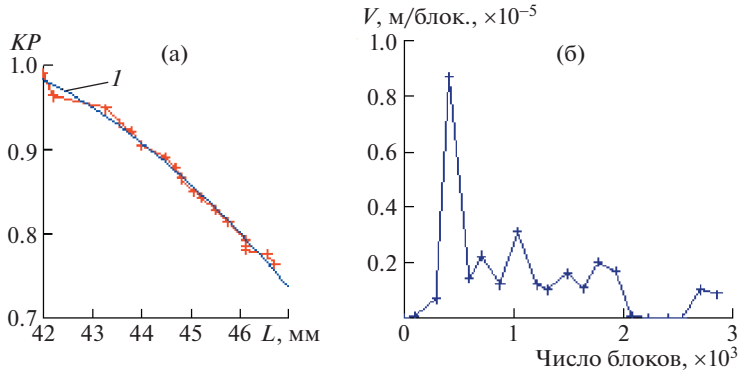


Рис. 1. (а) – коэффициент подобия, в зависимости от длины трещины L: *1* – аппроксимирующая зависимость, точки – экспериментальные значения; (б) – изменение скорости роста трещины на интервале ее длины $L = 42–46.69$ мм, от числа блоков нагружения.

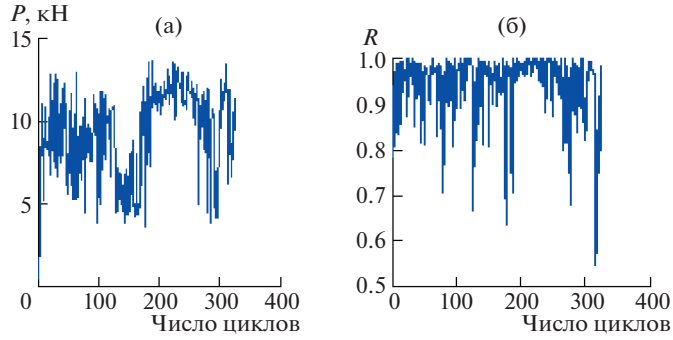


Рис. 2. (а) – блок процесса нагружения, после выделения полных циклов; (б) – коэффициенты асимметрии R каждого цикла.

вития трещины, которое определяется стандартной КДУР, использовались результаты работы [18]. Диаграмма для той же марки стали (тип 20Л) принята в виде уравнения

$$V(\Delta K) = \frac{V_0\left[\Delta K - K_{th}(1-R)^{\alpha}\right]^n}{\left[K_{fc}(1-R) - \Delta K\right]^n}, \quad \text{м/цикл-МПа}\sqrt{\text{м}}, \tag{2}$$

где параметры $\alpha(R) = 0.846 - 0.37R$; $V_0(R) = 10^{-(1.565 + 4.04R)}$; $n(R) = 2.735 - 2.17R$; $K_{fc} = 105$ МПа $\sqrt{\text{м}}$; $K_{th} = 12.23$ МПа $\sqrt{\text{м}}$, (при $R = 0$).

Алгоритм расчета. Для расчета длительности развития трещины с использованием уравнения (2) применен известный алгоритм линейного суммирования повреждений за каждый цикл из блока эксплуатационного нагружения. Для этого эксплуатационный блок нагрузок подвергнут схематизации для выделения полных циклов [ГОСТ 25.101-83]. В результате определены последовательности значений амплитуд циклов и ко-

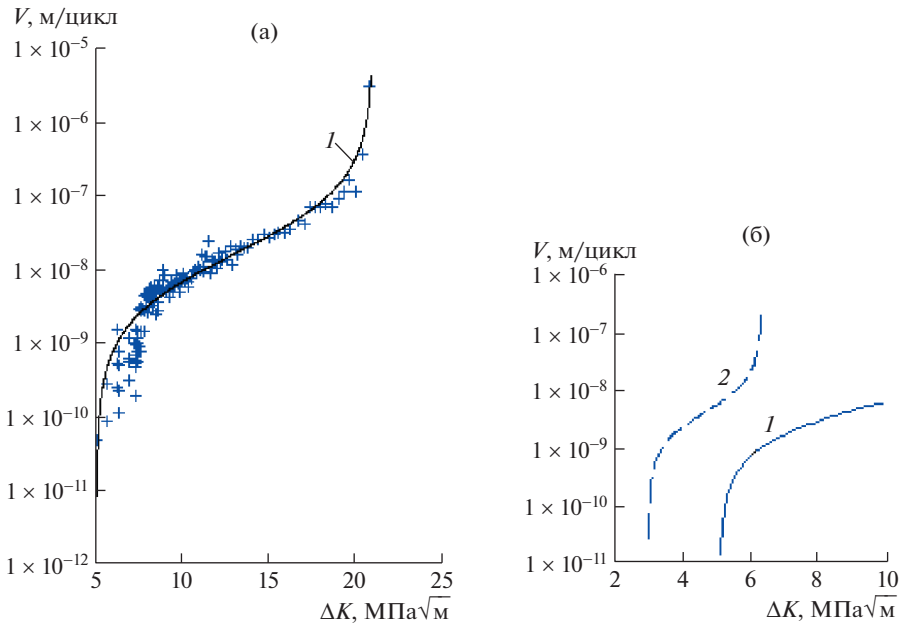


Рис. 3. Кинетические диаграммы усталостного разрушения: (а) – стандартная КДУР стали 20ГФЛ: *1* – аппроксимация по уравнению (2), точки – эксперимент; (б) – расчетные фрагменты КДУР: *1* – при $R = 0.8$; *2* – для $R = 0.94$, уравнение (2).

эффициенты асимметрии, соответствующие каждому циклу. Они показаны на рис. 2а, б соответственно.

Далее, обращаясь к зависимости, определяющей коэффициент интенсивности напряжений для заданной длины трещины в компактном образце [7], находилась амплитуда КИН и по КДУР, выражаемая уравнением (2) для каждого цикла найдена величина подрастания трещины.

Перед расчетом увеличения трещины от последующего блока, определялся процесс нагружения, соответствующий измененной длине трещины. Это достигалось умножением всех экстремумов на коэффициент подобия (1). Общая закономерность роста трещины находилась суммированием поциклового подрастания. Использованная модель процесса нагружения по значениям коэффициентов асимметрии имеет высокий уровень, что соответствует высокой загруженности транспорта. Среднее значение, после выделения полных циклов, составило $R = 0.94$. Величины R циклов в схематизированном блоке представлены на рис. 2б. Экспериментально уравнение КДУР, использованное в расчете, найдено при наибольшем значении $R = 0.8$. Для более высоких величин R скорость V вычислялась по зависимостям, входящих в определение коэффициентов уравнения (2). То есть, проведена в определенной степени экстраполяция на более высокие значения R. На рис. 3 показаны кинетические диаграммы усталостного разрушения: экспериментальная (точки), при $R = 0.8$, и ее аппроксимация по уравнению (2) и, для сравнения, расчетная зависимость для $R = 0.94$ (средней величины эксплуатационного процесса нагружения) (рис. 3б).

На рис. 4а показана расчетная зависимость длины трещины от числа блоков нагружения. Она определена с использованием КДУР, выраженной уравнением (2). Величина подрастания трещины за общее число отработанных блоков 2857 (по 325 циклов

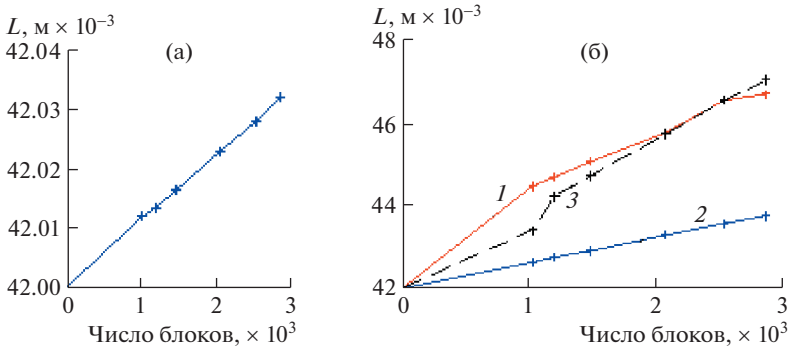


Рис. 4. Зависимости роста усталостной трещины от числа эксплуатационных блоков нагружения: (а) – расчетная, с использованием КДУР; (б): *1* – экспериментальная, *2* – при использовании КДУР с пороговым значением $\Delta K_{th} = 0$, *3* – при корректированной КДУР: $\Delta K_{th} = 0$ и $V_0 = 10^{-(1.088 + 4.04R)}$ в уравнении (2).

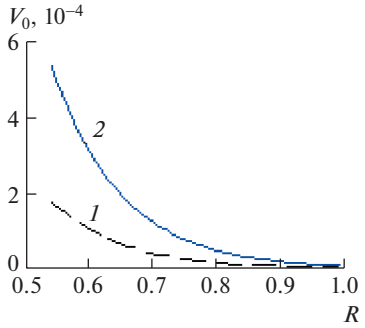


Рис. 5. Зависимости параметра V_0 в уравнении (2) от коэффициента асимметрии R: *1* – исходная зависимость параметра V_0, при гармоническом нагружении; *2* – корректированная зависимость.

в каждом блоке) составила 0.032 мм. В эксперименте, за то же число блоков, увеличение длины трещины составило 4.69 мм. То есть, по расчетной зависимости, с использованием КДУР, трещина должна развиваться значительно медленнее. Первую поправку, которую можно сделать, это считать все циклы в расчете действующими. То есть принять пороговый уровень в КДУР уравнения (2), равным нулю $\Delta K_{th} = 0$. Результат расчета с такой поправкой показан на рис. 4б, кривая *2*. Сравнивая расчетную и экспериментальную зависимости (рис. 4б, кривая *1*, *2*) видно, что такой поправки не достаточно.

Учитывая, что эксплуатационный процесс нагружения состоит из циклов с высоким коэффициентом асимметрии R (рис. 2б), а верхний предел экспериментальной апробации уравнения (2) проводился только при $R = 0.8$, можно ввести поправку в зависимость $V_0(R)$: $V_0(R) = 10^{-(1.565 + 4.04R)}$ и получить зависимость $V_0(R) = 10^{-(1.088 + 4.04R)}$. При таких двух совместных коррекциях получается расчетная зависимость длины трещины от числа эксплуатационных блоков нагружения (рис. 4б, кривая *3*), близкая к

экспериментальной. На рис. 5 показаны зависимости параметра V_0 в уравнении (2) от коэффициента асимметрии R.

Выводы. 1. Предложен и апробирован метод тестирования материалов при моделировании эксплуатационного процесса со снижением среднего уровня и сохранением его подобия. Такой метод позволяет получить как оценку порогового уровня процесса [14], так и выявить особенности накопления повреждений, связанных с нерегулярностью циклических нагрузок. **2.** Экспериментальная закономерность развития усталостной трещины при моделировании нагрузки на криволинейном участке железнодорожного пути существенно отличается от результата расчета с использованием стандартной КДУР материала. Различие показывает более быстрый рост трещины, при эксплуатационном процессе нагружения. **3.** Для сближения этих закономерностей предложена коррекция стандартной КДУР материала со снижением до нуля порогового уровня КИН ΔK_{th} и введением более сильной зависимости параметра V_0 в уравнении (2) КДУР от коэффициента асимметрии R (рис. 5). То есть в расчете развития усталостных трещин, при эксплуатационном процессе данного типа предлагается использовать зависимость $V_0(R) = 10^{-(1.088 + 4.04R)}$, вместо $V_0(R) = 10^{-(1.565 + 4.04R)}$ уравнения (2) стандартной КДУР. Что дает закономерность развития трещины близкую к экспериментальной.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Sunder R.* Fatigue crack growth as a consequence of environment-enhanced brittlemicro fracture // Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. 2005. V. 28 (3). P. 289.
2. *Sunder R.* Unraveling the Science of Variable-Amplitude Fatigue // Journal of ASTM International. 2012. V. 9. № 1. P. 20.
3. *Sunder R., Porter W.J., Ashbaugh N.E.* The Role of Air in Fatigue Load Interaction // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 2003. V. 26. P. 1.
4. *Gassner E.* Strength experiments under cyclic loading in aircraft structures // Luftwissen. 1939. V. 6 (61–4) [in German].
5. *Schuetz W.* A History of Fatigue. Berlin: DVM, 2008. 40 p.
6. *Schijve J.* Observations on the prediction of fatigue crack growth propagation under variable amplitude loading // In: ASTM Special Technical Publications. Physics, 1976. P. 3. https://doi.org/10.1520/STP33360S
7. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении. Методические указания. РД 50-345-82. М.: Изд-во стандартов, 1983.
8. *Sunder R.* Fractographic Reassessment of the Significance of Fatigue Crack Closure / Eds. J. Newman, K.-H. Schwalbe // J. ASTM International. 2005. V. 2 (6). 18 p. https://doi.org/10.1520/JAI12003
9. *Sunder R.* On the hysteretic nature of variable-amplitude fatigue crack growth // Int. J. Fatigue. 2005. V. 27. P. 1494.
10. *Sunder R., Andronik A., Biakov A., Eremin E., Panin S., Savkin A.* Combined action of crack closure and residual stress under periodic overloads: A fractographic Analysis // Int. J. Fatigue. 2016. V. 82. P. 667.
11. *Sunder R.* Fatigue crack growth as a consequence of environment-enhanced brittlemicro fracture // Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. 2005. V. 28 (3). P. 289.
12. *Sunder R., Porter W.J., Ashbaugh N.E.* The Role of Air in Fatigue Load Interaction // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 2003. V. 26. P. 1.
13. *Sunder R.* Contribution of Individual Spectrum Cycles to Damage in Notch Crack Initiation / Eds. M.R. Mitchell and R.W. Landgraf // ASTM STP 1211, Short and Long Cracks. 1993. P. 19.

14. *Лебединский С.Г., Москвитин Г.В.* Оценка эксплуатационного порогового уровня нагружения для литых железнодорожных сталей // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2021. № 1. С. 28.
https://doi.org/10.52261/02346206_2021_1_28
15. *Heuler P., Klätschke H.* Generation and Use of Standardised Load Spectra and Load-Time Histories // International Journal of Fatigue. 2005. V. 27. (8). P. 974.
https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2004.09.012
16. *Козлов Л.А., Серенсен С.В.* Прочность при нестационарных режимах нагрузки. Гл. V. Киев: Изд-во Академии наук УССР, 1960. 295 с.
17. *Когаев В.П.* Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени. М.: Машиностроение, 1977. 232 с.
18. *Лебединский С.Г., Змеева В.Н.* Закономерности развития усталостных трещин в литых сталях железнодорожных конструкций // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2000. № 3. С. 98.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 622.245.59

ВСКРЫТИЕ ПРОДУКТИВНОГО ПЛАСТА В СКВАЖИНЕ СЕТЬЮ ПЕРФОРАЦИОННЫХ КАНАЛОВ-ВОЛНОВОДОВ

© 2023 г. Р. Ф. Ганиев[1], Н. А. Шамов[1,*]

[1]*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия*

**e-mail: shamov.na@mail.ru*

Поступила в редакцию 12.12.2022 г.
После доработки 15.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

Определена зависимость амплитуды давления в волне с накопленной в каналах-волноводах энергией от характеристик горной породы и пластовой жидкости. Представлены технология и устройство вторичного вскрытия продуктивного пласта в скважине путем создания перфорационных каналов-волноводов, устройство спуска фильтра-хвостовика в перфорационные каналы.

Ключевые слова: перфорационные каналы-волноводы с дугообразными стволами, объемная скорость фильтрации, радиус кривизны ствола, перфобур, фильтр-хвостовик, репрессионно-депрессионное волновое устройство

DOI: 10.31857/S0235711923050073, **EDN:** XCPCXM

Усложнение и удорожание получения жидкого и газообразного углеводородного сырья в последние годы, сокращение добычи нефти и газа в освоенных районах, возросшие требования к проведению экологических мероприятий делают необходимым существенное повышение качества вторичного вскрытия продуктивных пластов, применения эффективных и недорогих технологий и средств.

Применение же такой технологии, как гидроразрыв пласта, повышает дебит на начальном этапе эксплуатации, но требует значительных затрат, приводит иногда к нарушению герметичности цементного камня и появлению заколонных водогазоперетоков, росту темпа падения дебита, обводненности нефти, усложнению ремонтных работ в призабойной зоне пласта (ПЗП).

Разработка же месторождений с использованием системы горизонтальных стволов скважин бывает не всегда экономически оправданной, такие стволы могут быть дороже вертикальных [1]. В следующих источниках информации [2–5] рассматриваются известные технологии и технические средства, которые используются для создания боковых стволов малого диаметра во внутрипластовых промысловых системах. Так способ радиально-бурильной перфорации [3–5] позволяет создавать каналы глубиной до 2 м в пласт за счет вращения долота диаметром 30 мм гибким полым валом от винтового двигателя, установленного в корпусе перфоратора. Недостатками такой технологии и данных устройств являются небольшие длины создаваемых каналов, низкие прочность гибкого вала и герметичность в составных звеньях, неудовлетворительная производительность бурения. Образованные же гидромониторным размывом [2, 5] с

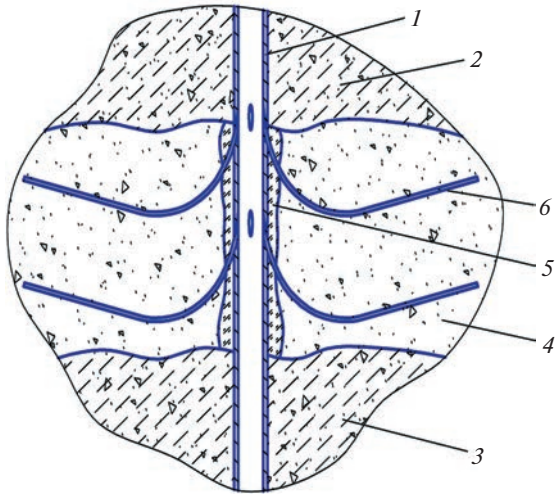


Рис. 1. Схема размещения перфорационных каналов в скважине: *1* – обсадная колонна; *2* – кровля пласта; *3* – его подошва; *4* – пласт; *5* – контур загрязнения ПЗП; *6* – перфорационный канал.

помощью гибких труб длинные каналы имеют стволы с непредсказуемой траекторией, требуют больших расходов и давлений промывочной жидкости.

Предлагаемые пути решения. Улучшение фильтрационных характеристик ПЗП предлагается за счет бурения системы длинных многоярусных перфорационных каналов малого диаметра (рис. 1), в которых возможно возникновение нелинейных волновых процессов. Бурение таких каналов в качестве волноводов-резонаторов, позволит улучшить акустические свойства ПЗП, окажет интенсивное воздействие на глубинные области пласта, повысит продуктивность скважин. Под научным руководством академика РАН Р.Ф. Ганиева еще в начале 2000-х годов были разработаны технологии и оборудование для бурения перфорационных каналов (перфобура). Проведены успешные экспериментально-стендовые исследования. Практическая и научная ценность работы подтверждена соответствующими патентами, публикациями в научно-технических изданиях и защищенными диссертациями, в том числе исследователями и специалистами [7–11] из других организаций и фирм.

Дебит нефтяного пласта, вскрытого длинноствольными каналами, можно приближенно оценить по формуле [1] для многозабойных скважин (рис. 1).

Объемная скорость фильтрации многоствольных перфорационных каналов

$$Q_f = \frac{2\pi n^{0.75} k_0 (P_1 - P_c)}{\mu_c \left[\frac{1}{2A_1} \ln \frac{\frac{h_n}{n_y + 1}(B_1 + A_1) + 2\left(B_1^2 - A_1^2\right)}{\frac{h_n}{n_y}(B_1 - A_1) + 2\left(B_1^2 - A_1^2\right)} + \frac{1}{h_n} \ln \frac{R_1}{R_2 + \frac{h_n}{2(n_y + 1)} + L_{pk} - l_{kb}} \right]},$$

где

$$A_1 = \sqrt{\frac{\left[\pi D_{pk} + 2\left(L_{pk} - l_{kb}\right)\right]^2}{8} - \frac{D_{pk}^2}{8} + \frac{D_{pk}\left(L_{pk} - l_{kb}\right)}{2}}, \quad B_1 = \frac{\pi D_{pk} + 2\left(L_{pk} - l_{kb}\right)}{8},$$

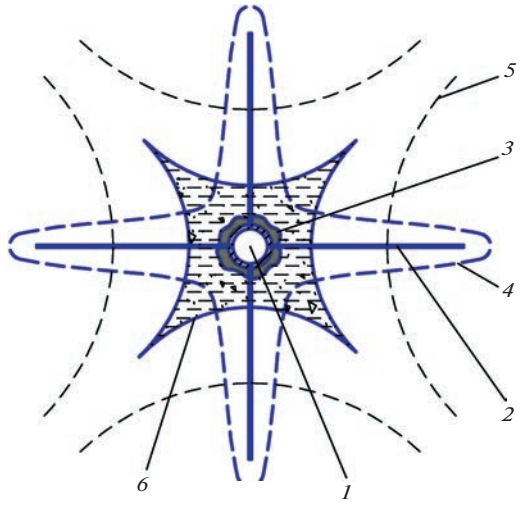


Рис. 2. Схема притока к скважине к 4-мя длинными каналами: *1* – ствол скважины; *2* – радиальные стволы; *3* – контур загрязнения; *4* – изобарическая линия; *5* – линии тока пластового продукта; *6* – контур зоны залегания остаточной нефти вокруг скважины.

где n – количество каналов; n_y – количество уровней (ярусов) радиальных стволов; D_{pk} – диаметр ствола перфорационного канала; L_{pk} – радиальная длина ствола (отход) канала; l_{kb} – глубина контура блокирования ПЗП твердеющим составом; P_1 – пластовое давление; P_2 – давление в скважине на забое; k_o – исходная проницаемость породы; μ_c – динамическая вязкость пластовой среды; h_n – толщина продуктивного пласта; R_1 – радиус контура питания скважины; R_2 – радиус ствола скважины.

Рассмотрим на численном примере степень влияния количества и длины стволов каналов одного яруса. Исходные данные: $P_1 = 20$ МПа, $P_2 = 15$ МПа, $h_n = 10$ м, $\mu_c = 9$ мПа с, $D_{pk} = 0.056$ м, $k_0 = 0.018$ мкм^2, $R_1 = 500$ м, $R_2 = 0.106$ м, $l_c = 0.3$ м. В первом случае рассмотрены четыре канала длиной по 30 м (рис. 2).

Во втором – восемь каналов длиной по 30 м, в третьем – восемь каналов длиной по 15 м (рис. 3).

Получены следующие расчетные значения дебитов:

$$Q_{f1} \approx 0.574 \times 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}, \quad Q_{f2} \approx 1.092 \times 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}, \quad Q_{f3} \approx 0.866 \times 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}.$$

Отсюда следует, что не только дебит скважины больше, но и площадь залегания остаточного пластового продукта ожидаемо меньше у многоствольной системы, а создание многоярусных перфорационных стволов оптимальной длины может быть гораздо эффективнее, чем более длинных, но при меньшем количестве и той же суммарной длине каналов.

На рис. 4 представлена схема бурения каналов перфобуром в скважине. На ней изображены трубный толкатель *1*, секции перфобура *2*, клин-отклонитель *3*, гибкая труба *4*, статор *5* винтового забойного двигателя (ВЗД), шпиндель двигателя *6*, долото *7*, поворотно-разъединительный узел *8*, якорь *9*, желобная емкость *10*, подъемник *11*, насосный агрегат *12*, техническая колонна труб *13*, обсадная колонна *14*, перфорационный канал *15*, нефтяной пласт *16*.

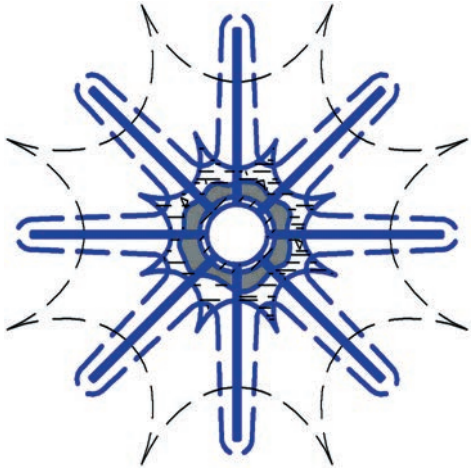


Рис. 3. Схема притока к скважине с 8-ю короткими каналами.

Угол искривления ВЗД определен из следующей зависимости:

$$\alpha_k = \arcsin\left[\frac{L_{st}}{2\left(R_k + 0.5d_d\right)} + \frac{L_{sp}}{\varsigma_n R_k + 0.5d_d}\right],$$

где L_{sp} – длина шпинделя от места искривления ВЗД до конца долота; ς_n – поправочный коэффициент на разницу форм осевых линий (прямолинейной у шпинделя с долотом и криволинейной у ствола перфорационного канала).

При проектировании перфобура была оценена расчетным и графическим путем возможность получения перфорационных каналов с наименьшим радиусом кривизны ствола при заданных длинах и диаметрах статора винтового забойного двигателя (ВЗД), его шпинделя и долота. Радиус кривизны канала (рис. 5) определяли по формуле

$$R_k \geq \frac{L_{st}^2}{8(d_d - D_{st})} - 0.5D_{st},$$

где L_{st} – длина статора двигателя до места искривления ВЗД; d_d – диаметр долота; D_{st} – наружный диаметр статора двигателя.

Наименьший радиус кривизны ствола перфорационного канала при исходных данных: $L_{st} = 0.6$ м, $D_{st} = 0.043$ м, $d_d = 0.056$ м, $L_{sp} = 0.225$ м, $\varsigma_n = 1.03$, составил $R_k = 3.5$ м, максимальный угол искривления шпинделя ВЗД $\alpha_k = 8°28'$.

При использовании перфорационных каналов в качестве волноводов можно существенно снизить [6, 12] в ПЗП, загрязненной технологическими отложениями, потери энергии волнового поля, создаваемого, например, устройством, в которое включен генератор волн давления роторно-пульсационного типа (рис. 6). Этот процесс будет происходить до тех пор, пока часть проходящей в пласт по скелету горной породы и ее порового пространства волновой энергии не вырастет до значений поступающей в перфорационный канал энергии вынужденных колебаний. Для этого необходимо соблюсти соотношение длины каналов к длине полуволны давления

$$l = n\frac{\lambda_n}{2} = n\frac{c_{zh}}{2f_n},$$

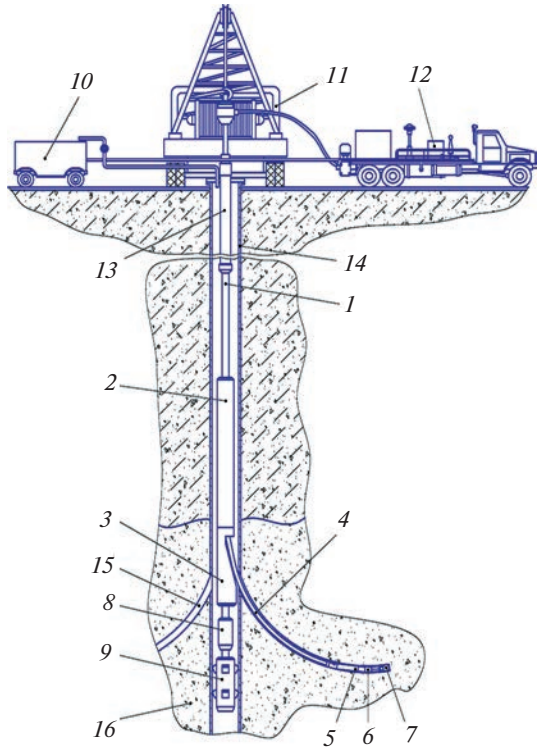


Рис. 4. Схема бурения глубоких перфорационных каналов перфобуром.

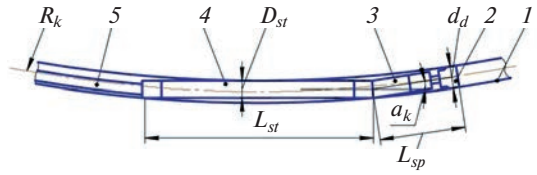


Рис. 5. Определение радиуса кривизны ствола и угла искривления ВЗД: *1* – ствол канала; *2* – долото; *3* – шпиндель; *4* – статор; *5* – гибкая труба.

где λ_n – длина волны наиболее низкочастотного колебания давления с наибольшей амплитудой; c_{zh} – скорость распространения волны в жидкости; f_n – наименьшая частота в спектре создаваемых генератором колебаний рабочих частот; n – ряд целых чисел (1, 2, 3, ...).

Отсюда, интенсивность волновой энергии I_g, передаваемой в канал-волновод от размещенного в скважине генератора колебаний давления, будет описываться зависимостью

$$I_g = I_n + I_{nc}, \quad (1)$$

где I_n – интенсивность волновой энергии, прошедшей в скелет горной породы; I_{nc} – интенсивность волновой энергии, прошедшей в гидросреду порового пространства.

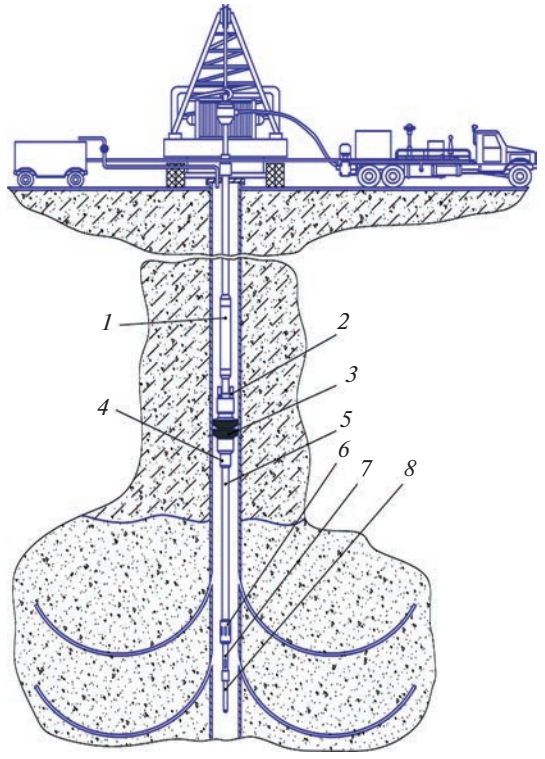


Рис. 6. Схема репрессионно-депрессионной волновой обработки: *1* – привод ротора генератора; *2* – струйный насос; *3* – пакер; *4* – генератор; *5* – его волновод; *6* – излучатель; *7* – автономный термоманометр; *8* – автономный регистратор волн давления.

После преобразования выражение (1) примет вид

$$\frac{p_{0v}^2 e^{-2\beta l}}{2\rho_{zh}c_{zh}} = p_{0p}^2\left[\frac{2\rho_{zp}c_{zp}(1-m_n)}{(\rho_{zp}c_{zp}+\rho_{zh}c_{zh})^2}+\frac{0.33m_n}{2\rho_{zh}c_{zh}}\right],$$

где p_{0v} – амплитуда давления на входе в канал-волновод; β – коэффициент затухания волны при рассеивании ее энергии в канале; ρ_{zh} – плотность пластовой жидкости; ρ_{zp} – плотность скелета горной породы; c_{zp} – скорость звука в ней; m_n – коэффициент эффективной пористости породы.

Отсюда, амплитуда колебания давления в волне с накопленной в перфорационном канале-волноводе энергией определится из соотношения

$$p_{0p} = \frac{p_{0v}e^{-\beta l}(\rho_{zp}c_{zp}+\rho_{zh}c_{zh})}{\sqrt{4\rho_{zh}c_{zh}\rho_{zp}c_{zp}(1-m_n)+(\rho_{zp}c_{zp}+\rho_{zh}c_{zh})^2 m_n}}.$$

Энергия волнового поля, переданная через перфорационные каналы-волноводы многоствольной многоярусной системы в скелет горной породы и ее поровые каналы продуктивной среде, например тяжелой высоковязкой нефти, будет частично расходоваться на работу по снижению ее вязкости и преодолению напряжения сдвига. Пе-

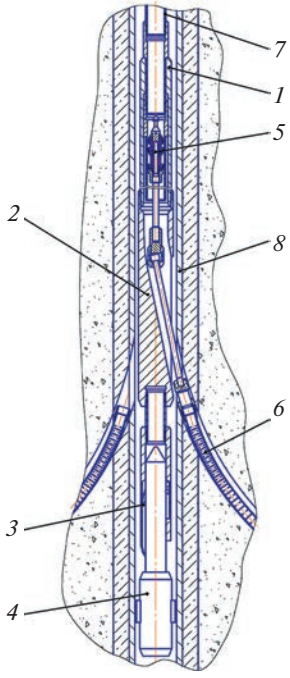


Рис. 7. Схема спуска фильтра-хвостовика в перфорационный канал: *1* – корпус устройства; *2* – клин-отклонитель; *3* – поворотно-соединительный узел; *4* – якорь; *5* – спусковой модуль; *6* – фильтр-хвостовик; *7* – техническая колонна; *8* – обсадная колонна.

риод релаксации такой нефти существенно снизится, сопротивление ее течению в проницаемой породе ПЗП уменьшится.

В нагнетательной скважине передаваемая через перфорационные каналы энергия вынужденных колебаний, будет способствовать созданию на границе контактов вытесняющей жидкости с нефтью оторочек из высоковязких водонефтяных эмульсий, которые будут препятствовать свободному “проскальзыванию” и прорывам вытесняющей жидкости по избыточно дренированной в процессе эксплуатации пласта горной породе к добывающим скважинам. В то же время волны, проходящие через перфорационные каналы-волноводы в застойные зоны пласта, будут содействовать полезному изменению реологических характеристик нефти, выравниванию профиля ее притока. В случае угрозы осыпания горной породы в перфорационных каналах в процессе эксплуатации скважины можно обеспечить обсаживание стволов каналов фильтрами-хвостовиками (рис. 7), техника и технология для их установки также разработана в Институте машиноведения РАН и запатентована.

Известно [13], что при движении высоковязкой нефти в неоднородной пористой среде увеличение вязкости вытесняющей жидкости за счет создания водонефтяной оторочки, более ощутимо сказывается на снижении скорости вытеснения в зонах повышенной проницаемости, где скорость течения нефти заметно выше, чем в низкопроницаемых участках пласта. Все это также приводит к выравниванию профиля притока и, в целом, к увеличению коэффициента вытеснения.

Таблица 1. Основные параметры и результаты бурения каналов

Объект бурения	Двигатель, долото	Промывочная жидкость	Осевая нагрузка, кН	Давление на насосе, МПа	Расход на ВЗД, л/с	Скорость бурения, м/ч
Блок ЦПГ	2Д-43.50, ДРС-56.01	“Укродиз”	1.2–1.6	3.0–3.5	0.6–0.7	5.5–6.0
Блок ЦПГ	1Д-43.98 ДРС-56.01	“Укродиз”	1.8–2.2	4.0–5.0	0.6–0.7	6.5–7.0
Блок ЦПГ	1Д-43.98 ДИ-56.02	“ОП-МТМ”	2.0–2.4	5.0–6.0	0.6–0.7	6.0–7.0
Блок ЦПГ	1Д-43.98 ДРС-56.03	“ОП-МТМ”	2.0–3.0	6.0–7.0	0.7–0.8	11.0–13.0
Труба в блоке	1Д-43.98 ДИ-56.02	“ОП-МТМ”	2.4–3.2	6.0–7.0	0.7–0.8	0.5
Труба в блоке	1Д-43.98 ДРС-56.03	“ОП-МТМ”	2.4–3.2	6.0–7.0	0.7–0.8	0.35
Блок ЦПГ*	1Д-43.98 ДРС-56.03	“ОП-МТМ”	2.4–3.2	6.0–7.0	0.7–0.8	10.0–11.0

*При бурении бокового ответвления от основного ствола канала.

Исследования процессов бурения каналов на стенде. Результаты экспериментов приведены в табл. 1.

Стенд состоял из приподнятой над полом платформы с блоком цементно-песчано-гравийным (ЦПГ) и резервуаром для промывочной жидкости. В качестве промывочной жидкости хорошо зарекомендовал себя буровой раствор с условным названием “ОП-МТМ” на слабоминерализованной водной основе плотностью 1020 кг/м^3 с добавками ПАВ ОП-10 и смазки для буровых растворов МТМ-1М с объемной концентрацией 0.3% каждая.

Области применения технологии глубокой перфорации: 1) реанимация скважин с низким дебитом; **2)** интенсификация процесса добычи аномально-высоковязких разновидностей нефти; **3)** увеличение приемистости нагнетательных скважин.

Развитие технологии и технических средств по глубокой перфорации ПЗП будет идти по следующим направлениям: 1) бурение пилотных стволов каналов-волноводов и ответвлений; 2) отбор образцов породы из глубинных участков ПЗП для проведения геофизических исследований ее состояния; 3) вызов притока пластового продукта из каждого канала-волновода по отдельности и исследование их гидродинамической связи с пластом.

Заключение. 1. Разработаны и в основном исследованы на экспериментальном стенде технология и техника бурения каналов-волноводов в продуктивном пласте. **2.** Установлены зависимости объемной скорости фильтрации пластового продукта от его свойств, характеристик породы, а также от параметров, количества и размеров каналов. **3.** Приведен расчет радиуса кривизны ствола перфорационного канала и угла искривления забойного двигателя от размеров его и долота. **4.** Спрогнозировано повышение эффективности фильтрационных процессов после вскрытия пласта перфорационными каналами-волноводами в зависимости от их количества, и в меньшей степени от длины при равной общей суммарной протяженности каналов-волноводов. **5.** Определена зависимость амплитуды давления в волне с накопленной в каналах-волноводах энергией от характеристик горной породы и пластового продукта. **6.** Ожидаемые преимущества предлагаемой технологии: 1) улучшение связи скважины с пластом и повышение ее дебита; 2) снижение риска возникновения межпластовых перетоков; 3) прохождение склонных к обвалам породы в ПЗП более устойчивыми нисхо-

дящими участками стволов дугообразных перфорационных каналов; 4) вскрытие нисходящими и восходящими участками каналов нескольких продуктивных пропластков.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Бердин Т.Г.* Проектирование разработки нефтегазовых месторождений системами горизонтальных скважин. М.: ООО “Недра-Бизнесцентр”, 2001. 199 с.

2. *Близнюков В.Ю., Повалихин А.С.* Технологические схемы бурения систем горизонтальных стволов в пласте высоковязкой нефти // Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и на море. 2011. № 10. С. 10.

3. *Распопов А.В., Кондратьев С.А., Новокрещенных Д.В.* Влияние геолого-физических условий на эффективность бурения радиальных каналов в около скважинную зону пласта // Нефтяное хозяйство. 2012. № 3. С. 78.

4. *Guo R., Li G., Huang Z.* Theoretical and experimental study of the pulling force of jet bits in radial drilling technology // Pet. Sci. 2009. № 6. P. 395.

5. *Dickinson W., Dykstra H., Nees J.M.* The Ultrashort Radius Radial System Applied to Thermal Recovery of Heavy Oil // SPE. 1992. № 24087. P. 583.

6. *Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е.* Нелинейная волновая механика и технология. Волновые и колебательные явления в основе высоких технологий. 2-е изд., дополн. М.: Институт компьютерных исследований; Научно-издательский центр “Регулярная и хаотическая динамика”, 2011. 780 с.

7. *Lyagov I.A., Vasilev N.I., Reich M., Mezzetti M.* Analytical research and experimental tests on the technology for drilling small diameter channels with small radius of curvature // Oil Gas European Magazine. 2014. V. 40. Iss. 3. P. 124.

8. *Reich M.* Auf krummen Touren durch den Untergrund – ein Exkurs in die Welt der Richtbohrtechnik.Veröffentlichung in „Erdöl, Erdgas, Kohle“, Januar 2011. 6 p.

9. *Lyagov I.A.* Bottomhole Formation Zone Completion through Ultra Deep Multibranch hannels: Experimental Research of a New Technology // Mine planning and equipment selection: Proc. of the 22nd MPES Conf. Dresden, Germany. Oct. 14–19. Springer, 2014. P. 1221.

10. *Лягов И.А.* Обоснование и разработка технологии вторичного вскрытия продуктивных пластов разветвленными скважинами сверхмалого диаметра: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. СПб.: Нац. минерально-сырьевой ун-т “Горный”, 2014. 20 с.

11. *Лягов И.А., Лягов А.В., Шайдаков В.В. и др.* Техническая система “Перфобур” для вторичного вскрытия продуктивного пласта // Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и на море. 2022. № 2 (350). С. 47.

12. *Кузнецов О.В., Ефимова С.А., Жуйков Ю.Ф. и др.* Акустическое воздействие на призабойную зону пласта // Нефтяное хозяйство. 1987. № 3. С. 34.

13. *Аметов И.М., Байдаков Ю.Н., Рузин Л.М., Спиридонов Ю.А.* Добыча тяжелых и высоковязких нефтей. М.: Недра, 1985. 205 с.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 539.3

КОНЕЧНОЭЛЕМЕНТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ФОРМОВКИ

© 2023 г. Г. Ж. Сахвадзе

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

Поступила в редакцию 10.04.2023 г.
После доработки 01.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

Лазерная ударная формовка – это инновационная технология формования, при которой лазерная ударная волна вызывает изгибную деформацию тонкой пластинки. Естественно, технология лазерной ударной формовки не может увеличивать кривизну пластинок бесконечно и ее возможности имеют свой предел, особенно для толстых пластин. В настоящей статье исследуется максимальная выпуклая изгибная кривизна пластинки, которую можно достичь с помощью технологии лазерной ударной формовки путем последовательного увеличения основных ее характеристик: коэффициента перекрытия лазерных пятен, количества повторяющихся лазерных импульсов и интенсивности плотности мощности лазерного излучения. Возникающий при этом изгибающий момент и изгибная кривизна рассчитываются по средним остаточным напряжениям, полученным методом конечных элементов. Предложенный способ прогнозирования кривизны пластинки может эффективно предсказывать изгибное поведение пластины, что позволяет правильно спланировать процесс формования при лазерной ударной формовке.

Ключевые слова: лазерная ударная формовка, метод конечных элементов, остаточные напряжения, изгиб, кривизна пластинки

DOI: 10.31857/S0235711923050140, **EDN:** XAVAOE

Лазерная ударная формовка (ЛУФ) – это технология холодной обработки материалов и формования без использования штампов. С ростом высоконагруженности элементов машиностроительной, судостроительной и авиакосмической отраслей возрастает спрос на крупномасштабные тонкие пластики сложной формы [1]. Так что, со временем, технология ЛУФ постепенно может стать потенциальным перспективным методом формовки материалов. При ЛУФ под действием плазмы высокого давления тонкая пластинка подвергается высокоскоростной пластической деформации, в результате чего в поверхностном слое возникают сжимающие остаточные напряжения (СОН), а в поперечном сечении – изгибающий момент [2]. Под действием остаточных напряжений и изгибающего момента пластинка испытывает изгибную деформацию (выпуклую или вогнутую). Главная практическая задача ЛУФ – с помощью варьирования этих изгибных деформаций придать пластинке желаемую форму. Отметим, что технология ЛУФ демонстрирует отличную производительность, особенно при формовке тонких пластин [3]. Особенно следует отметить тот факт, что технология ЛУФ, как частный случай технологии лазерного ударного упрочнения (ЛУУ), одновременно с формовкой в приповерхностной области генерирует сжимающие остаточные напряжения (СОН). Это имеет превосходный побочный эффект – посредством СОН улуч-

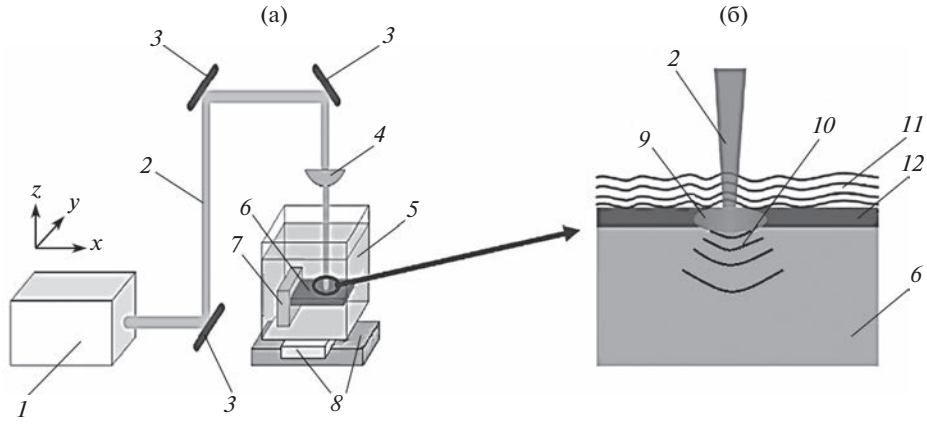


Рис. 1. (а) – принципиальная схема технологии ЛУФ; (б) – увеличенная область воздействия лазерного излучения с пластинкой: *1* – Nd:YAG лазер; *2* – лазерный луч; *3* – отражающие зеркала; *4* – фокусирующая линза; *5* – контейнер с водой; *6* – исследуемая пластинка; *7* – держатель; *8* – прецизионная платформа; *9* – плазма; *10* – ударная волна; *11* – прозрачный слой; *12* – поглощающий слой.

шаются прочностные и эксплуатационные характеристики обрабатываемых пластин [3]. Однако технология ЛУФ имеет свои ограничения по кривизне пластинки, которую она может вызвать с помощью изгибной деформации. Практически отсутствуют исследования по установлению максимальной кривизны пластины, которую можно достичь с помощью технологии ЛУФ. Установление этой величины для разных материалов позволит определить диапазон кривизны, в пределах которой можно будет успешно использовать технологию ЛУФ. Если по техническим требованиям требуется достижение кривизны, больше максимальной, технологию ЛУФ применить нельзя.

Целью настоящей статьи является определение максимальной изгибной кривизны пластинки из алюминиевого сплава В95 толщиной 3 мм, которую можно получить с помощью технологии ЛУФ. Выявляются взаимосвязи между параметрами ЛУФ и изгибной кривизной пластинки. Расчетные значения кривизны сравниваются с известными экспериментальными результатами.

Технология лазерной ударной формовки. ЛУФ, являясь частным случаем классической технологии лазерного ударного упрочнения (ЛУУ), представляет собой метод чисто механического формования листового материала с целью изменения его кривизны с помощью подведения энергии лазерного излучения к поверхности исследуемого материала [4]. На рис. 1а показана принципиальная схема технологии ЛУФ, которая включает в себя контейнер с водой *5*, внутри которого расположен консольный узел, состоящий из исследуемой пластинки *6*, держателя *7* и прецизионно перемещающейся платформы *8* для точного позиционирования образца вдоль осей *x*, *y* и *z*.

Источником лазерного излучения обычно является наносекундный импульсный твердотельный Nd:YAG лазер *1*, где в качестве активной среды используется алюмоиттриевый гранат, легированный ионами неодима Nd. Лазер работает в режиме модуляции добротности на длине волны 1064 нм, удовлетворяя всем необходимых требованиям к лазерному излучению для успешного осуществления технологии ЛУФ [5]. Во время ЛУФ лазерный луч *2* направляется на исследуемую пластинку *6* через ряд отражающих зеркал *3* и фокусирующую линзу *4*. На рис. 1б более подробно показана область воздействия лазерного излучения *2* с поверхностью исследуемой пластинки *6*. На верхнюю поверхность образца наносится поглощающий слой *12* для поглощения

Таблица 1. Физико-механические свойства алюминиевого сплава В95 [3]

Материал	Плотность ρ, кг/м^3	Модуль Юнга E, ГПа	Коэффициент Пуассона, ν	A	B	n	C
Алюминиевый сплав В95	2800	71	0.33	546	678	0.71	0.0084

падающей лазерной энергии и защиты поверхности пластинки от нежелательных повреждений. Прозрачный слой *11* служит для ограничения гидродинамического расширения лазерно-индуцированной плазмы *9* и повышения пикового давления в ударной волне *10*. В качестве поглощающего слоя можно использовать такие материалы, как черная лента, краска, алюминиевая фольга и графит, а в качестве прозрачного слоя чаще всего выбирают воду [6].

Исследуемый материал и определяющее соотношение. Алюминиевый сплав В95 широко применяется в машиностроительных и аэрокосмических конструкциях благодаря своему легкому весу и высокой прочности. В настоящей статье исследуются особенности применения технологии ЛУФ для алюминиевого сплава В95. Для описания динамической реакции материала на воздействие лазерной ударной волны (в виде высокосортной пластической деформации) используется определяющее соотношение в виде модели Джонсона–Кука [3]. Поскольку технология ЛУФ является процессом холодной обработки материала, то температурной частью в модели Джонсона–Кука пренебрегаем и имеем

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*), \tag{1}$$

где ε – пластическая деформация; $\dot{\varepsilon}^*$ – нормированная скорость пластической деформации; A, B и n – коэффициенты упрочнения; C – константа. Физико-механические свойства и параметры модели Джонсона–Кука для алюминиевого сплава В95 приведены в табл. 1.

Методика расчета изгибной кривизны пластинки. Сначала рассмотрим случай, когда в исследуемой области падает только один импульс. Заметим, что воздействие однократного лазерного импульса с материалом является элементарной единицей воздействия при моделировании технологии ЛУФ. Следовательно, распределение остаточных напряжений по глубине при одиночном лазерном импульсе служит своеобразным ориентиром для оценки характера распределения остаточных напряжений при воздействии многократных лазерных импульсов. Распределение остаточных напряжений σ_i^s по глубине z, вызванных лазерной ударной волной при воздействии однократного лазерного импульса можно определить с помощью уравнения [7]

$$\sigma_i^s = -(A_1 z + A_2)\, e^{-pz^n} + (kz + b), \tag{2}$$

где A_1, A_2, p, n, k, b – коэффициенты, определяемые экспериментально по методике, изложенной в [7]; i – указывает направление остаточных напряжений (по x или y). Как видим, уравнение (2) состоит из двух частей: экспоненциальной части ($-(A_1 z + A_2)\exp(-pz^n)$) и линейной части ($kz + b$). Значение экспоненциальной части приближается к нулю с увеличением z, что характерно для остаточных напряжений, возникающих при ЛУФ [8]. Значение линейной части соответствует остаточным напряжениям, которые возникают при изгибе и растяжении срединной поверхности пластины. Таким образом, игнорируя линейную часть, можно определить остаточные напряжения, соответствующие одиночному лазерному импульсу.

При ЛУФ внутри пластинки возникают градиентные остаточные напряжения, которые способствуют изгибу и растяжению ее срединной поверхности. Силу растяжения можно вычислить следующим образом [9]:

$$F_i = -\int_0^h \sigma_i dz, \tag{3}$$

где σ_i – остаточное напряжение, вызванное лазерной ударной волной, h – толщина тонкой пластинки.

Изгибающий момент равен

$$M_i = -\int_0^h \left(\frac{h}{2} - z\right)\sigma_i dz. \tag{4}$$

Под действием изгибающего момента тонкая пластинка испытывает изгибную деформацию, и соответствующую кривизну можно определить с использованием теории Кирхгофа–Лява [9]

$$\rho_i = \frac{12\left(M_i - \nu M_j\right)}{Eh^3}, \tag{5}$$

где i – указывает направление по x; j – направление по y; ν – коэффициент Пуассона; E – модуль упругости материала. Поскольку при ЛУФ профиль распределения ударного давления является осесимметричным, поля возникших остаточных напряжений также являются симметричными, т.е. они одинаковы в направлениях x и y, соответственно, в наших условиях, можно принимать, что $M_i = M_j$.

Механизм выпуклого изгиба. В случае ЛУФ с использованием относительно низкой интенсивности лазерного излучения (например 1.8 ГВт/см^2) для формовки толстой пластинки (например, 1.75 мм) из алюминиевого сплава В95, можно получить выпуклый изгиб. Для описания образования выпуклой кривизны разработан так называемый механизм изгиба под градиентом напряжений (МИГН) [10], основные положения которого показаны на рис. 2.

Из рис. 2а видно, что, после того, как на поверхности пластинки во время ЛУФ образуется ударная волна *1* с пространственно-временным распределением давления $p(r, t)$, облученная область сжимается в направлении толщины z, а соседние области растягиваются по направлению длины x. По мере продолжения процесса сжатия, вокруг облученной области создаются области с растягивающими напряжениями, которые окружают облученную область, создавая там поля сжимающих остаточных напряжений. Как только эквивалентные напряжения достигают предела текучести, зависящего от скорости деформации, возникают пластические деформации (рис. 2б, область *2*) – зона пластических деформации ε_p, которая монотонно уменьшается по мере удаления от верхней поверхности [11].

Когда образец толстый или интенсивность лазерного излучения маленькая, вся пластически деформированная область сосредоточена около верхней поверхности. Когда ударная волна перестает вызывать пластическую деформацию, возникает резкий градиент сжимающих остаточных напряжений, который монотонно уменьшается по глубине (рис. 2б, эпюра для σ_x). После этого начинается релаксация сжимающих остаточных напряжений с образованием растягивающих остаточных напряжений в центральной части пластинки (чтобы обеспечивать геометрическую совместимость и самоуравновешенность ОН). Этот процесс схематично показан на рис. 2в. При этом создается изгибающий момент M, который заставляет растягиваться верхним слоям $\varepsilon_x^T > 0$ и сжиматься – нижним. В результате образец отклоняется от лазерного луча с образованием выпуклой кривизны (рис. 2г). После того, как будет достигнуто устой-

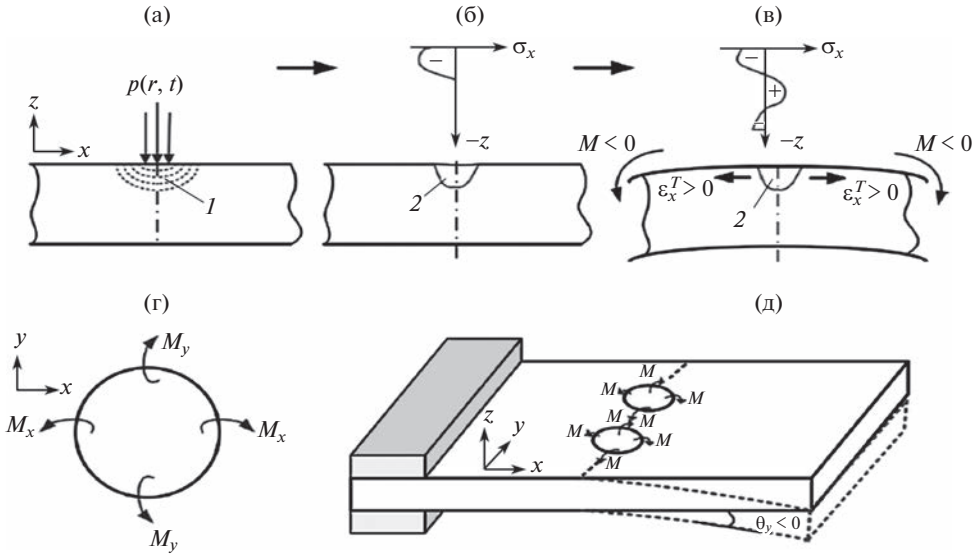


Рис. 2. Механизм изгиба под градиентом напряжений (МИГН), объясняющий образование выпуклого изгиба пластинки при ЛУФ: (а) – воздействие ударной волны *1* на поверхность пластинки; (б) – формирование градиента остаточных напряжений и зоны пластических деформации *2* ε_p; (в) – релаксация градиента остаточных напряжений, приводящая к возникновению изгибающих моментов *M*; (г) – изгибающие моменты M_x и M_y, возникающие после воздействия лазерного импульса; (д) – образование отрицательного угла изгиба пластинки θ_y.

чивое состояние, как на верхней, так и на нижней поверхности, будут образованы слои со значительными СОН. Таким образом, кроме получения нужной кривизны мы попутно получили приповерхностные области со значительными полями СОН, что существенно повышает их физико-механические характеристики, в частности, усталостную прочность и коррозионную стойкость [12]. Таким образом, получили, что по механизму изгиба под градиентом напряжений (МИГН) возможно образование выпуклого изгиба свободного конца пластинки (рис. 2д). Заметим, что для изотропных материалов, защемленных одним концом, как это имеет место при ЛУФ, изгиб происходит вдоль линий сканирования лазерными импульсами.

Величина кривизны пластинки при выпуклом изгибе в основном зависит от градиента сжимающих остаточных напряжений (СОН). Увеличение толщины материала требует увеличения момента для получения того же угла изгиба (рис. 2д, θ_y). Следовательно, при постоянной интенсивности лазерного излучения увеличение толщины материала уменьшает угол изгиба. В предельном случае, когда толщина становится достаточно большой, достигается точка насыщения, на верхней поверхности остается только поле сжимающих остаточных напряжений без какого-либо изгиба $\theta_y = 0$. Заметим, что увеличение количества лазерных импульсов, используемых при обработке ЛУФ, также способствует увеличению угла изгиба [13].

Изменяя один или несколько основных параметров технологии ЛУФ, возможен переход к другому механизму изгиба пластинки – механизму изгиба под напряжением (МИН), который позволяет реализовать режим вогнутого изгиба пластинки по встречному направлению луча [14].

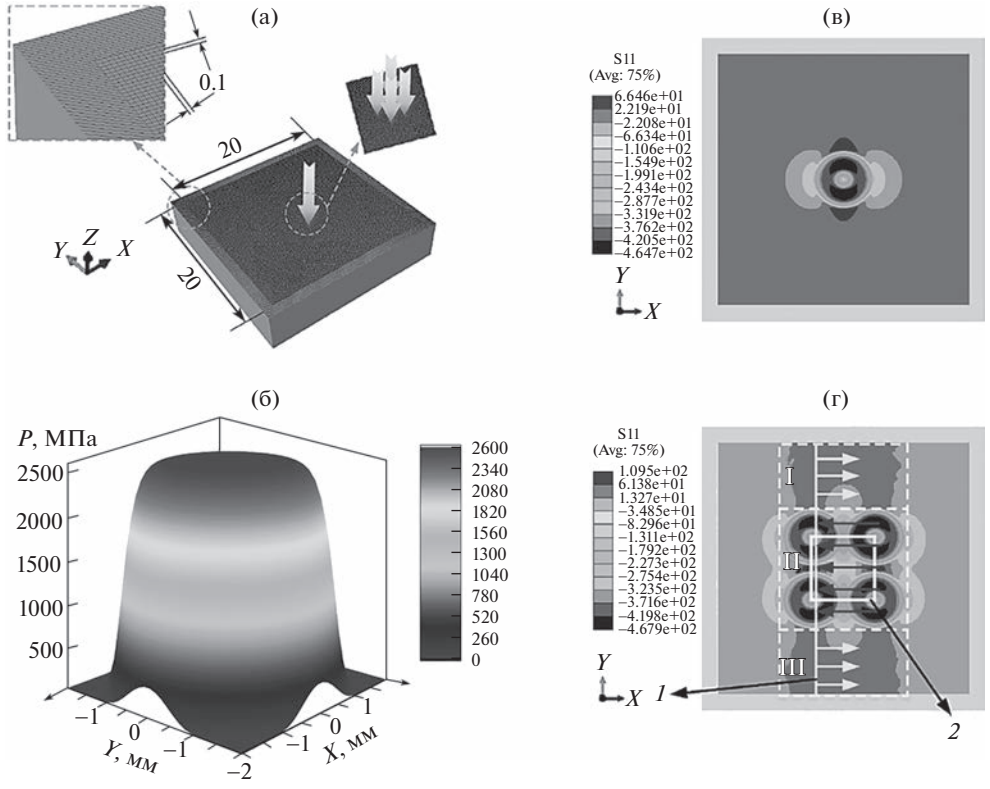


Рис. 3. Конечноэлементное моделирование технологии ЛУФ, используемое для определения остаточных напряжений, возникающих при воздействии одиночных и многократных лазерных импульсов: (а) – используемая конечноэлементная сетка; (б) – профиль распределения давления в ударной волне; (в) – распределение остаточных напряжений при воздействии одиночного лазерного импульса; (г) – распределение остаточных напряжений при воздействии многократного лазерного импульса.

Конечноэлементное моделирование технологии ЛУФ. В конечноэлементном пакете ANSYS по методике, приведенной в [15], проведено моделирование технологии ЛУФ. На распределение полей остаточных напряжений, возникающих при ЛУФ, определенное влияние оказывают изгибные деформации пластинки. Чтобы исключить влияние изгибных деформаций на поля распределения остаточных напряжений, и изучить только влияние лазерных импульсов, в конечноэлементной модели предполагается, что модель имеет бесконечную длину как в плоскости x–y, так и по направлению толщины z (рис. 3а). Рассматриваемая область для расчета составляет квадрат с размерами 20 × 20 мм. В конечноэлементной модели используются восьмиузловые элементы типа C3D8R. Размер сетки по направлению толщины z одинаков и равен 0.075 мм. На плоскости XY размер сетки составляет 0.1 × 0.1 мм. Сначала изучается распределение полей остаточных напряжений, возникающих в пластинке при воздействии одиночного лазерного импульса (рис. 3а). Особенности вычисления остаточных напряжений в конечноэлементном пакете ANSYS при разных типах воздействий приведены в [16–18].

Форма давления в импульсе и картина распределения остаточных напряжений при одиночном импульсе показана на рис. 3б, в. Чтобы изучить влияние количества повторяющихся лазерных импульсов на перераспределение полей остаточных напряже-

ний, возникающих при одиночном импульсе, исследуемая поверхность подвергается многократному воздействию импульсами давления в одном и том же месте. При многократном воздействии лазерными импульсами (рис. 3г) “единичная ячейка” с размерами $2R \times 2R$ (рис. 3г, область *2*) равномерно обрабатывается импульсами по *S*-образной траектории.

Следует отметить, что модель, используемая в настоящей статье, предполагает, что материал – изотропный, хотя это предположение для всех режимов ЛУФ не является верным. В частности, анизотропию материала необходимо учитывать при высоком коэффициенте перекрытия лазерных пятен, при использовании лазерных пятен, близких по размерам к размеру зерна, а также для очень тонких материалов [19]. В конечноэлементном пакете ANSYS сначала вычисляются главные остаточные напряжения $S_{11}(\sigma_i)$ вдоль направления *x*, а по ним определяется изгибающий момент, возникающий при ЛУФ. Отметим, что в разработанной модели всегда соблюдается самоуравновешенность остаточных напряжений. Например, суммарное остаточное напряжение в поперечном сечении по направлению *y* равно 0 (рис. 3г). СОН в области воздействия лазерных импульсов (область II – СОН показаны темными стрелками) компенсируется РОН в областях, где нет таких воздействий (области I и III, РОН показаны белыми стрелками *1*).

Полученные результаты и их анализ. В работе [7] показано, что индуцированные при ЛУФ остаточные напряжения являются главной промежуточной переменной для оценки изгибной кривизны металлических пластин. Отметим, что следует исключить влияние деформации изгиба на распределение остаточных напряжений (иначе точность изгибиной кривизны пластинки будет низкой), необходимость которого обоснована в работах [20–22]. Таким образом, для получения остаточных напряжений путем МКЭ, возникающих при ЛУФ, следует использовать сетку с очень многими (десятками тысяч) конечными элементами, что гарантирует исключение влияния деформации изгиба, а также отражения волн напряжений от поверхностей, на распределение ОН.

На рис. 4 показано сравнение остаточных напряжений по глубине *Z* при одиночном и многократном импульсных воздействиях, рассчитанных через МКЭ, с экспериментальными данными из [7].

Видно, что численные расчеты хорошо соответствуют экспериментальным данным. Остаточные напряжения сначала увеличиваются с увеличением глубины, а потом уменьшаются и приобретают форму крючка. Изгибающий момент индуцируется сжимающими и растягивавшими остаточными напряжениями, расположенными по глубине пластинки. С увеличением числа повторных ударов поверхностные СОН (при $Z = 0$), а также СОН по глубине постепенно увеличиваются, так что глубина слоя со сжимающими остаточными напряжениями также увеличивается. Заметим, что когда количество повторных ударов превышает 4 (5, 6, 7 – они на рисунке не показаны, чтобы не перегружать его), происходит лишь небольшое увеличение поверхностных и пиковых СОН, а также глубины слоя с СОН.

На рис. 5 показаны профили изгиба пластинки *D* при воздействии однократных лазерных импульсов с плотностью мощности лазерного излучения 4.24 ГВт/см^2 в зависимости от изменения коэффициентами перекрытия лазерных пятен (η).

Инструкция по достижению насыщенной изгибной кривизны пластинки при ЛУФ. На рис. 6 схематично показана инструкция по достижению требуемой насыщенной изгибной кривизны пластинки при ЛУФ. Обычно перед ЛУФ задается желаемая форма пластинки, которую нужно достичь посредством ЛУФ. Сначала устанавливаются положение и значение максимальной изгибной кривизны пластинки. Затем выбираются определяющее соотношение и виды конечных элементов исходя из свойств материала и толщины деформируемой пластинки. Далее с помощью уравнения (2) определяется возникшие в конечных элементах СОН, далее вычисляется индуцированный при

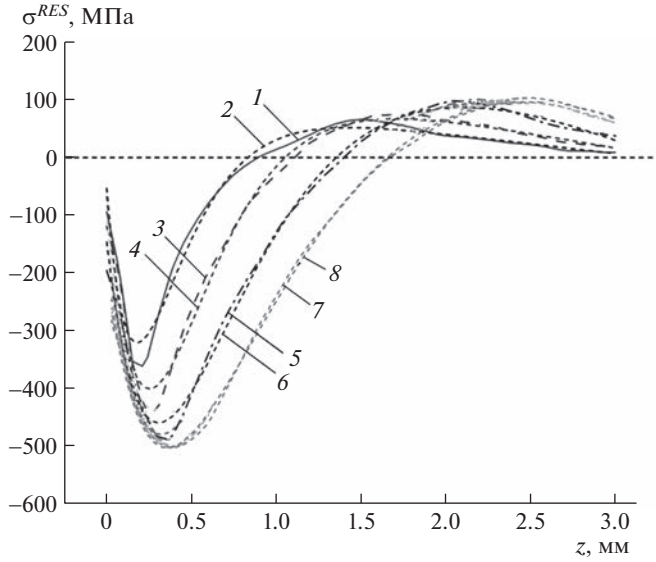


Рис. 4. Распределения остаточных напряжений по глубине пластинки, полученные через МКЭ и из эксперимента [7]: *1* – одиночный импульс; *3* – 2 импульса; *5* – 4 импульса; *7* – 8 импульсов (МКЭ); *2* – одиночный импульс, *4* – 2 импульса; *6* – 4 импульса; *8* – 8 импульсов (эксперимент [7]).

ЛУФ изгибающий момент с помощью уравнения (4), и в конце вычисляется изгибная кривизна по формуле (5).

При ЛУФ (рис. 6) насыщенную изгибную кривизну заданной пластинки можно достичь путем последовательного увеличения коэффициента перекрытия лазерных пятен, количества повторяющихся лазерных импульсов и интенсивности мощности лазерного излучения. Заметим, что среднее индуцированное СОН можно увеличить прежде всего за счет увеличения коэффициента перекрытия лазерных пятен, однако в настоящей статье максимальный коэффициент перекрытия лазерных пятен установлен равным 0.75 (для исключения теплового эффекта от лазерного излучения). СОН также можно улучшить за счет увеличения числа повторных лазерных импульсов, но индуцированные при этом СОН имеют свой предел и быстро достигают своего насыщенного состояния. Чтобы еще больше увеличить изгибную кривизну, можно постепенно увеличивать интенсивность мощности лазерного излучения, но и в этом случае изгибная кривизна также постепенно стремится к своему насыщенному состоянию.

Как показывают проведенные расчеты, величина изгибной кривизны, рассчитанная по среднему индуцированному остаточному напряжению, начинает уменьшаться, когда интенсивность мощности лазерного излучения возрастает до определенного значения. При этом увеличивается глубина индуцированных СОН, что и вызывает уменьшение изгибающего момента, и, соответственно, изгибной кривизны пластинки [23]. Когда изгибная кривизна достигает своего насыщенного значения, далее трудно ее увеличить продолжением увеличения количества повторных ударов и интенсивности мощности лазерного излучения. В этом случае необходимо улучшить формирующую способность технологии ЛУФ с помощью введения в пластинке упругого предварительно напряженного состояния [10] или использовать другие методы для достижения требуемой формы пластинки. Если требуемая изгибная кривизна

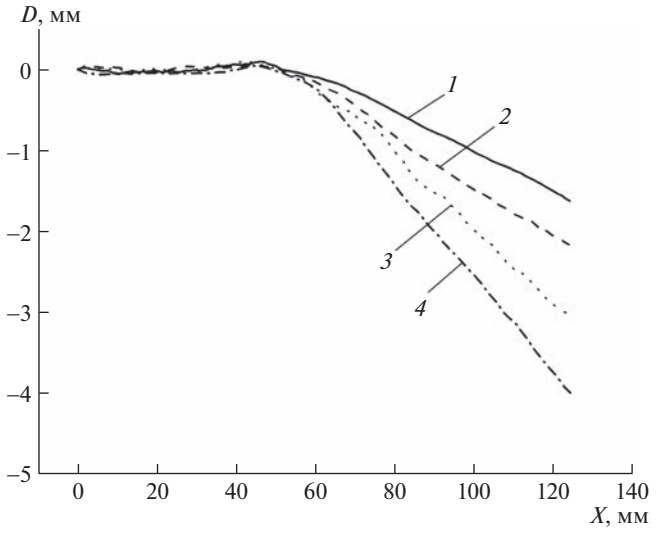


Рис. 5. Профили изгиба пластинки при воздействии однократных лазерных импульсов с плотностью мощности 4.24 ГВт/см^2 при различных коэффициентах перекрытия лазерного излучения: *1* – η = 0; *2* – η = 0.25; *3* – η = 0.5; *4* – η = 0.75 (МКЭ).

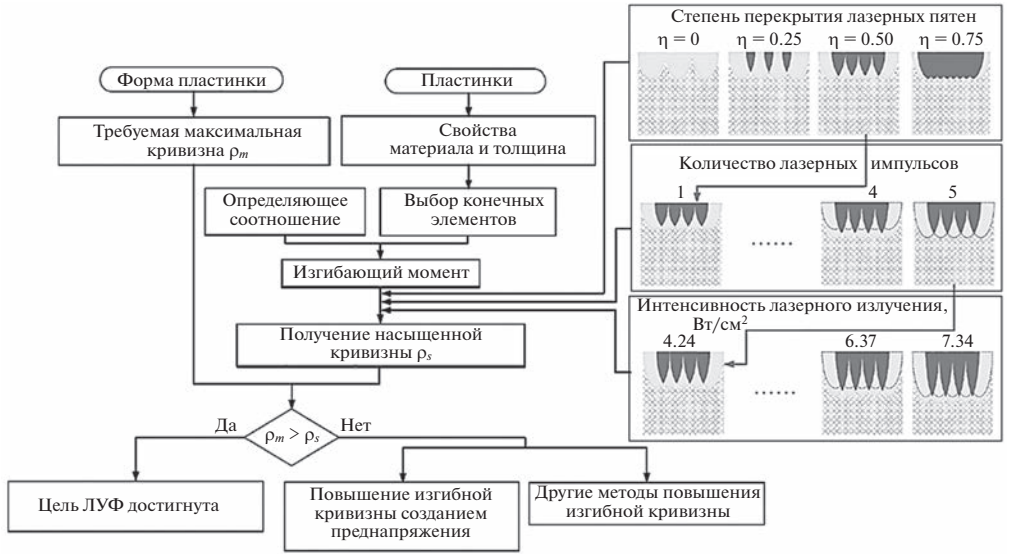


Рис. 6. Инструкция по достижению насыщенной изгибной кривизны пластинки при ЛУФ.

слишком велика, может возникнуть необходимость применения других способов формовки (кроме ЛУФ) для достижения поставленной цели.

Выводы. Лазерное ударное формование (ЛУФ) – это перспективная разновидность технологии холодной штамповки, которая может не только вызывать изгибную де-

формацию тонкой пластики, но и создавать в приповерхностной области мощные поля сжимающих остаточных напряжений, что попутно улучшает ее прочностные и эксплуатационные характеристики. Основные выводы заключаются в следующем: **1.** Проведено конечноэлементное моделирование технологии ЛУФ. Показано, что на эффективность технологии ЛУФ в основном влияют три параметра: коэффициент перекрытия лазерных пятен, количество повторяющихся лазерных импульсов и плотность мощности лазерного излучения. **2.** Исследован механизм изгиба пластинки под градиентом напряжений (МИГН), объясняющий образование выпуклого изгиба пластинки при ЛУФ. Показано, что кроме получения нужной кривизны пластинки при ЛУФ дополнительно получаем приповерхностные области со значительными полями СОН, что существенно повышает их физико-механические характеристики, в частности, усталостную прочность и коррозионную стойкость. **3.** Установлено, что возникшие при ЛУФ средние сжимающие остаточные напряжения можно успешно использовать для вычисления индуцированного изгибающего момента и изгибной кривизны пластинки. Предложенный метод расчета позволяет определить насыщенную изгибную кривизну тонкой пластинки, что обеспечивает оптимальный выбор параметров ЛУФ для достижения нужной изгибной кривизны пластинки и предотвращает получение их больших или меньших значений. **4.** Проведен сравнительный анализ остаточных напряжений по глубине при одиночном и многократном лазерных импульсных воздействиях, рассчитанных через МКЭ, с экспериментальными данными. Показано, что численные расчеты хорошо соответствуют экспериментальным данным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Peng Y.M., Chen J.P., Yang L. et al.* Study on elongation after shot peen forming for integral panel of large aircraft // Aeronautical Manuf. Technol. 2017. № 9. P. 97.
2. *Hu Y., Luo M., Yao Z.* Increasing the capability of laser peen forming to bend titanium alloy sheets with laser-assisted local heating // Mater. Des. 2016. № 90. P. 364.
3. *Zhou W.F., Ren X.D., Wang C.C. et al.* Residual stress induced convex bending in laser peen formed aluminum alloy // J. Laser Appl. 2018. № 30. V. 1. P. 012001.
4. *Hu Y.X., Yao Z.Q.* Fern simulation of residual stresses induced by laser shock with overlapping laser spots // Acta Metall. Sin. 2008. № 21. V. 2. P. 125.
5. *Behera A., Sahu P.S., Patel S.K.* Application of Taguchi methodology for optimization of process parameters in laser bending of Al sheet // Mater. Today. 2020. № 26. P. 2323.
6. *Hu Y., Xu X. Yao Z. et al.* Laser peen forming induced two way bending of thin sheet metals and its mechanisms // J. AppL Phys. 2010. № 108. V. 7. P. 073117.
7. *Hu Y.X., Han Y.F., Yao Z.Q. et al.* Three-dimensional numerical simulation and experimental study of sheet metal bending by laser peen forming // J. Manuf. Sci. Eng. 2010. № 132. V. 6. P. 061001.
8. *Luo M., Hu Y., Hu L. et al.* Efficient process planning of laser peen forming for complex shaping with distributed eigenmoment // J. Mater. Process. Technol. 2020. № 279. P. 116588.
9. *Sagisaka Y., Kamiya M., Matsuda M. et al.* Thin-sheet-metal bending by laser peen forming with femtosecond laser // J. Mater. Process. Technol. 2010. № 210. V. 15. P. 2304.
10. *Xiao X., Li Y., Sun Y. et al.* Prediction of peen forming stress and curvature with dynamic response of compressively prestressed target // J. Mater. Eng. Perform. 2020. № 29. V. 5. P. 3079.
11. *Yang Y., Lu Y. Qiao H. et al.* The effect of laser shock processing on mechanical properties of an advanced powder material depending on different ablative coatings and confinement medias // Int. J. Adv. Manuf. Technol. 2021. № 117. V. 7–8. P. 2377.
12. *Sun B., Qiao H., Zhao J.* Accurate numerical modeling of residual stress fields induced by laser shock peening // AIP Adv. 2018. № 8. V. 9. P. 095203.
13. *Zhu R., Zhang Y.K., Sun G.F. et al.* Numerical simulation of residual stress fields in three-dimensional flattened laser shocking of 2024 Aluminum alloy // Chin. J. Lasers. 2017. № 8. P. 133.
14. *Hu Y.X., Grandhi R.V.* Efficient numerical prediction of residual stress and deformation for large-scale laser shock processing using the eigenstrain methodology // Surf. Coat. Technol. 2012. № 206. V. 15. P. 3374.

15. *Hfaiedh N., Peyre P., Song H. et al.* Finite element analysis of laser shock peening of 2050-T8 aluminum alloy // Int. J. Fatigue 2015. № 70. P. 480.
16. *Сахвадзе Г.Ж.* Конечноэлементное моделирование гибридной аддитивной технологии с использованием лазерно-ударно-волновой обработки // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2023. № 2. С. 94.
https://doi.org/10.31857/S0235711923020074
17. *Сахвадзе Г.Ж.* Влияние технологии биомиметической лазерно-ударно-волновой обработки алюминиевых сплавов на их трещиностойкость и остаточную усталостную долговечность // Вестник машиностроения. 2022. № 10. С. 58.
https://doi.org/10.36652/0042-4633-2022-10-58-65
18. *Сахвадзе Г.Ж.* Моделирование технологии лазерно-ударно-волновой обработки с помощью искусственной нейронной сети для определения механических свойств титанового сплава ВТ-6 // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2022. № 2. С. 136.
https://doi.org/10.52261/02346206_2022_2_136
19. *Chen D., Cheng Z.Q., Cunningham P.R. et al.* Fatigue life prediction of 2524-T3 and 7075-T62 thin-sheet aluminium alloy with an initial impact dent under block spectrum loading // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 2021. № 44. V. 4. P. 1096.
20. *Vukeli S., Kysar J.W., Yao Y.L.* Crain boundary response of aluminum bicrystal under micro scale laser shock peening // Int. J. Solids Struct. 2013. № 46. V. 18–19. P. 3323.
21. *Mylavarapu P., Bhat C., Perla M.K.R. et al.* Identification of critical material thickness for eliminating back reflected shockwaves in laser shock peening – A numerical study // Opt. Laser Technol. 2021. № 142. P. 107217.
22. *Hu Y.X., Yao Z.Q.* Overlapping rate effect on laser shock processing of 1045 steel by small spots with Nd:YAG pulsed laser // Surf. Coat. Technol. 2008. № 202. V. 8. P. 1517.
23. *Cao Y.P., Feng A.X., Hua G.R.* Influence of interaction parameters on laser shock wave induced dynamic strain on 7050 aluminum alloy surface // J. Appl. Phys. 2014. № 116. V. 15. P. 775.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

УДК 621.892

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ЧИСЛЕННОГО МЕТОДА И МЕТОДОВ МАШИННОГО ОБУЧЕНИЯ ЗАДАЧИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ЛЕГИРОВАННОГО СМАЗОЧНОГО СЛОЯ С ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМИ ДАННЫМИ

© 2023 г. А. Тохметова[1,*], А. Ю. Албагачиев[1]

[1]*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия*

**e-mail: aygerim.tokhmetova@mail.ru*

Поступила в редакцию 29.04.2023 г.
После доработки 05.06.2023 г.
Принята к публикации 20.06.2023 г.

В настоящей статье проведена сравнительная характеристика методов машинного обучения и численного метода задачи определения температуры легированного смазочного слоя с экспериментальными данными. На основе метода прогонки решено одномерное уравнение теплопроводности Фурье с граничными и начальными условиями. В результате сравнения численных и прогнозных данных с экспериментами можно сделать вывод о том, что модели машинного обучения лучше предсказывают результаты по сравнению с численными данными.

Ключевые слова: моторное масло, фуллерен C_{60}, расчет температуры смазочного слоя, машинное обучение

DOI: 10.31857/S0235711923050164, **EDN:** XADLOG

В последние десятилетия установлена эффективность смазочного масла с фуллереном C_{60}, обеспечивающая антифрикционное и противоизносное действие [1–4]. Одним из препятствий к широкому распространению смазочной композиции является отсутствие методики подбора композиции легированной углеродной нанодобавки, так что создание смазочных композиций на основе масел с фуллереном C_{60} проводится чисто эмпирически [5–7]. С учетом вышесказанного, на сегодня актуальной задачей является разработка методики подбора оптимального состава масла с нанодобавкой. В настоящей статье разработаны методики численного и прогнозного расчетов температуры смазочного слоя. Для достоверности полученных результатов вышеуказанными методами, проведено сравнение с экспериментальными данными.

Цель предлагаемой статьи – построение методик для оценки температуры легированного масла фуллереном C_{60}, а также их сравнение с экспериментальными данными.

В качестве основы исследуемых смазочных композиций использовали известное полусинтетическое моторное масло Mobil Ultra SAE 10W–40. Концентрация фуллерена в смазочном масле изменялась в пределах 0.1–2.0%.

Численное исследование. Рассмотрим краевую задачу на основе одномерного уравнения теплопроводности с применением численного метода решений [8].

Пусть температура в направлении *Ox* считается постоянной, при допущении, что теплофизические характеристики не зависят от температуры (рис. 1).

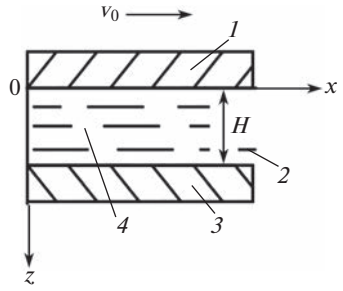


Рис. 1. Модель задачи: *1* – подвижная поверхность; *2* – зазор; *3* – неподвижная поверхность; *4* – смазочный материал.

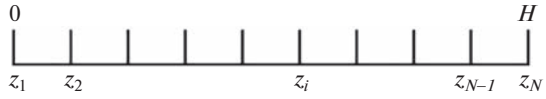


Рис. 2. Конечно-разностная сетка толщины смазочного слоя: $z_2, z_3, \ldots, z_{N-1}$ – координаты внутренних узлов; z_1, z_N – координаты граничных узлов.

Дифференциальное уравнение теплопроводности Фурье имеет вид

$$\frac{\partial\theta}{\partial t} = a\frac{\partial^2\theta}{\partial z^2} \quad (a = \text{const} > 0). \tag{1}$$

Начальные и граничные условия запишутся следующим образом:

$$\begin{gathered} t = 0: \quad \theta(z,0) = 0, \quad 0 > z > H; \\ z = 0: \quad -\lambda\frac{\partial\theta}{\partial z} = \alpha\tau v_0\left(1 - \frac{z}{H}\right), \quad t > 0; \\ z = H: \quad \theta(\infty,t) = 20, \end{gathered} \tag{2}$$

где θ – температура смазочного слоя; z – координата; α – коэффициент распределения теплоты между смазкой и вращающейся со скоростью v_0 поверхности; λ – теплопроводность смазочного слоя; H – зазор; τ – напряжение сдвига смазочного слоя.

Для численного решения задачи разобьем смазку по толщине на $N-1$ равных промежутков, т.е. построим конечно-разностную сетку (рис. 2).

Определим значение температуры в i-м узле в момент времени $t = t_n = nk$ как $\theta(z_i, t_n) = \theta_i^n$. Здесь k – шаг интегрирования по временной координате; n – номер шага по времени.

Далее заменим дифференциальные операторы в (1) на их конечно-разностные аналоги. Будем пользоваться неявной схемой

$$\frac{\partial\theta}{\partial t} = \frac{\theta_i^{n+1} - \theta_i^n}{k},$$

$$\frac{\partial^2\theta}{\partial z^2} = \frac{\theta_{i+1}^{n+1} - 2\theta_i^{n+1} + \theta_{i-1}^{n+1}}{h^2}.$$

В результате аппроксимации частных производных соответствующими конечными разностями получаем следующую систему линейных алгебраических уравнений (СЛАУ):

$$\rho c\frac{\theta_i^{n+1}-\theta_i^n}{k}=\lambda\left(\frac{\theta_{i+1}^{n+1}-2\theta_i^{n+1}+\theta_{i-1}^{n+1}}{h^2}\right),\quad i=2,\ldots,N-1,\quad n\geq 0. \tag{3}$$

Полученную систему можно свести к наиболее общему виду

$$A_i\theta_{i+1}^{n+1}-B_i\theta_i^{n+1}+C_i\theta_{i-1}^{n+1}=F_i, \tag{4}$$

где $A_i=C_i=\dfrac{\lambda}{h^2}$, $B_i=\dfrac{2\lambda}{h^2}+\dfrac{\rho c}{k}$, $F_i=-\dfrac{\rho c}{k}\theta_i^n$.

Уравнения (4) называются трехточными разностными уравнениями второго порядка. Система (4) имеет трехдиагональную структуру, поэтому рассматриваем нестационарную задачу. Такую систему необходимо решать на каждом шаге по времени.

Предположим, что существуют такие наборы чисел α_i и β_i ($i=\overline{1,N-1}$), при которых

$$\theta_i^{n+1}=\alpha_i\theta_i^{n+1}+\beta_i, \tag{5}$$

т.е. система уравнений (4) преобразуется в двухточечное уравнение первого порядка (5). Подставив выражение (5) в уравнение (4) получаем

$$\theta_i^{n+1}=\frac{A_i}{B_i-C_i\alpha_{i-1}}\theta_i^{n+1}+\frac{C_i\beta_{i-1}-F_i}{B_i-C_i\alpha_{i-1}}. \tag{6}$$

Последнее равенство имеет вид (5), если при $i=2, 3, \ldots, N-1$ выполняются соотношения

$$\alpha_i=\frac{A_i}{B_i-C_i\alpha_{i-1}},\quad \beta_i=\frac{C_i\beta_{i-1}-F_i}{B_i-C_i\alpha_{i-1}}. \tag{7}$$

Для определения α_i и β_i по (7) необходимо знать α_1 и β_1, которые находятся из левого граничного условия.

Разложим функцию $\theta(z)$ в ряд Тейлора в окрестности точки $z=0$ до членов второго порядка относительно h: $\theta_2^{n+1}=\theta_1^{n+1}+h\left.\dfrac{\partial\theta}{\partial z}\right|_{z=0}^{n+1}+h^2\left.\dfrac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right|_{z=0}^{n+1}$.

Используя соотношение (1) получим

$$\theta_2^{n+1}=\theta_1^{n+1}+h\left.\frac{\partial\theta}{\partial z}\right|_{z=0}^{n+1}+\frac{h^2}{2a}\left.\frac{\partial\theta}{\partial t}\right|_{z=0}^{n+1};$$

$$\left.\frac{\partial\theta}{\partial z}\right|_{z=0}^{n+1}=\frac{1}{h}\theta_2^{n+1}-\frac{1}{h}\theta_1^{n+1}-\frac{h}{2a}\left.\frac{\partial\theta}{\partial t}\right|_{z=0}^{n+1}=-\frac{\alpha\tau v_0}{\lambda}\left(1-\frac{z}{H}\right).$$

Тогда

$$\theta_1^{n+1}=\frac{2ak}{2ak+h^2}\theta_2^{n+1}+\frac{h^2}{2ak+h^2}\theta_1^n+\frac{2ah\tau\alpha kv_0}{\lambda\left(2ak+h^2\right)}\left(1-\frac{z}{H}\right).$$

Таким образом,

$$\begin{cases}\alpha_1=\dfrac{2a\tau}{2a\tau+h^2},\\ \beta_1=\dfrac{h^2}{2a\tau+h^2}\theta_1^n+\dfrac{2ah\tau_1\alpha\tau v_0}{\lambda\left(2a\tau+h^2\right)}\left(1-\dfrac{z}{H}\right).\end{cases} \tag{8}$$

Таблица 1. Значения метрик на тестовых данных

Классификация	RMSE
XGBoost	1.19921
LightGBM	5.84509
CatBoost	0.851235
Decision Tree	1.14564
Random Forest	1.14564
Linear Regresion	3.36452

На правой границе температура $\theta|_{z=H} = 20$.

Численное решение дифференциального уравнения теплопроводности Фурье (1) с начальными и граничными условиями (2) получили методом прогонки. Была разработана программа на языке программирования Python, с использованием программных библиотек Pandas, Numpy и matplotlib.

Машинное обучение. Проведен сравнительный анализ классификаторов по задаче определения температуры легированного смазочного слоя фуллереном C_{60}. Данные обучения и тестирования представлены в файлах *csv*. Данные содержат два анализируемых параметра. Целевой признак – температура смазочного слоя с фуллереном C_{60}. Для обучающих классификаторов набор данных был разделен на обучающую и тестовую выборки в соотношении 2 : 1, количество записей для обучающих классификаторов составляет 32, а количество записей для тестирования 16.

Для всех классификаторов рассчитывается метрика RMSE (табл. 1) для тестовых данных, и результаты сравнения классификаторов представлены в виде рис. 3.

Изучены следующие алгоритмы: Linear Regression, XGBoost, LightGBM, CatBoost, Decision Tree, Random Forest [9, 10]. Для каждого из алгоритмов построен классификатор с использованием библиотек Python, вычислена метрика RMSE, которые могут

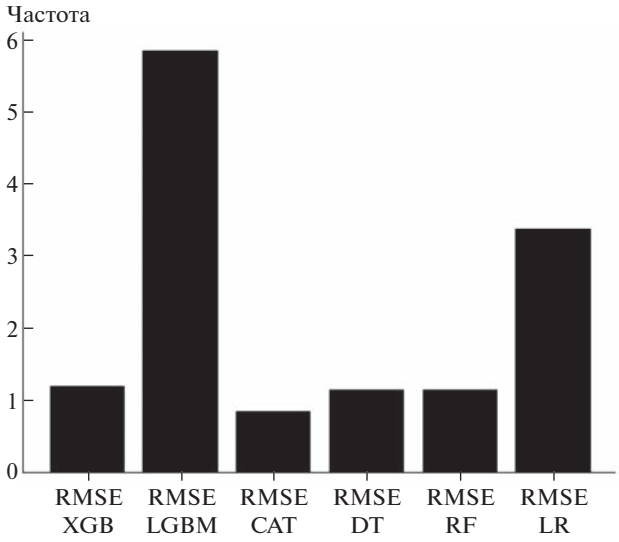


Рис. 3. Значения метрик на тестовых данных.

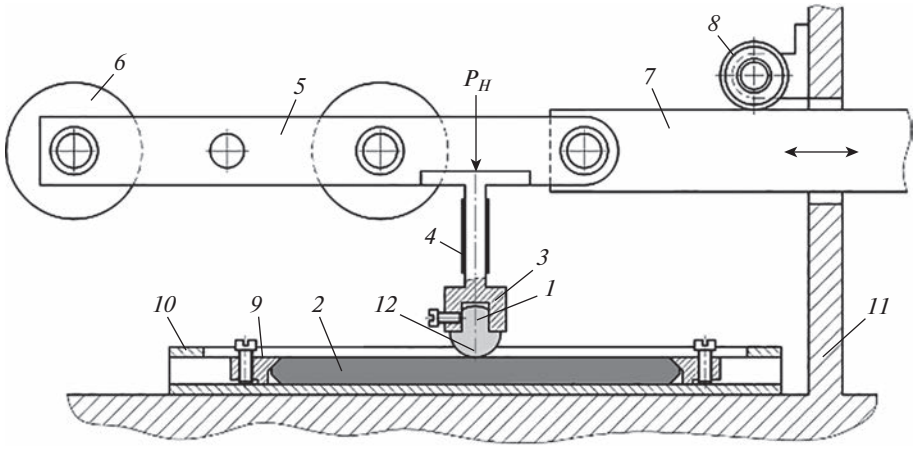


Рис. 4. Рабочая часть машины трения ПРУ: *1* – подвижный образец; *2* – неподвижный образец; *3* – тензобалка с держателем подвижного образца; *4* – тензорезистор; *5* – рычаг; *6* – груз; *7* – шток; *8* – ролик; *9* – прижим; *10* – держатель неподвижного образца; *11* – основание установки; *12* –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

определить наиболее эффективную модель. По совокупности всех показателей CatBoost имеет самое низкое значение RMSE. Linear Regression и LightGBM показывают худшие результаты.

Метод экспериментальных исследований. Исследования смазочных материалов проводились при режиме граничного трения, реализованном на машине ПРУ-2 с возвратно-поступательным движением по схеме “цилиндр–плоскость” (рис. 4).

При применении такой схемы происходит трение скольжения между цилиндрической поверхностью подвижного образца и неподвижной пластиной (рис. 5).

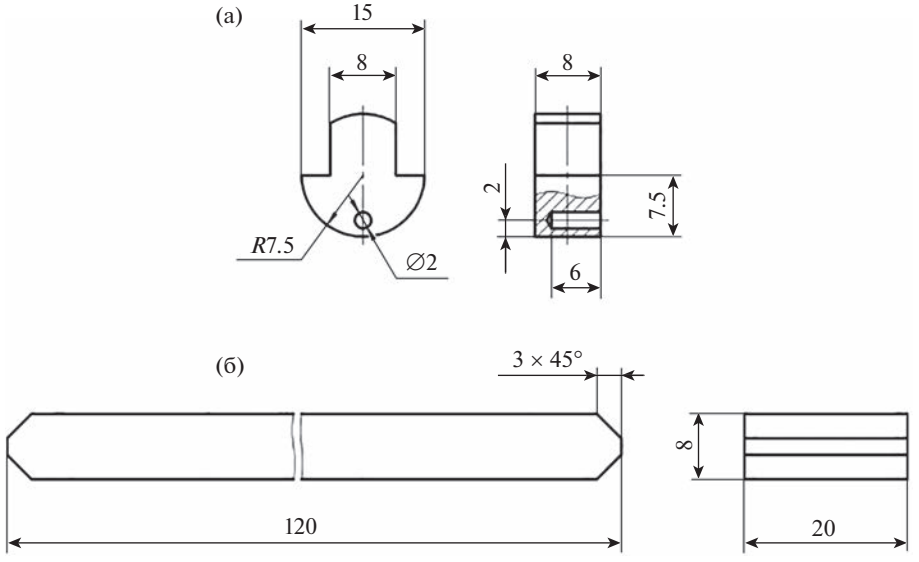


Рис. 5. Схемы образцов: (а) – подвижный образец; (б) – неподвижный образец.

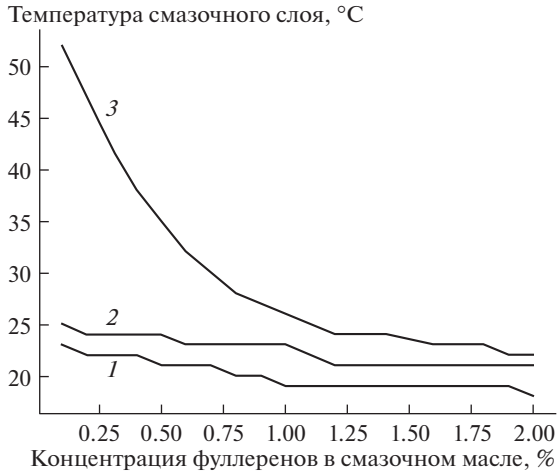


Рис. 6. Зависимость температуры смазочного слоя от концентрации фуллеренов в смазочном масле: *1* – 72 Н; *2* – 112 Н; *3* – 200 Н.

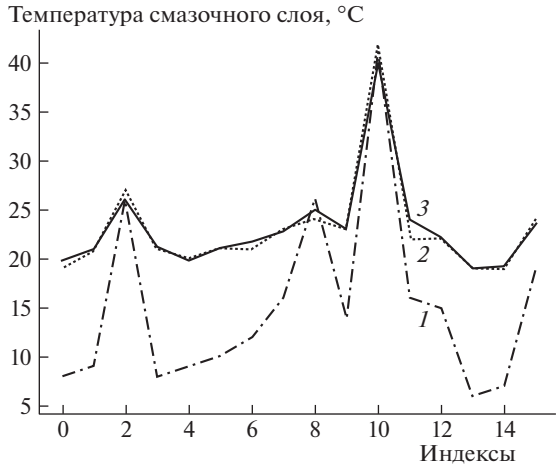


Рис. 7. Сравнение численных и прогнозных данных с экспериментальными данными: *1* – численные данные; *2* – прогнозные данные с алгоритмом CatBoost; *3* – экспериментальные данные.

Были выбраны следующие режимы работы пары трения: скорость скольжения 100 циклов в минуту; нагрузка на образец варьируется в диапазоне 72–200 Н. Скорость перемещения изменяется по синусоидальному закону. Привод на основе кривошипно-шатунного механизма. Амплитуда перемещения составляет 80 мм. Продолжительность одного испытания составляет 1 час. В ходе испытаний фиксировали показания температуры.

На рис. 6 показано изменение температуры смазочного слоя между сопряженными поверхностями в зависимости от концентраций фуллеренов C_{60} в смазочной композиции при скорости скольжения 100 циклов в минуту.

Анализ результатов испытаний (рис. 6), позволяет сделать вывод, что используя фуллереновые добавки можно уменьшить температуру по сравнению со смазочным маслом.

Сравнение численных и прогнозных данных с экспериментальными данными. Графические зависимости опытных и теоретических данных температуры смазочного слоя показаны на рис. 7. Сравнительный анализ этих данных показал хорошую корреляцию. Значения экспериментальных данных отличаются от численных не более чем на 16%. Однако, алгоритм машинного обучения CatBoost показал лучшие результаты по сравнению с численными данными. Вычисления и наборы данных доступны на GitHub.

Выводы. Проведено сравнение численных и прогнозных данных температуры легированного смазочного слоя фуллереном C_{60} с экспериментальными значениями. Получено решение одномерного уравнения Фурье с граничными и начальными условиями методом прогонки. Исследованы различные алгоритмы машинного обучения задачи определения градиента температуры легированного смазочного слоя: Linear Regression, XGBoost, LightGBM, CatBoost, Decision Tree, Random Forest. Для каждого из алгоритмов, с использованием библиотек для языка Python построен классификатор и была рассчитана метрика, на основе которой построена наиболее эффективная модель CatBoost. Из анализа данных следует, что у прогнозной модели CatBoost хорошая корреляция с экспериментальными данными, по сравнению с численными данными.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Zheng Z., Guo Z., Liu W. et al.* Low friction of superslippery and superlubricity // A review. Friction. 2023. V. 11. P. 1121.
2. *Meng Y., Xu J., Ma L. et al.* A review of advances in tribology // In 2020–2021. Friction. 2022. V. 10. P. 1443.
3. *Буяновский И.А., Хрущов М.М., Самусенко В.Д.* Алмазоподобные углеродные покрытия: трибологическое поведение при граничной смазке. Часть II. Смазка химически модифицированным слоем // Материаловедение. 2021. № 10. С. 3.
4. *Kim B.K., Hyun J.S., Kim Y.H. et al.* Effect of Boundary Layer Modification and Enhanced Thermal Characteristics on Tribological Performance of Alumina Nanofluids Dispersed in Lubricant Oil // Experimental Techniques. 2022. № 47. P. 737.
5. *Duan L., Li J., Duan H.* Nanomaterials for lubricating oil application // A review. Friction. 2023. V. 11. P. 647.
6. *Тохметова А.Б., Михеев А.В., Тананов М.А.* Исследования трибологических свойств моторного масла с содержанием фуллеренов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 4. С. 108.
7. *Тухтаров А.Р., Хузин А.А., Джемилев У.М.* Фуллеренсодержащие смазочные материалы: достижения и перспективы (обзор) // Нефтехимия. 2020. № 1. С. 125.
8. *Strohmaier A., Waters A.* Analytic properties of heat equation solutions and reachable sets // Math. Z. 2022. V. 302. P. 259.
9. *Hancock J.T., Khoshgoftaar T.M.* CatBoost for big data: an interdisciplinary review // J Big Data. 2020. V. 7. P. 94.
10. *Шрам В.Г., Агафонов Е.Д., Лысянников А.В., Лысянникова Н.Н.* Прогноз термоокислительных свойств смазочного масла с использованием методов машинного обучения // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2018. № 12. С. 576.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА. ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ

УДК 621.036:536.3:612.55

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В СИСТЕМАХ ОБОГРЕВА С ТКАНЫМИ ЭЛЕКТРОНАГРЕВАТЕЛЯМИ

© 2023 г. А. А. Шульженко[1,*]

[1]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия
**e-mail: aa_shulzhenko.01@mail.ru*

Поступила в редакцию 31.01.2023 г.
После доработки 13.04.2023 г.
Принята к публикации 20.04.2023 г.

В статье рассматривается способ воздействия на объект теплового сигнала, являющегося широкополосным сигналом ТГц-диапазона. Генерация сигнала осуществлялась тепловыделяющими элементами тканых электронагревателей на основе углеродных нитей. Воздействие тканых электронагревателей производилось контактным способом на отдельные участки объекта. Также с помощью сигнала ТГц-диапазона была получена неинвазивным путем количественная информация во времени о кожно-гальванических реакциях и др. Настоящая статья представляет интерес для специалистов, занимающихся в области теплофизики, материаловедения, физиологии, медицины и т.д.

Ключевые слова: тканый электронагреватель, углеродные (графитовые) нити, контактный обогрев, потовыделение, кожно-гальванические реакции, изменение сосудистого русла, микроциркуляция, ТГц-сигнал

DOI: 10.31857/S0235711923040132, **EDN:** XWQPHU

Тканые электронагреватели уже получили самое широкое распространение в различных сферах жизнедеятельности человека: при решении технических задач в отраслях промышленности, в медицине, в науке, в быту. Высокая эластичность, структурная идентичность с обычными тканями, возможность локального действия, теплофизические свойства тканых электронагревателей делают эти оригинальные элементы целого ряда машиностроительных технологий, востребованными и в новых инновационных направлениях медицины.

Довольно часто в качестве тепловыделяющих элементов в конструкциях тканых электронагревателей используют углеродные нити. Они имеют структуру графита [1].

Рассмотрим, как происходит, нагрев в графите. Кристаллическое тело в классической и квантовой теории представляется в виде системы независимых осцилляторов. Энергию каждого гармонического осциллятора, колеблющегося с частотой w, можно описать с помощью дискретных значений

$$E = \hbar w(n + 1/2),$$

где $n = 0, 1, 2, \ldots$ – квантовое число; $\hbar$ – постоянная Планка; $\hbar w$ – квант энергии колебания осциллятора, фонон.

Согласно [2–8], теплопроводность в графите обеспечивается в основном за счет фонон-фононного взаимодействия.

Энергетическое состояние фононов в углеродной нити – различное, поэтому они колеблются не с одной частотой. Их суммарные колебания представляют собой

спектр частот. Вычислить этот спектр – сложная задача. Для расчета энергии колебаний фононов используются различные упрощенные подходы. Так для расчета суммарной энергии всех осцилляторов в кристалле часто применяют, модель Бозе–Эйнштейна [5, 7, 8], отражающую степень участия фононов в тепловыделении

$$E_{\text{ph}} = \sum_{p} \sum_{k} [n(w_p(k)) + 1/2] \cdot \hbar w_p(k),$$

где $n(w_p(k))$ – среднее число фононов в состоянии $w_p(k)$ (функция распределения Бозе–Эйнштейна для фононов); p – поляризация фононов.

Используя квантовые представления о колебаниях атомов и модель одномерной цепочки, можно получить один из вариантов дисперсионного соотношения взаимодействия фононов [4–8]

$$w = 2 \cdot \sqrt{\frac{g}{m}} \left| \cos \frac{ka}{4} \right| \quad \text{или} \quad f_{\max} \approx \frac{1}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{g}{m}} \left| \cos \frac{ka}{4} \right|, \tag{1}$$

где g – упругая константа; m – масса атома; k – волновой вектор; a – целое число.

Исходя из выражения (1), была сделана оценка частоты колебаний при фонон-фононном взаимодействии. Она показала, что эта частота примерно равна $f_{\max} \approx 10^{13}$ Гц $\approx$ $\approx$ 10 ТГц. Эти значения частоты получены для оптической ветви решения, т.к. именно оптическая ветвь при фонон-фононном взаимодействии описывает инфракрасное излучение.

Сигналы, обладающие частотами порядка ~10 ТГц, относятся к длинноволновому инфракрасному частотному диапазону. Этот диапазон располагается в области распределения частот между оптическим (сотни ТГц) и электромагнитным (сотни ГГц).

Излучение предметов на уровне комнатной температуры также принадлежит именно к области терагерцового диапазона [4, 8].

Характерными свойствами волн, длинноволнового инфракрасного диапазона, согласно проведенным исследованиям [9–14], являются: **1**) низкая энергия воздействующего фотона, в результате чего не происходит фотоионизации биологических тканей, в отличии, например, от рентгеновских лучей. Поэтому, этот диапазон волн является безопасным, и для исследуемого биологического объекта, и для исследователя; **2**) высокий коэффициент поглощения в воде, о чем свидетельствует эксперимент, проведенный с использованием непрерывного терагерцового излучения [15].

В ходе которого было определено, что воздействующие волны ТГц-диапазона распространяются через пустой металлический сосуд и верхнюю часть наполовину заполненного водой металлического сосуда и не распространяются через нижнюю часть наполовину заполненного водой металлического сосуда. То есть, наличие влаги влияет на распространение волн ТГц-диапазона, и они не могут глубоко проникать в человеческое тело, в отличие, например, от микроволн. В связи с чем, длинноволновое инфракрасное излучение, в пределах создаваемых им температур, привычных, постоянно действующих на человека, не может причинить ему какой-либо существенный вред; **3**) прозрачность для данного диапазона различных диэлектрических материалов, таких как ткани, дерево, бумага, пластмассы и др.

Эти свойства делают такой диапазон привлекательным для использования при различных исследованиях человека. Однако, несмотря на его естественность, применение мод длинноволнового инфракрасного диапазона связано с определенными трудностями. К ним можно отнести то, что это излучение естественных терагерцовых источников не является когерентным, поэтому его нельзя применить для таких задач, как связь, локация, имиджинг, спектроскопия и т.п.

Если попытаться подойти к решению проблемы освоения ТГц-диапазона с помощью методов, практикуемых при создании полупроводниковой лазерной техники, то

трудности возникают из-за сложности формирования сигналов, возможности их детектирования из широкого спектра частотных сигналов, генерируемых источником.

При подходе к ТГц-диапазону со стороны ГГц-диапазона, также существуют проблемы, связанные с перемещением электронов, временем их пролета в СВЧ-приборе, где для повышения частоты необходимо использовать значительные электрические поля в малой области пространства пролета носителей, что вызывает технические затруднения [10, 11].

Поэтому, ТГц-диапазон в области 5–40 ТГц был отнесен к так называемому "частотному провалу", освоение которого началось и проводится только в настоящее время.

Попытки его освоения в большей степени идут в направлении использования методов создания квантовых приборов. Обычно, эти методы включают в себя следующие этапы: накачку – т.е. передачу энергии от внешнего источника в рабочую зону полупроводника и получение терагерцового сигнала за счет нелинейного преобразования высокоинтенсивного лазерного излучения в кристаллах и т.д.; выделение узкочастотного спектра сигнала; усиление этого сигнала, с целью повышения соотношения сигнал/шум и обеспечения необходимой мощности для передачи его через некоторое пространство на исследуемый объект; принятие сигнала приемником, сопоставление посланного и обратного сигналов; дальнейшую его обработку. На сегодняшний день имеется информация о серийно выпускаемых устройствах в диапазоне ~100 ТГц и создании единичных устройств на уровне лабораторных образцов, работающих на более низких частотах в ТГц-диапазоне, но только до частот порядка 30 ТГц [10–12, 16, 17].

Однако, при создании устройств, генерирующих сигнал в диапазоне порядка 5–40 ТГц, который предполагается использовать, в том числе, и для исследования реакции человека, можно пойти и по другому пути, описание которого является целью настоящей статьи.

Возьмем тканые электронагреватели с тепловыделяющими элементами на основе углеродных нитей.

Термографический снимок (рис. 1), полученный с помощью тепловизора фирмы FLIR со спектральной чувствительностью 7.7–9.3 Мкм, дает представление о температурном распределении теплового поля по поверхности тканого электронагревателя, расположенного на столе. В качестве тепловыделяющих элементов служат углеродные нити. Как хорошо видно, температура углеродных нитей превышает комнатную температуру, в данном случае, равную 20.5°С. Инфракрасный широкополосный ТГц-сигнал в углеродных нитях, обеспечивающий превышение комнатной температуры, как и в других полупроводниках, вырабатывается путем фонон-фононного взаимодействия, вызванного генерацией неравновесных фононов при непрерывном воздействии внешнего источника постоянного электрического поля.

Конечно, хотя такой сигнал и обладает высокой проникающей способностью, как в воздушной среде, так и при прохождении толщи тканей, он не обладает достаточной мощностью, чтобы его можно было использовать на значительном расстоянии. Детектировать этот сигнал сложно, а построить усилитель для такого широкополосного сигнала затруднительно. Поэтому, здесь предлагается другой подход. Во-первых, отказаться от детектирования и усиления сигнала, а использовать непрерывный маломощный широкополосный сигнал собственно нагревателя. Во-вторых, минимизировать расстояние между источником сигнала и объектом, на который направлено действие нагревателей, что обеспечивает рост эффективности нагрева. То есть, осуществлять передачу энергии на объект не излучением, а путем теплопроводности, контактным способом.

Этот способ можно применять при исследовании человека. Следует отметить, что человек, его тепловая система, сама генерирует аналогичный, широкополосный тепловой сигнал [4, 5, 9, 18].

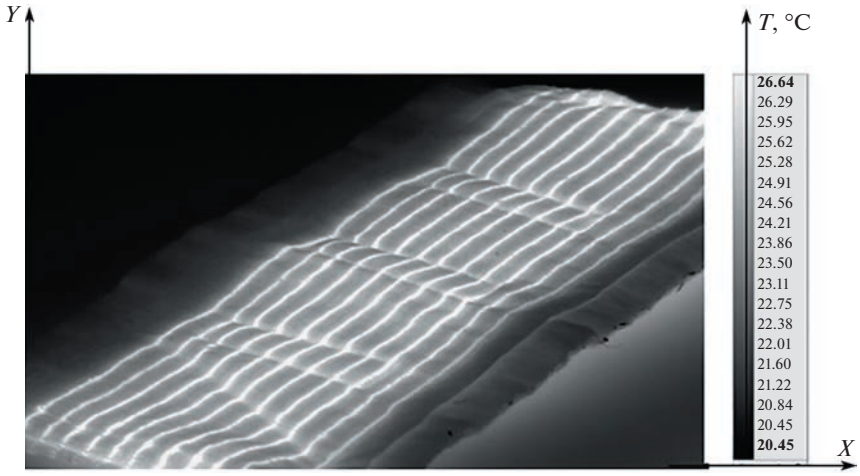


Рис. 1. Изменение температуры на поверхности тканого электронагревателя.

При использовании способа тканными электронагревателями создается уровень сигнала, способный вызвать ответную реакцию, т.к. при определенных температурах воздействующего теплового сигнала происходит потовыделение и другие явления, связанные с изменением содержания влаги в верхних слоях тела, что сильно влияет на распространение ТГц-волн.

В результате, такого поведения волн ТГц-диапазона при исследовании человека в области воздействующего источника широкополосного сигнала становится возможным получать не только сигнал, характерный для источника, а более сложный сигнал, представляющий собой сумму тепловых сигналов, включающих и отклики от исследуемого человека, влияющие на уровень суммарного сигнала в этом же частотном диапазоне.

Проведем эксперимент. Расположим тканый электронагреватель на поверхности тела человека, но оставим между тканым электронагревателем и телом человека небольшой промежуток. Термопару разместим непосредственно на тканом электронагревателе. При подаче теплового сигнала определенного уровня, 33–38°С, с поверхности тканого электронагревателя на поверхность тела со стороны человека наблюдается обратная реакция [19]. Эта реакция связана с такими явлениями, как потовыделение и его испарение. Согласно проведенным исследованиям эта реакция сама так же представляет собой колебательный процесс, т.к. происходит, то выделение пота, то его испарение. На рис. 2, кривая *1* показано изменение температуры в области тканого электронагревателя, зафиксированное термопарой. Выделение пота и его испарение вызывает изменение коэффициента теплопроводности в промежутке между телом человека и тканым электронагревателем во времени, т.к. влага является серьезным препятствием для распространения сигнала длинноволнового инфракрасного диапазона. Поэтому, можно записать, что $\lambda = \lambda(t)$.

При подаче более мощного теплового сигнала со стороны тканого электронагревателя, от 33°С до температуры, превышающей 38°С, возникает новый отклик со стороны тела человека [20]. Этот отклик отслеживается этой же термопарой, расположенной на поверхности тканого электронагревателя (рис. 2, кривая *2*).

Он фиксирует сначала процесс потовыделения. А затем, в нашем случае, начиная с 56 минуты, при превышении температуры в области тканого электронагревателя 38.4°С, одновременно, и процесс потовыделения, и явления, связанные с изменения-

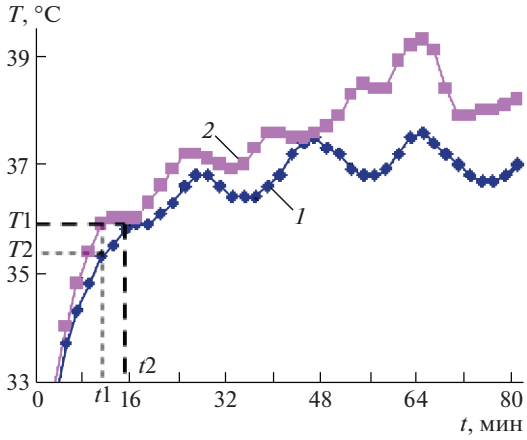


Рис. 2. График зависимости температуры в области тканого электронагревателя, находящегося на поверхности тела человека, от времени, полученной экспериментальным путем при различных уровнях воздействующего сигнала: *1* – при максимальном уровне меньше 38°C; *2* – при максимальном уровне больше 38°C.

ми сосудистого русла на поверхности тела человека. Изменения сосудистого русла отражают: сужения сосудов, ведущих внутрь тела и расширения периферийных сосудов тела; увеличения объемной скорости кожного кровотока; увеличения объема циркулирующей крови в подкожных кровеносных сосудах и т.д. Таким образом, в дополнение к изменениям коэффициента теплопроводности, связанного с потовыделением, изменения сосудистого русла приводят к изменениям коэффициента теплоотдачи в тело человека. Его можно записать $\alpha = \alpha_{ch}(t)$.

Изменения коэффициента теплоотдачи, в свою очередь, вызывают температурные изменения на поверхности тела человека $\Delta T = (\Delta T_{ch}(t) - \Delta T_{ch1})$, где ΔT_{ch1} – температура тела человека в начальном состоянии, при комнатной температуре.

Так как температура тканого электронагревателя меняется во времени (растет по обратно экспоненциальному закону [21]), то это влияет на изменение длительности периода колебаний реакции во времени при потовыделении [22]. Однако, эти изменения невелики. В среднем частота колебаний, вызванных потовыделением, составляет $w_p = 2\pi f_p = 2\pi(1/t_ч)$. Согласно экспериментальным данным (рис. 4), $f_p \approx 10^{-3}$ Гц, а период – $t_ч \approx 10^3$ с.

Можно отметить, что низкочастотные сигналы откликов человека являются модулирующими сигналами, а широкополосные ТГц-сигналы, формируемые ткаными электронагревателями и человеком в пределах тепловой системы, представляющей собой тонкую стенку, – несущими.

Сопоставляя низкочастотные сигналы с ТГц-частотами воздействующего теплового сигнала, а точнее с их обратными величинами – временем релаксаций носителей энергии и длительностью (периодом) обратных реакций, очевидно, что справедливо соотношение

$$t_ч \gg \tau, \qquad (2)$$

где $t_ч$ – время протекания одного периода тепловых процессов, вызванных реакцией человека; τ – время релаксации носителей энергии.

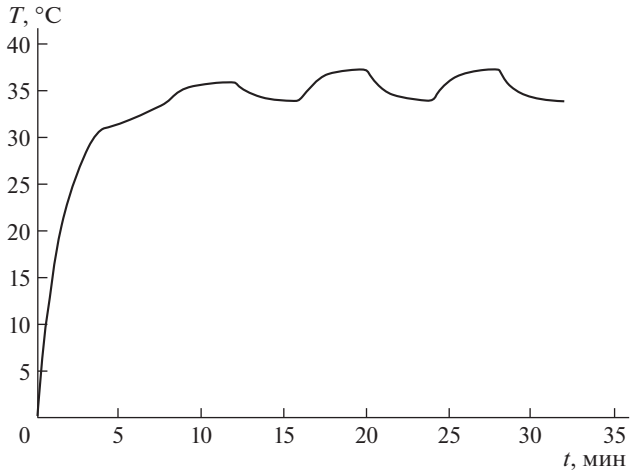


Рис. 3. График изменения температуры, полученный с помощью тепловой модели на поверхности нагревателя при небольшом уровне теплового воздействия.

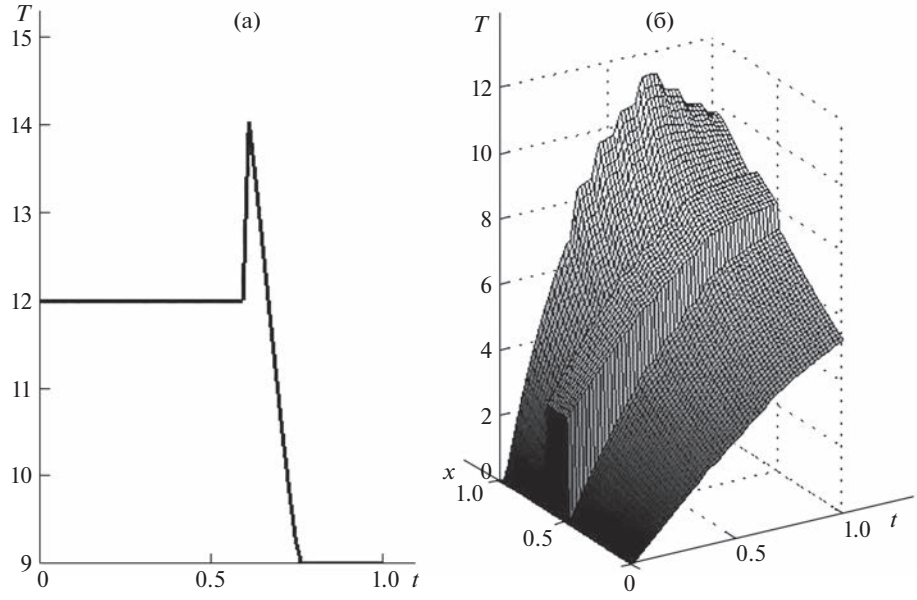


Рис. 4. График изменения температуры во времени, полученный с помощью тепловой модели на поверхности нагревателя при более высоком уровне теплового воздействия, более 38°С: (а) – модель воздействующего со стороны человека теплового сигнала; (б) – характер изменения теплового поля во времени и по пространству тонкой стенки.

Длительность отклика на тепловой сигнал, связанная с изменением сосудистого русла, как и в случае с потовыделением, также намного превышает время релаксации носителей.

При таком временном соотношении (2) для описания тепловых процессов, связанных с реакцией человека, можно использовать классический вариант уравнения Фурье [5, 7, 8].

Тогда температурные изменения на поверхности тела человека под воздействием тканых электронагревателей в тонкой стенке, состоящей из промежутка между телом человека и тканым электронагревателем, толщины тканого электронагревателя и теплоизоляционного слоя между тканым электронагревателем и внешней средой, можно описать в виде смешанной задачи Коши с переменными внешними условиями

$$
\begin{cases}
\Delta T = \Delta T_{ch} = \Delta T_{ch1} \quad \text{при} \quad 0 = t, \quad x = x_0, \\
\Delta T = \Delta T_{ch}(t), \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_0, \\
\Delta T = \Delta T_{sr} = 0 \quad \text{при} \quad t = 0, \quad x = x_3, \\
-\lambda_1 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial x} = -\alpha_{ch}(\Delta T_{ch}(t) - \Delta T_{ch1}) \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_0, \\
\rho_1 c_1 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial t} = \dfrac{\partial}{\partial x}(\lambda_1(t) \dfrac{\partial \Delta T}{\partial x}) \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x_0 < x < x_1, \\
-\lambda_1 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial x}\Big|_{\overline{x = x_1}} = -\lambda_2 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial x}\Big|_{\overline{x = x_1}} \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_1, \\
\Delta T_{h1}(t, x) = \Delta T_{i1}(t, x) \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_1, \\
\rho_2 c_2 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial t} = \lambda_2 \dfrac{\partial^2 \Delta T}{\partial x^2} + q_v \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x_1 < x < x_2, \\
-\lambda_2 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial x}\Big|_{\overline{x = x_2}} = -\lambda_3 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial x}\Big|_{\overline{x = x_2}} \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_2, \\
\Delta T_{h2}(t, x) = \Delta T_{i2}(t, x) \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_2, \\
\rho_3 c_3 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial t} = \lambda_3 \dfrac{\partial^2 \Delta T}{\partial x^2} \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x_2 < x < x, \\
-\lambda_3 \dfrac{\partial \Delta T}{\partial x} = -\alpha_{sr} \Delta T \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_3,
\end{cases}
\tag{3}
$$

где λ_1 – коэффициент теплопроводности среды промежутка между телом человека и тканым электронагревателем; α_{ch} – теплоотдача в тело человека; ρ_1 – плотность среды промежутка; c_1 – теплоемкость среды промежутка; λ_2 – коэффициент теплопроводности материала нагревателя; ρ_2 – плотность материала теплового источника; c_2 – теплоемкость материала теплового источника; x_1 – координата по оси X на поверхности нагревателя со стороны промежутка; ΔT_{h1} – разность температур со стороны промежутка в точке x_1 и внешней среды; ΔT_{i1} – разность температур нагревателя в точке x_1 и внешней среды; x_2 – координата по оси X на поверхности нагревателя со стороны теплоизоляционного слоя; ΔT_{h2} – разность температур на поверхности нагревателя со стороны нагревателя и внешней среды; ΔT_{i2} – разность температур на поверхности нагревателя со стороны теплоизоляционного слоя и внешней среды; λ_3 – коэффициент теплопроводности материала теплоизоляционного слоя; α_{sr} – теплоотдача во внешнюю среду; x_3 – координата по оси X на внешней поверхности теплоизоляционного слоя.

Построение тепловых моделей процессов потовыделения и его испарения на основе математического моделирования этого процесса, приведенные в [22] (рис. 3), подтвердили совпадение с экспериментально полученными изменениями температур на поверхности тканого электронагревателя (рис. 2).

Повышение уровня воздействующего электрического поля приводит по сравнению с более слабым воздействующим сигналом за одно и то же время к росту скорости генерации неравновесных фононов в тепловыделяющих элементах тканого электрона-

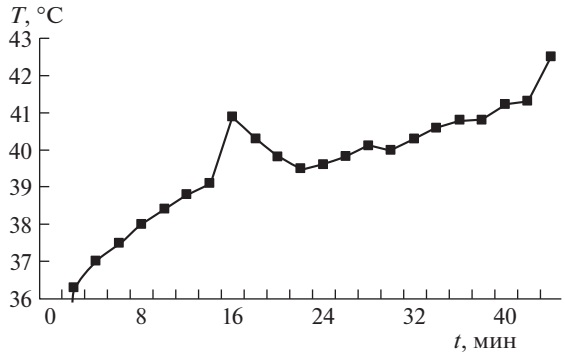


Рис. 5. Изменение температуры на поверхности тела человека при подаче теплового сигнала более мощного, чем вызывающего только потовыделение.

гревателя. Кроме того, при росте уровня воздействующего электрического поля происходит уменьшение времени фононной релаксации, приводящей к повышению частоты теплового сигнала, что, в свою очередь, дополнительно вызывает некоторое повышение скорости его распространения [3–5]. Эти эффекты подтверждают результаты опытов, продемонстрированные на рис. 2. Наблюдается более быстрый рост уровня суммарного сигнала до значения T_1 на кривой *2* при максимальном уровне воздействующего сигнала нагревателя более 38°С за время t_1, по сравнению с уровнем T_2 на кривой *1* при максимальном уровне воздействующего сигнала нагревателя менее 38°С за то же время t_1, показанном на рис. 2. Следует отметить, что время t_1 наступления реакции в виде потовыделения на кривой *2* меньше по сравнению с временем t_2 на кривой *1*.

Используя данные (рис. 2, кривая *2*), было сделано математическое описание этого сигнала, дающее представление о форме и уровне сигнала-отклика, формирующегося на поверхности тела человека. Модель этого сигнала была подана со стороны тела человека на модель тонкой стенки, представляющую собой: промежуток между телом человека и нагревателем, нагреватель и теплоизоляционный слой, отделяющий нагреватель от внешней среды. Математическое описание тепловых процессов в тонкой стенке с учетом воздействующего сигнала представлено выражением (3). На основании выражения (3) была разработана программа. Смоделированный сигнал (рис. 4а), подаваемый со стороны тела человека на модель тонкой стенки, не просто изменился во времени по амплитуде, а и по форме (рис. 4б). Такое изменение обусловлено тем, что в области тонкой стенки этот сигнал представляет собой не только “чистый” сигнал, отражающий реакцию на изменение сосудистого русла, а суммарный сигнал в данной среде, включающий и сигнал, связанный с потовыделением. Результаты имитационного моделирования, проведенные на основе программы и показанные на рис. 5, близки к результатам натурных испытаний (рис. 2, кривая *2*).

Еще один результат. Проводя эксперимент, в ходе которого осуществлялось тепловое воздействие непосредственно на тело человека, без промежутка между телом человека и тканым электронагревателем, была получена реакция тела, отражающая изменения периферийной микроциркуляции (рис. 5). Она подтвердила результаты проведенного моделирования (рис. 4) и хорошо коррелируется с исследованиями, ранее полученными методом плетизмографии [23].

Выводы. Тканый электронагреватель с тепловыделяющими элементами в виде углеродных нитей, используемый для обогрева изделий технического назначения, мож-

но применять и для исследования человека. При этом воздействующий широкополосный сигнал длинноволнового инфракрасного частотного диапазона формировался путем фонон-фононного взаимодействия и передавался на тело человека контактным способом.

Использование такого способа позволило получить экспериментально при различных уровнях воздействия внешнего источника электрического поля количественные, температурные данные о реакциях человека во времени в виде потовыделений и изменений сосудистого русла на поверхности тела человека.

Результаты теплового воздействия подтверждают факт хорошего распространения ТГц-волн в тонкой стенке, расположенной между телом человека и внешней средой, и заполненной воздухом, ткаными материалами, и поглощения их влагой за счет потовыделения и изменений сосудистого русла на поверхности тела человека.

Хотя процессы по генерации тепловых сигналов и относятся к ТГц-диапазону, однако, отклики на них представляют собой модулирующие низкочастотные сигналы $\sim 10^{-3}$ Гц.

Низкочастотный характер ответного сигнала делает возможным использование: при измерениях – чувствительных элементов типа термопар, а при тепловых расчетах – классический вариант уравнения Фурье.

Экспериментальные результаты подтверждают, что с ростом уровня воздействующего сигнала со стороны тканого электронагревателя сокращается время наступления реакции у человека на этот сигнал.

Такое устройство и расположение тканых электронагревателей на поверхности тела человека, их тепловое воздействие обеспечило неинвазивный характер получения информации в виде температурных изменений.

Метод, в котором используются недорогие тканые электронагреватели и термопары, позволяет обеспечить удобную дальнейшую обработку информации.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Работа выполнялась в рамках плана работ института.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Технические характеристики продукции ООО “УВИКОМ”. Проспект. МО: ООО УВИКОМ, 1997.
2. *Ансельм А.И.* Введение в теорию полупроводников. М.: Изд. “Мир”, 1978. 616 с.
3. *Винтайкин Б.Е.* Физика твердого тела. Учебное пособие. М.: Изд. МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008. 360 с.
4. *Гуревич А.Г.* Физика твердого тела. Учебное пособие для вузов. СПб.: Невский диалект, БХВ-Петербург, 2004. 320 с.
5. *Дмитриев А.С.* Введение в нанотеплофизику. М.: ВИНОМ. Лаборатория знаний, 2015. 790 с.
6. *Рейсленд Дж.* Физика фононов. М.: Изд. “Мир”, 1975. 368 с.
7. *Zhang Z.* Nano/microscale Heat Transfer. N.Y.: McGraw – Hill, 2007. 761 с.
8. *Lee Y.-S.* Principles of Terahertz Science and Technology. N.Y.: Springer Science+Business Med, 2009. 340 с.
9. *Андреев Р.С.* Взаимосвязь характеристик инфракрасного температурного портрета с метаболическими показателями у спортсменов: Дис. ... канд. биол. наук. М.: ГЦОЛИФК. 2013. 116 с.
10. *Царев М.В.* Генерация и регистрация терагерцового излучения ультракороткими лазерными импульсами: Учебное пособие. Н. Новгород: Нижегородский госуниверситет, 2011. 75 с.
11. *Кочкуров Л.А.* Генерация терагерцового излучения методами внутрирезонаторного преобразования частоты в двухволновых полупроводниковых и волоконных лазерах: Дис. ... канд. физ.-мат. наук. Саратов: СГТУ, 2016. 112 с.

12. *Carter M.* Armstrong. The Truth About Terahertz. IEEE Spectrum, 20 Aug 2012 // IEEE Spectrum. http://spectrum.ieee.org/aerospace/military/the-truth-about-terahertz
13. *Черкасова О.П., Сердюков Д.С., Ратушняк А.С., Немова Е.Ф., Козлов Е.Н., Шидловский Ю.В., Зайцев К.И., Тучин В.В.* Механизмы влияния терагерцового излучения на клетки (обзор) // Оптика и спектроскопия. 2020. Т. 128. № 6. С. 852.
14. *Irving P.* Herman Physics of the Human Body. N.Y.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007. 845 c.
15. *Zhang X.C., Xu J.* Introduction to THz Wave Photonics. N.Y.: Springer, 2010. 248 p.
16. *Иляков И.Е.* Исследование новых схем генерации и детектирования терагерцового излучения, основанных на взаимодействии фемтосекундных лазерных импульсов твердотельными и газовыми средами: Дис. ... канд. физ.-мат. наук. Н. Новгород: ИПФ РАН, 2015. 123 с.
17. *Кульчицкий Н.А., Наумов А.В., Старцев А.В., Демьяненко М.А.* Современное состояние и перспективы детекторов в терагерцовом диапазоне. Часть 1. Прямое детектирование терагерцового излучения // Успехи прикладной физики. 2021. Т. 9. № 1. С. 68.
18. *Хохлов Д.Р.* Т-лучи: физика и возможности применения. URL: https//phys.msu.ru (Дата обращения 23.01.2023).
19. *Шульженко А.А., Модестов М.Б.* Моделирование тепловых процессов в нагревательной системе // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2021. № 2. С. 116. https://doi.org/10.31857/S0235711921020140
20. *Шульженко А.А., Модестов М.Б.* Моделирование тепловых процессов при переменных краевых условиях в многослойной тонкой стенке: человек–тканый электронагреватель–внешняя среда // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2022. № 5. С. 75. https://doi.org/10.31857/S0235711922040137
21. *Жуковский В.С.* Основы теории теплопередачи. Л.: Энергия, 1989. 224 с.
22. *Шульженко А.А., Модестов М.Б.* Моделирование реакции человека на тепловое воздействие // Вестник научно-технического развития. 2017. № 5. С. 23.
23. *Eugene H.* Vissler Human. Temperature. Control. B. Springer, 2018. 425 c.