СОДЕРЖАНИЕ

МЕХАНИКА МАШИН

Декомпозиция центральной пульсовой волны в сердечно-сосудистой системе человека	
Р. Ф. Ганиев, Д. Л. Ревизников, А. Н. Рогоза, Ю. В. Сластушенский, Л. Е. Украинский	3
Автопараметрические колебания при запаздываниях в силах упругости и трения	
А. А. Алифов	9
О динамических свойствах гасителя крутильных колебаний с магнитными ударными парами А. М. Булков, Ю. М. Заимпалии	17
Исследование колебаний винтового стержня в условиях вихревого обтекания Г. А. Щеглов	25
НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАШИН И КОНСТРУКЦИ	1Й
Оценка остаточных напряжений в стальных изделиях магнитными методами	
С. М. Задворкин, Л. С. Горулева	33
Методика расчета технологических напряжений для упреждения коробления композитных изделий	
Л. П. Шабалин, Е. А. Пузырецкий, И. Н. Сидоров, А. М. Гирфанов	52
Особенности сварки и пайки сплавов, обладающих эффектом памяти формы	62
Д. У. Хасьянова	03
Ф. Г. Нахатакян	69
НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ	
Получение биоразрушаемых пленочных материалов на основе крахмала для пролонгированного высвобождения биологически активных соединений с применением волновой технологии <i>С. Р. Ганиев, В. П. Касилов, О. Н. Кислогубова,</i>	
О. А. Бутикова, Н. Е. Кочкина	77
Разработка новых конструкционных керамических материалов на основе карбида кремния для изделий сложной геометрии	
М. А. Марков, А. В. Красиков, И. Н. Кравченко, М. Н. Ерофеев, А. Д. Быкова, А. Н. Беляков	81
Радиальная трехступенчатая силовая турбина В. А. Гусаров, Д. Ю. Писарев, Е. В. Гусарова	88
Обработка крупногабаритного бандажа цементной печи станкороботом С. Н. Санин, Н. А. Пелипенко	96
Моделирование тепловых процессов в нагревательной системе <i>А. А. Шульженко, М. Б. Модестов</i>	104

= МЕХАНИКА МАШИН =

УДК 532.59

ДЕКОМПОЗИЦИЯ ЦЕНТРАЛЬНОЙ ПУЛЬСОВОЙ ВОЛНЫ В СЕРДЕЧНО-СОСУДИСТОЙ СИСТЕМЕ ЧЕЛОВЕКА

© 2021 г. Р. Ф. Ганиев¹, Д. Л. Ревизников^{1,2}, А. Н. Рогоза³, Ю. В. Сластушенский^{1,2,*}, Л. Е. Украинский¹

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ² Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет), Москва, Россия

³ Национальный медицинский исследовательский центр кардиологии Минздрава РФ, Москва, Россия *e-mail: slastushenskiy@mosinter.net

> Поступила в редакцию 14.09.2020 г. После доработки 18.11.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

Представлен подход к исследованию волновых процессов в сердечно-сосудистой системе человека с целью выявления в комплексном сигнале пульсовой волны давления составляющих компонент — прямой и отраженной волн. Это дает возможность вычисления времени пробега и скорости пульсовой волны — показателей, играющих установленную роль в диагностике и прогнозе сердечно-сосудистых заболеваний. Тестирование подхода основано на сочетании методов измерения пульсовой волны с последующей математической обработкой эмпирических данных и методов прямого численного моделирования гемодинамических процессов в артериальном дереве.

Ключевые слова: сердечно-сосудистая система, пульсовая волна, артериальное дерево, алгоритм декомпозиции сигнала, контурный анализ, время пробега **DOI:** 10.31857/S0235711921020048

Формирование центральной пульсовой волны в сердечно-сосудистой системе человека. Анализ и моделирование пульсовых волн артериальной системы крупных кровеносных сосудов лежат в основе целого ряда современных методов и средств диагностики заболеваний сердечно-сосудистой системы человека. Этот вопрос подробно освещен авторами в работах [1–3]. Современный уровень развития теоретической базы и измерительной аппаратуры позволяет сделать вывод о том, что одним из главных механизмов формирования систолического и диастолического артериального давления в сердечно-сосудистой системе является взаимодействие прямой и отраженных пульсовых волн. Детальный анализ волновых процессов и их роли в формировании величин давления приведен в известных монографиях [4, 5], а также в ряде публикаций [6–9].

Согласно современным представлениям одним из важнейших показателей, характеризующих состояние сердечно-сосудистой системы человека и являющимся сильным предиктором развития всех вариантов кардиоваскулярных осложнений у различных категорий людей, является скорость распространения пульсовой волны [6]. Во многом это обусловлено прямой связью данной величины с эластическими свойствами артериальных стенок (в первую очередь, жесткостью). Скорость распространения пульсовой волны можно легко вычислить по результатам одновременного измерения волновых профилей давления на различных участках артериальной системы, но этот метод требует специального, метрологически обеспеченного оборудования. В ходе измерений с помощью подобной регистрирующей аппаратуры удается с минимальными временными затратами определить только форму (профиль) пульсовой волны в одной из периферийных артерий (лучевая, плечевая, сонная и др.). Поэтому альтернативный подход связан с синтезом профиля пульсовой волны давления в аорте по измерениям на периферии и последующим разложением центральной пульсовой волны на прямую и отраженную [7]. Строго говоря, в артериальной системе реализуются множественные отражения от несогласованных бифуркаций, выраженных градиентов жесткости и диаметра, а также резистивных сосудов. Однако доминирующую роль в формировании аортальной пульсовой волны играют отражения в зоне бифуркации нижних конечностей, что позволяет успешно использовать модель единой (эффективной) отраженной волны.

Важнейшей задачей анализа волновых процессов в артериальной системе является декомпозиция сигнала в аорте, т.е. выделение в комплексном сигнале пульсовой волны давления двух составляющих компонент — прямой и отраженной волн, и вычисление на основе полученной информации показателей, играющих определяющую роль в диагностике сердечно-сосудистых заболеваний (скорость распространения пульсовой волны, индекс аугментации, терминальное сопротивление и т.п.).

Алгоритм приближенной декомпозиции. Задача декомпозиции состоит в анализе профиля центральной пульсовой волны с целью выделения в комплексном сигнале прямой и отраженной волн. Разработке приближенных методов декомпозиции посвящены публикации [8, 9]. В настоящей статье за основу взят приближенный метод декомпозиции [8], опирающийся на данные контурного анализа профилей центральной и периферийной пульсовых волн.

В результате измерений с помощью регистрирующей аппаратуры известен профиль пульсовой волны в одной из периферийных артерий. Получила экспериментальное подтверждение приемлемая точность перехода от измеренного профиля в периферийной артерии к профилю пульсовой волны в аорте, осуществляемого путем спектрального разложения исходного сигнала и последующего использования обобщенной передаточной функции [7].

В разработанном подходе контурный анализ пульсовой волны представляет собой выделение первого и второго систолических пиков P_1 и P_2 и определение продолжительности выброса, т.е. момента окончания систолы P_3 . Первые две точки определяются по синтезированному профилю аортальной волны $W_a(j), 1 \le j \le N$, а третья — по профилю периферийной волны $W_n(j), 1 \le j \le N$.

Нахождение локального максимума кривизны периферийной пульсовой волны с наибольшим значением кривизны после глобального максимума функции позволяет определить момент окончания систолы P_3 , а изучение локальных минимумов кривизны аортальной пульсовой волны до точки P_3 дает возможность выделить из них первый и второй систолические пики P_1 и P_2 (рис. 1).

Затем по этим данным строится приближенная кусочно-линейная дискретная функция расхода крови $Q(j), 1 \le j \le N$

$$Q(j) = \begin{cases} Q \frac{j}{P_1}, & 1 \le j \le P_1, \\ Q \frac{P_3 - j}{P_3 - P_1}, & P_1 < j \le P_3, \\ 0, & P_3 < j \le N. \end{cases}$$



Рис. 1. Контурный анализ пульсовой волны. Измеренный профиль пульсовой волны на периферии (*I*) и синтезированный профиль пульсовой волны в аорте (*2*).

Значение пика расхода Q не оказывает влияния на результат декомпозиции, поэтому Q можно выбрать произвольно. В дальнейшем полагается Q = 100.

Для дальнейшего проведения декомпозиции используется спектральное представление центральной пульсовой волны $W_a(j), 1 \le j \le N$.

Пусть G_s и G_f – интервал используемых для декомпозиции гармоник.

Согласно [4] для организма человека самая значимая информация об импедансных соотношениях содержится в области номеров гармоник в интервале между $G_s = 4$ и $G_f = 7$.

Осуществляется дискретное преобразование Фурье функций давления и расхода крови, после чего с использованием импедансных соотношений конструируются приближенные профили прямой и отраженной волн. С этой целью вычисляется среднее значение отношения амплитуд давления A^{P} и расхода крови A^{Q} для гармоник с G_{s} по G_{f}

$$q = \frac{\sum_{i=G_s}^{G_f} \frac{A_i^P}{A_i^Q}}{G_f - G_s + 1}.$$

После этого выполняется предварительное разложение $W_a(j) = W_f(j) + W_b(j)$ аортальной пульсовой волны на прямую и отраженную волны по формулам

$$\begin{cases} W_f(j) = \frac{W_a(j) + q \cdot Q(j)}{2}, \\ W_b(j) = \frac{W_a(j) - q \cdot Q(j)}{2}. \end{cases}$$

Окончательные профили формируются с помощью масштабирующих процедур. Осуществляется уточнение полученного результата с учетом соблюдения условия $W_f(j) + W_b(j) = W_a(j), 1 \le j \le N$.

Во-первых, из физических соображений отраженная волна до точки P_1 отсутствует: $W_b(j) = W_b(1), W_f(j) = W_a(j) - W_b(j), 1 \le j \le P_1.$



Рис. 2. Приближенная декомпозиция аортальной пульсовой волны (*1*) на прямую (*2*) и отраженную (*3*) пульсовые волны.

Во-вторых, убывание прямой волны между точками P_1 и P_3 должно начинаться со значения $W_a(P_1)$, т.е. должно быть корректно отмасштабировано

$$\begin{split} W_f(j) &= W_f(j) \bigg(\frac{(r-1)(P_3 - j)}{P_3 - P_1} + 1 \bigg), \quad W_b(j) = W_a(j) - W_f(j), \quad P_1 + 1 \le j \le P_3, \\ r &= \frac{W_f(P_1)}{W_f(P_1 + 1)}. \end{split}$$

В итоге получается искомая приближенная декомпозиция. Пример подобной декомпозиции приведен на рис. 2, где представлены рассчитанные профили прямой и отраженной волн.

Скорость распространения пульсовой волны. Итоговое время пробега пульсовой волны (в одну сторону, до периферии) вычисляется на основе кросскорреляционного анализа прямой и отраженной волн.

Сначала отраженная волна масштабируется до высоты прямой волны

$$W_b(j) = W_b(1) + (W_b(j) - W_b(1)) \cdot \frac{W_f^{\max} - W_f(1)}{W_b^{\max} - W_b(1)}, \quad 1 \le j \le N - 1$$

При этом последняя точка отбрасывается с целью выполнения условия периодичности.

Затем выполняется кросс-корреляция прямой и отраженной волны для нахождения такого дополнительного сдвига волн *s*, при котором корреляция была бы максимальна

$$s = \arg \max_{i=1}^{N-1} \sum_{j=1}^{N-1} W_f(j) \cdot W_b((j+i) \mod(N)).$$

Пример работы алгоритма приведен на рис. 3, где представлены результаты кросскорреляционного анализа прямой и отраженной волн.

Искомое время пробега пульсовой волны в одну сторону в секундах определяется как $T = \frac{s\tau}{2}$, где τ – интервал времени между точками сигнала (типичный для современной измерительной аппаратуры интервал времени – $\tau = 0.001$ с).

где



Рис. 3. К определению времени пробега пульсовой волны. Кросс-корреляция рассчитанных прямой (*I*) и отраженной (*2*) пульсовых волн.



Рис. 4. Декомпозиция центральной пульсовой волны. Исходный сигнал в аорте (1), точные (2, 3) и приближенные (4, 5) профили прямой и отраженной волн.

Скорость пульсовой волны тогда легко вычисляется, если известно пройденное пульсовой волной расстояние, которое зависит от анатомических характеристик пациента.

Тестирование алгоритма. Особенностью развиваемых авторами методов и средств исследования волновых процессов в сердечно-сосудистой системе человека является использование современных высокоточных методов измерения и обработки пульсовой волны в сочетании с методами прямого численного моделирования гемодинамических процессов в артериальном дереве [1, 2]. Последние позволяют в вычислительных экспериментах для заданных условий напрямую воспроизвести такие важные с точки зрения диагностики заболеваний сердечно-сосудистой системы эффекты, как взаимодействие прямой и отраженных пульсовых волн, аугментацию и амплификацию пульсовой волны, гистерезис, характерный для вязкоупругого поведения сосудистых оболочек, зависимость скорости распространения волн от нагрузки и состояния сосудистой системы, а также получить точное разложение пульсовой волны на прямую и отраженную волны. Таким образом, появляется возможность верификации

приближенных алгоритмов декомпозиции. На рис. 4 представлено сравнение прямой и отраженной пульсовых волн, рассчитанных путем решения уравнений гемодинамики с постановкой неотражающего условия на правой границе, и результатов, полученных с помощью приближенного алгоритма декомпозиции. В целом, наблюдается хорошее согласование волновых профилей. При этом отличие в вычисленных различными методами временах пробега пульсовой волны составляет около 7%, что вполне приемлемо для сфигмографического анализа.

Таким образом, модифицирован и опробован на реальных примерах алгоритм декомпозиции центральной пульсовой волны в сердечно-сосудистой системе человека. Это позволяет на основе сфигмографической информации расчетным путем определять время пробега и скорость пульсовой волны. Проведена верификация алгоритма декомпозиции на профилях, полученных прямым компьютерным моделированием, для которых известно точное разложение пульсовой волны на прямую и обратную.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Ганиев Р.Ф., Ревизников Д.Л., Рогоза А.Н., Сластушенский Ю.В, Украинский Л.Е. Анализ и диагностика сердечно-сосудистой системы человека на принципах нелинейной волновой механики // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 2. С. 96.
- 2. Ганиев Р.Ф., Ревизников Д.Л., Рогоза А.Н., Сластушенский Ю.В, Украинский Л.Е. Волновые процессы в сердечно-сосудистой системе человека: измерительный комплекс, вычислительные модели и диагностический анализ // Доклады академии наук (Физика). 2017. Т. 473. № 3. С. 291.
- 3. Астраханцева Е.В., Гидаспов В.Ю., Пирумов У.Г., Ревизников Д.Л. Численное моделирование гемодинамических процессов в артериальном дереве. Исследование влияния пережатия сосуда на параметры течения // Математическое моделирование. 2006. Т. 18. № 8. С. 25.
- 4. *Caro C.G., Pedley T.J., Schroter R.C., Seed W.A.* The Mechanics of the Circulation. Second Edition. Cambridge University Press, 2012. 523 p.
- 5. Pedley T.J. The Fluid Mechanics of Large Blood Vessels. Cambridge University Press, 2008. 464 p.
- 6. *Бойцов С.А*. Что нового дает нам информация о жесткости стенки артерий и об отраженной пульсовой волне? // Российский физиологический журнал им. И.М. Сеченова. 2009. Т. 95. № 5. С. 516.
- Karamanoglu M., O'Rourke M.F., Avolio A.P., Kelly R.P. An analysis of the relationship between central aortic and peripheral upper limb pressure waves in man // European Heart Journal. 1993. V. 14. P. 160.
- 8. *Qasem A., Avolio A.* Determination of Aortic Pulse Wave Velocity from Wavefront Decomposition of the Central Aortic Pressure Pulse // Hypertension. 2008. V. 51. P. 188.
- Huang S.C., Jan H.Y., Lin W.C., Tsia C.L., Lin K.P. Evaluation of Decomposition Analysis on Multi-Models for Digital Volume Pulse Signal // Jaffray D.A. (eds), World Congress on Medical Physics and Biomedical Engineering, June 7–12, 2015, Toronto, Canada. IFMBE Proceedings. 2015. V. 51. P. 1731.

= МЕХАНИКА МАШИН ==

УДК 531

АВТОПАРАМЕТРИЧЕСКИЕ КОЛЕБАНИЯ ПРИ ЗАПАЗДЫВАНИЯХ В СИЛАХ УПРУГОСТИ И ТРЕНИЯ

© 2021 г. А. А. Алифов

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

> Поступила в редакцию 21.05.2020 г. После доработки 16.11.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

Рассмотрены смешанные параметрические колебания и автоколебания в системе с неидеальным источником энергии при запаздываниях в силах упругости и трения. Для решения нелинейных уравнений использован метод прямой линеаризации. Выведены условия устойчивости стационарных колебаний. Проведены расчеты и оказалось, что запаздывание приводит к некоторым интересным эффектам. Из-за запаздывания кривые могут вести себя так, как при наличии нелинейной силы упругости, а также при определенных значениях запаздывания верхняя (устойчивая при отсутствии запаздывания) и нижняя ветви амплитудных кривых могут оказаться неустойчивыми.

Ключевые слова: смешанные колебания, параметрические колебания, автоколебания, источник энергии, запаздывание, метод, прямая линеаризация

DOI: 10.31857/S0235711921020024

Во многих современных технических устройствах и технологических процессах при определенных условиях могут возникать различные виды смешанных колебаний ("смесь" или взаимодействие двух и более типов колебаний). Функционирование этих систем поддерживается источниками энергии, имеющими ограниченную мощность. Вопросы энергии и ее потребления связаны не только с подлержанием работы различных технических систем. Они имеют прямое отношение к проблемам экологии, которые остро стоят в настоящее время перед человечеством. Уменьшение потребления энергии даже на несколько процентов может внести немалый вклад в экологическую обстановку на планете. В этом контексте выходит на переднюю позицию с большей значимостью, чем ранее, фундаментальная теория колебательных систем с источниками энергии ограниченной мощности, созданная В.О. Кононенко [1, 2]. Он систематически изучил и обосновал эффект Зоммерфельда, обнаруженный в ходе экспериментов в 1902 г. В связи с экологическими проблемами приведем из [3] следующее: "Деятельность цивилизации привела к тому, что Земля (геосфера, атмосфера, аквасфера, биосфера) пропитана огромным количеством отходов (промышленными, бытовыми, химическими). Однако нельзя забывать, что любым многоэлементным образованиям материи, в том числе экологии Земли, свойственен предел, при достижении которого наступают необратимые изменения [4]. Проблемы экологии (атмосферные, парниковый эффект, разрушение озонового слоя, водные, биологические, глобальное потепление) затрагивают всю природу на Земле и приняли глобальные масштабы. Это со временем может привести к катастрофическим последствиям, как для человека, так и для всего остального живого мира...". Грамотное использование теории колебательных систем с источниками энергии ограниченной мощности и разработка на ее основе математических моделей различных систем, позволяет рассчитать и подобрать на стадии проектирования машин, механизмов и т.д. источник энергии так, чтобы обеспечить их работу минимальным потреблением энергоресурсов и уровнем нежелательных колебательных процессов [3].

В устройствах различного рода широко распространены запаздывание, которое [5] в механических системах обуславливается внутренним трением в материалах, несовершенством их упругих свойств и др. Как отмечено в работе [6], "звенья с чистым запаздыванием часто встречаются в различных технологических процессах, когда материал перемещается из одной точки в другую с помощью ленточных транспортеров; в системах регулирования толщины листа при прокатке; в системах магнитной записи и воспроизведения и т. д.". Под действием запаздывания возникают различные колебательные процессы (полезные/вредные). Имеется достаточно большое число работ [7–12], посвященных изучению колебаний в различных системах с запаздыванием. Однако чаще взаимодействие колебательной системы и источника энергии не учитывается.

Одной из основных проблем нелинейной динамики систем является большая затрата труда для анализа осцилляторных сетей, играющая важную роль в физике, электронике, нейронных сетях, химии и др. [13–16]. Аналитическое исследование нелинейных колебательных систем проводится с помощью трудоемких приближенных методов нелинейной механики [7, 17–21]. От них существенно отличаются методы прямой линеаризации, обладающие на несколько порядков меньшей трудоемкостью и достаточно простые для применения [22–25]. Эти особенности метода весьма существенны при расчете технических устройств на стадии их проектирования. С применением методов прямой линеаризации рассмотрим автоколебательную систему с неидеальным источником энергии, параметрическим возбуждением, запаздыванием в силах упругости и трения. Целью статьи является изучение на основе методов прямой линеаризации совместного влияния различных запаздываний на динамику автопараметрических колебаний при неидеальном источнике энергии.

1. В основу положим широко используемую динамическую модель автоколебательной системы [1, 2, 21, 26–28]. Нелинейные дифференциальные уравнения движения системы с учетом параметрического возбуждения представим в виде

$$m\ddot{x} + k_0\dot{x} + c_0x = T(U) - bx\cos\nu t,$$

$$I\ddot{\varphi} = M(\dot{\varphi}) - r_0T(U),$$
(1)

где $k_0 = \text{const} - \text{коэффициент демпфирования}; c_0 = \text{const}; bx \cos vt - параметриче$ ское возбуждение; <math>b = const; T(U) - вызывающая автоколебания нелинейная сила $трения; <math>U = r_0 \dot{\phi} - \dot{x}; r_0 = \text{const} - \text{радиус точки приложения силы трения } T(U); \dot{\phi} -$ скорость вращения двигателя; $I - \text{суммарный момент инерции вращающихся частей}; <math>M(\dot{\phi})$ – разность вращающего момента источника энергии и момента сил сопротивления вращению.

Характеристика силы трения на практике широко распространена в форме

$$T(U) = R(\operatorname{sgn} U - \alpha_1 U + \alpha_3 U^3),$$
⁽²⁾

где R – нормальная сила реакции; α_1 и α_3 – положительные постоянные; sgn U = 1 при U > 0 и sgn U = -1 при U < 0.

Характеристика (2) наблюдалась также в условиях космического эксперимента [29]. Для большей общности представим характеристику трения в форме

$$T(U) = R[\operatorname{sgn} U + f(\dot{x})], \quad f(\dot{x}) = \sum_{i} \alpha_{i} U^{i} = \sum_{n=0}^{5} \delta_{n} \dot{x}^{n},$$

$$\begin{split} \delta_0 &= \alpha_1 V + \alpha_2 V^2 + \alpha_3 V^3 + \alpha_4 V^4 + \alpha_5 V^5, \\ \delta_1 &= -(\alpha_1 + 2\alpha_2 V + 3\alpha_3 V^2 + 4\alpha_4 V^3 + 5\alpha_5 V^4), \\ \delta_2 &= \alpha_2 + 3\alpha_3 V + 6\alpha_4 V^2 + 10\alpha_5 V^3, \quad \delta_3 &= -(\alpha_3 + 4\alpha_4 V + 10\alpha_5 V^2), \\ \delta_4 &= \alpha_4 + 5\alpha_5 V, \quad \delta_5 &= -\alpha_5. \end{split}$$

Нелинейную функцию $f(\dot{x})$, используя метод прямой линеаризации [22, 23], можно заменить линейной функцией

$$f_*(\dot{x}) = B_f + k_f \dot{x},\tag{3}$$

где B_f , k_f являются коэффициентами линеаризации, которые определяются выражениями

$$B_f = \sum_n N_n \alpha_n v^n, \quad n = 0, 2, 4 \quad (n - \text{четное}),$$

$$k_f = \sum_n \alpha_n \overline{N}_n v^{n-1}, \quad n = 1, 3, 5 \quad (n - \text{нечетное}),$$

$$N_n = (2r+1)/(2r+1+n), \quad \overline{N}_n = (2r+3)/(2r+2+n), \quad \upsilon = \max |\dot{x}|.$$

Отметим, что в выражениях N_n и \overline{N}_n символ *r* является *параметром точности лине-аризации*. Независимо от его величины имеют место $N_n = 1$ для n = 0 и $\overline{N}_n = 1$ для n = 1. Интервал выбора этого параметра не ограничен [22, 23], но достаточен выбор в пределах (0–2).

Представим силу трения T(U) зависящей от запаздывания Δ , т.е. в форме $T(U_{\Delta})$, в которой $U_{\Delta} = r_0 \dot{\varphi} - \dot{x}_{\Delta}$, $\dot{x}_{\Delta} = \dot{x}(t - \Delta)$. Примем, что сила упругости также зависит от запаздывания, учитываемого посредством слагаемого $c_1 x_{\tau}$, $x_{\tau} = x(t - \tau)$, τ – временной фактор запаздывания, $c_1 = \text{const.}$ Тогда уравнения (1) в связи с (3) примут вид

$$m\ddot{x} + k_0\dot{x} + c_0x = R(\operatorname{sgn} U_{\Delta} + B_f + k_f\dot{x}_{\Delta}) - c_1x_{\tau} - bx\cos\nu t,$$

$$I\ddot{\varphi} = M(\dot{\varphi}) - r_0R(\operatorname{sgn} U_{\Delta} + B_f + k_f\dot{x}_{\Delta}).$$
(4)

2. Решение (4) можно выполнить с помощью *метода замены переменных с усреднени-ем* [22] и описанной в [25] процедуры для колебательных систем с ограниченным возбуждением. Метод позволяет рассмотреть нестационарные и стационарные процессы. В этом методе для нелинейного уравнения с линеаризованными нелинейными функциями на основе формы решения

$$x = a\cos\psi, \quad \dot{x} = -\upsilon\sin\psi, \quad \psi = pt + \xi, \tag{5}$$

выведены *стандартной формы уравнения* для определения нестационарных значений υ и ζ.

Используя эту стандартную форму и процедуру с учетом $\upsilon = ap$, $p = \nu/2$, $x_{\tau} = a \cos(\psi - p\tau)$, $\dot{x}_{\Delta} = -\upsilon \sin(\psi - p\Delta)$, получим из (4) следующие уравнения для нестационарных значений амплитуды *a*, фазы ξ и скорости *u*:

a) $u \ge ap$

$$\frac{da}{dt} = -\frac{a(k_0 - T_0k_f \cos p\Delta)}{2m} + \frac{c_1a}{2pm} \sin p\tau + \frac{ba}{4pm} \sin 2\xi,$$

$$\frac{d\xi}{dt} = \frac{\omega_0^2 - p^2}{2p} + \frac{c_1}{2pm} \cos p\tau - \frac{T_0k_f}{2m} \sin p\Delta + \frac{b}{4pm} \cos 2\xi,$$
 (6a)

$$\frac{du}{dt} = \frac{r_0}{I} \left[M\left(\frac{u}{r}\right) - r_0 T_0 (1 + B_f) \right];$$

б) u < ap

$$\frac{da}{dt} = -\frac{a}{2m} \left[(k_0 - T_0 k_f \cos p\Delta) + \frac{4T_0}{\pi a^2 p^2} \sqrt{a^2 p^2 - u^2} \right] + \frac{c_1 a}{2pm} \sin p\tau + \frac{ba}{4pm} \sin 2\xi,$$

$$\frac{d\xi}{dt} = \frac{\omega_0^2 - p^2}{2p} + \frac{c_1}{2pm} \cos p\tau - \frac{T_0 k_f}{2m} \sin p\Delta + \frac{b}{4pm} \cos 2\xi,$$

$$\frac{du}{dt} = \frac{r_0}{I} \left[M\left(\frac{u}{r}\right) - r_0 T_0 (1 + B_f) - \frac{r_0 T_0}{\pi} (3\pi - 2\psi_*) \right].$$
(66)

Здесь $u = r_0 \Omega$, $\psi_* = 2\pi - \arcsin(u/ap)$, $\omega_0^2 = c_0/m$. Отметим, что при выводе (66) использован прием, описанный в [26].

Из (6а) при $\dot{a} = 0$, $\dot{\xi} = 0$, $\dot{u} = 0$ следуют уравнения для стационарных движений в случае $u \ge ap$, откуда имеем соотношения для определения амплитуды и фазы

$$A^{2} + E^{2} = 0.25b^{2}, \quad \text{tg } 2\xi = -A/E,$$
 (7)

где $A = p(k_0 - T_0 k_f \cos p\Delta) - c_1 \sin p\tau$, $E = m(\omega_0^2 - p^2) - pT_0 k_f \sin p\Delta + c_1 \cos p\tau$.

В случае u < ap для амплитуды имеем приближенную формулу $ap \approx u$. Заметим, что в выражениях $\alpha_0, ..., \alpha_5$, которые входят в k_f , в результате усреднения осуществляется замена $V = r_0 \dot{\phi}$ на $u = r_0 \Omega$.

Из условия $\dot{u} = 0$ получим уравнение для определения стационарных значений скорости

$$M(u/r_0) - S(u) = 0, (8)$$

где

a)
$$u \ge ap$$
 $S(u) = r_0 R(1 + B_F),$
6) $u < ap$ $S(u) = r_0 R[(1 - B_F) + \pi^{-1}(3\pi - 2\psi_*)]$

С учетом приближенного равенства $ap \approx u$ для амплитуды выражение нагрузки S(u) на источник энергии упрощается в случае u < ap. Стационарные значения скорости u можно определить точкой пересечения графиков $M(u/r_0)$ и S(u).

3. Для вывода условий устойчивости стационарного движения составляем уравнения в вариациях для (6) и пользуемся критериями Рауса—Гурвица. В результате имеем условия устойчивости

$$D_1 > 0, \quad D_3 > 0, \quad D_1 D_2 - D_3 > 0,$$
 (9)

где $D_1 = -(b_{11} + b_{22} + b_{33}), D_2 = b_{11}b_{33} + b_{11}b_{22} + b_{22}b_{33} - b_{23}b_{32} - b_{12}b_{21} - b_{13}b_{31}, D_3 = b_{11}b_{23}b_{32} + b_{12}b_{21}b_{33} - b_{11}b_{22}b_{33} - b_{12}b_{23}b_{31} - b_{13}b_{21}b_{32}.$

Для случая $u \ge ap$ имеем

$$b_{11} = \frac{r_0}{J} \left(Q - r_0 R \frac{\partial B_f}{\partial u} \right), \quad b_{12} = -\frac{r_0^2 R}{J} \frac{\partial B_f}{\partial a}, \quad b_{13} = 0,$$

$$b_{21} = \frac{aR}{2m} \frac{\partial k_f}{\partial u} \cos p\Delta, \quad b_{22} = -\frac{1}{2m} \left(k_0 - Rk_f \cos p\Delta - aR \frac{\partial k_f}{\partial a} \cos p\Delta \right),$$

$$b_{23} = 0, \quad b_{31} = \frac{R}{2m} \frac{\partial k_f}{\partial u} \sin p\Delta, \quad b_{32} = \frac{R}{2m} \frac{\partial k_f}{\partial a} \sin p\Delta, \quad b_{33} = 0,$$

$$M\left(\frac{u}{2}\right).$$

где $Q = \frac{d}{du} M\left(\frac{u}{r}\right).$

В случае скоростей u < ap коэффициенты b_{13} , b_{23} , b_{31} , b_{33} остаются такими же, изменяются (с добавлением одного слагаемого, содержащего $\sqrt{a^2p^2 - u^2}$) следующие:

$$b_{11} = \frac{r_0}{J} \left[Q - r_0 R \frac{\partial B_f}{\partial u} - \frac{2r_0 R}{\pi \sqrt{a^2 p^2 - u^2}} \right], \quad b_{12} = -\frac{r_0^2 R}{J} \left[\frac{\partial B_f}{\partial a} + \frac{2u}{\pi a \sqrt{a^2 p^2 - u^2}} \right]$$
$$b_{21} = \frac{a}{2m} \left[R \frac{\partial k_f}{\partial u} \cos p\Delta + \frac{4u R}{\pi a^2 p^2 \sqrt{a^2 p^2 - u^2}} \right],$$
$$b_{22} = -\frac{1}{2m} \left[k_0 - Rk_f \cos p\Delta - aR \frac{\partial k_f}{\partial a} \cos p\Delta + \frac{4Ru^2}{\pi a^2 p^2 \sqrt{a^2 p^2 - u^2}} \right].$$

С учетом $\dot{\phi} = \Omega$, $u = r\Omega$ при усреднении, имеем

$$\begin{aligned} \frac{\partial B_f}{\partial u} &= \frac{\partial \delta_0}{\partial u} + N_2 (ap)^2 \frac{\partial \delta_2}{\partial u} + N_4 (ap)^4 \frac{\partial \delta_4}{\partial u}, \\ \frac{\partial k_f}{\partial u} &= \overline{N_1} \frac{\partial \delta_1}{\partial u} + \overline{N_3} (ap)^2 \frac{\partial \delta_3}{\partial u} + \overline{N_5} (ap)^4 \frac{\partial \delta_5}{\partial u}, \\ \frac{\partial B_f}{\partial a} &= 2ap^2 (N_2 \delta_2 + 2N_4 \delta_4 a^2 p^2), \quad \frac{\partial k_f}{\partial a} = 2ap^2 (\overline{N_3} \delta_3 + 2\overline{N_5} \delta_5 a^2 p^2), \\ \delta_0 &= \alpha_1 u + \alpha_2 u^2 + \alpha_3 u^3 + \alpha_4 u^4 + \alpha_5 u^5, \quad \delta_1 = -(\alpha_1 + 2\alpha_2 u + 3\alpha_3 u^2 + 4\alpha_4 u^3 + 5\alpha_5 u^4), \\ \delta_2 &= \alpha_2 + 3\alpha_3 u + 6\alpha_4 u^2 + 10\alpha_5 u^3, \quad \delta_3 = -(\alpha_3 + 4\alpha_4 u + 10\alpha_5 u^2), \\ \delta_4 &= \alpha_4 + 5\alpha_5 u, \quad \delta_5 = -\alpha_5, \end{aligned}$$
$$\begin{aligned} \frac{\partial \delta_0}{\partial u} &= \alpha_1 + 2\alpha_2 u + 3\alpha_3 u^2 + 4\alpha_4 u^3 + 5\alpha_5 u^4, \quad \frac{\partial \delta_1}{\partial u} = -2(\alpha_2 + 3\alpha_3 u + 6\alpha_4 u^2 + 10\alpha_5 u^3), \\ \frac{\partial \delta_2}{\partial u} &= 3(\alpha_3 + 4\alpha_4 u + 10\alpha_5 u^2), \quad \frac{\partial \delta_3}{\partial u} = -4(\alpha_4 + 5\alpha_5 u), \quad \frac{\partial \delta_4}{\partial u} = 5\alpha_5, \quad \frac{\partial \delta_5}{\partial u} = 0. \end{aligned}$$

Учитываются лишь четные степени *n* и соответственно δ_0 , δ_2 , δ_4 при вычислении $\partial B_f / \partial u$, $\partial B_f / \partial a$. А при вычислении $\partial k_f / \partial u$, $\partial k_f / \partial a$ используются нечетные степени *n* и соответственно δ_1 , δ_3 , δ_5 .

4. Были проведены расчеты для получения информации о влиянии запаздывания на динамику системы, а также сравнительной оценки результатов по методу прямой линеаризации и асимптотического метода усреднения нелинейной механики. При расчетах использованы характеристика трения в форме (2) и параметры: $\omega_0 = 1 \text{ c}^{-1}$; $m = 1 \text{ кгс с см}^{-1}$; $b = 0.07 \text{ кгс см}^{-1}$; $c_1 = 0.05 \text{ кгс см}^{-1}$; $k = 0.02 \text{ кгс с см}^{-1}$; R = 0.5 кгс; $\alpha_1 = 0.84 \text{ с см}^{-1}$; $\alpha_3 = 0.18 \text{ c}^3 \text{ см}^{-3}$, $r_0 = 1 \text{ см}$, $I = 1 \text{ кгс с см}^2$. Для запаздываний использованы величины $p\Delta$ и $p\tau$ из интервала (0, $3\pi/2$).

Зависимости амплитуды от частоты a(p) получены при u = 1.2 (рис. 1–3). На всех кривых колебания с амплитудами устойчивы в пределах заштрихованных секторов



Рис. 1. Амплитудно-частотные кривые при $\Delta = \pi/2$: кривая $1 - \tau = 0$; кривая $2 - \tau = \pi/2$; кривая $3 - \tau = \pi$.



Рис. 2. Амплитудно-частотные кривые при $\Delta = \pi$: кривая $1 - \tau = 0$; кривая $2 - \tau = \pi/2$; кривая $3 - \tau = \pi$.

для крутизны $Q = \frac{d}{du} M(u/r_0)$ характеристики источника энергии. Все кривые получены при параметре точности линеаризации r = 1.5 (\overline{N}_n для k_f) и полностью совпадают с результатами на основе асимптотического метода усреднения.

Кривые *1* на всех рисунках соответствуют отсутствию запаздывания ($c_1 = 0, \Delta = 0, \tau = 0$), приведены для сравнения и a_0 указывает амплитуду автоколебаний. Сплошная часть кривой *1* отражает устойчивые колебания, пунктирная — неустойчивые при идеальном источнике энергии. В случае неидеального источника энергии реализуемость сплошной части кривой *1* зависит от крутизны характеристики источника, а пунктирная часть *1* неустойчива в любом случае.

Влияние запаздываний приводит к интересным эффектам. При $\Delta = \pi/2$, $\Delta = 3\pi/2$ как верхняя (устойчивая при отсутствии запаздывания в соответствии с кривой *I*), так и нижняя ветви кривых *2* оказываются неустойчивыми. Однако при $\Delta = \pi$ наблюдается особенность: верхняя ветвь оказывается неустойчивой при любой крутизне характеристики источника энергии, вплоть до идеального, а нижняя ветвь — устойчивой в зависимости от крутизны. Верхние и нижние ветви кривых *3* также могут оказаться устойчивыми, что тоже зависит от крутизны характеристики источника энергии. Кривые *2* и *3* при $\Delta = \pi/2$ и $\Delta = 3\pi/2$ ведут себя несколько аналогично тому, что получается при нелинейной силе упругости. Для пояснения примем, что упругая сила представ-



Рис. 3. Амплитудно-частотные кривые при $\Delta = 3\pi/2$: кривая $1 - \tau = 0$; кривая $2 - \tau = \pi/2$; кривая $3 - \tau = \pi$.

лена в первом уравнении (1) характеристикой $f(x) = c_0 x + \gamma x^3$. В случае $\gamma > 0$ имеет место жесткая характеристика, а при $\gamma < 0$ – мягкая. Как известно, при отсутствии запаздываний и $\gamma > 0$ амплитудные кривые наклоняются вправо, а при $\gamma < 0$ – влево [26]. Аналогичное поведение кривых 2 и 3 видно при $\Delta = \pi/2$ и $\Delta = 3\pi/2$, они наклонены вправо при $\Delta = \pi/2$ и влево – при $\Delta = 3\pi/2$. Такой эффект обусловлен влиянием запаздывания по трению. При наличии запаздывания по упругости и его отсутствии по трению нет такого эффекта. Запаздывание по упругости лишь сдвигает резонансную зону вправо или влево относительно случая его отсутствия.

5. Наличие запаздываний приводит к некоторым эффектам. При определенных значениях запаздывания по трению амплитудно-частотные кривые наклоняются вправо и влево соответственно как при жесткой и мягкой характеристиках нелинейной силы упругости. В связи с такой аналогией кривых, обусловленных нелинейной упругостью и запаздыванием в трении, возникает вопрос: как по форме кривых в реальных устройствах определить источник колебаний (нелинейная упругость или запаздывание в трении). Чтобы ответить на него необходимо многостороннее изучение устройства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Кононенко В.О. Колебательные системы с ограниченным возбуждением. М.: Наука, 1964. 236 с.
- 2. Kononenko V.O. Vibrating Systems with Limited Power-Supply. London: Iliffe. 1969.
- Alifov A.A. About calculation of self-oscillatory system delayed and limited excitation // "Ölçmə və keyfiyyət: problemlər, perspektivlər" mövzusunda Beynəlxalq Elmi-texniki konfransın materialları, 21–23 noyabr 2018: AzTU. Bakı. Azərbaycan. 2018. P. 289.
- 4. *Алифов А.А.* Фундаментальный принцип, управляющий Вселенной. М. Ижевск: НИЦ "Регулярная и хаотическая динамика", 2012. 408 с.
- 5. Энциклопедия по машиностроению. https://mash-xxl.info/info/174754/
- 6. Теория автоматического управления. Теория линейных систем автоматического управления / Под ред. А.А. Воронова. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Высш. шк., 1986. Ч. І. 367 с.
- 7. Рубаник В.П. Колебания квазилинейных систем с запаздыванием. М.: Наука, 1969. 288 с.
- 8. *Бутенин Н.В., Неймарк Ю.И., Фуфаев Н.А.* Введение в теорию нелинейных колебаний. М.: Наука, 1976. 256 с.
- 9. *Жирнов Б.М.* Об автоколебаниях механической системы с двумя степенями свободы при наличии запаздывания // Прикладная механика. 1973. Т. 9. № 10. С. 83.

- 10. *Жирнов Б.М.* Одночастотные резонансные колебания фрикционной автоколебательной системы с запаздыванием при внешнем возмущении // Прикладная механика. 1978. Т. 14. № 9. С. 102.
- 11. Асташев В.К., Герц М.Е. Автоколебания вязко-упругого стержня с ограничителями при действии запаздывающей силы // Машиноведение. 1973. № 5. С. 3.
- Абдиев Ф.К. Автоколебания системы с запаздыванием и с неидеальным источником энергии // Изв. АН АзССР. Серия физико-технических и математических наук. 1983. № 4. С. 134.
- Gourary M.M., Rusakov S.G. Analysis of Oscillator Ensemble with Dynamic Couplings // AIMEE 2018. The Second International Conference of Artificial Intelligence, Medical Engineering, Education. 2018. P. 150.
- 14. Acebrón J.A. et al. The Kuramoto model: A simple paradigm for synchronization phenomena // Reviews of Modern Physics. 2005. V. 77. № 1. P. 137.
- Bhansali P., Roychowdhury J. Injection Locking Analysis and Simulation of Weak-ly Coupled Oscillator Networks // In: Li P. (eds.) Simulation and Verification of Electronic and Biological Systems. Springer Science+Business Media B.V. 2011. P. 71.
- 16. Ashwin P., Coombes S., Nicks R.J. Mathematical Frameworks for Oscillatory Network Dynamics in Neuroscience // Journal of Mathematical Neuroscience. 2016. V. 6. № 2. P. 1.
- Боголюбов Н.Н., Митропольский Ю.А. Асимптотические методы в теории нелинейных колебаний. М.: Наука, 1974. 504 с.
- 18. Tondl A. On the interaction between self-exited and parametric vibrations // National Research Institute for Machine Design Bechovice. Series: Monographs and Memoranda, 1978. № 25. 127 p.
- 19. Хаяси Т. Нелинейные колебания в физических системах. М.: Мир, 1968. 432 с.
- 20. Моисеев Н.Н. Асимптотические методы нелинейной механики. М.: Наука, 1981. 400 с.
- Вибрации в технике: Справочник. В 6-ти т. / Ред. совет: В.Н. Челомей (пред.). Т. 5. Колебания нелинейных механических систем / Под ред. И.И. Блехмана. М.: Машиностроение, 1979. 351 с.
- 22. Алифов А.А. Методы прямой линеаризации для расчета нелинейных систем. М. Ижевск: НИЦ "Регулярная и хаотическая динамика", 2015. 74 с.
- 23. *Alifov A.A.* Method of the Direct Linearization of Mixed Nonlinearities // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2017. V. 46. № 2. P. 128.
- 24. Alifov A.A., Farzaliev M.G., Jafarov E.N. Dynamics of a Self-Oscillatory System with an Energy Source // Russian Engineering Research. 2018. V. 38. № 4. P. 260.
- 25. Alifov A.A. Calculating Mixed Forced and Self-Oscillations for Delayed Elastic Constraint and a Limited Power Energy Source // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2020. V. 49. № 2. P. 105. https://doi.org/10.3103/S1052618820020053
- Alifov A.A., Frolov K.V. Interaction of Nonlinear Oscillatory Systems with Energy Sources. New York: Hemisphere Pub. Corp. Taylor & Francis Group. 1990. P. 327.
- 27. *Журавлёв В.Ф., Климов Д.М.* Прикладные методы в теории колебаний. М.: Наука, 1988. 328 с.
- 28. *Климов Д.М.* Об одном виде автоколебаний в системе с сухим трением // Изв. РАН. МТТ. 2003. № 3. С. 6.
- 29. *Броновец М.А., Журавлёв В.Ф.* Об автоколебаниях в системах измерения сил трения // Изв. РАН. МТТ. 2012. № 3. С. 3.

= МЕХАНИКА МАШИН ==

УДК 534.015

О ДИНАМИЧЕСКИХ СВОЙСТВАХ ГАСИТЕЛЯ КРУТИЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ С МАГНИТНЫМИ УДАРНЫМИ ПАРАМИ

© 2021 г. А. М. Гуськов^{1,2}, Ю. М. Замурагин^{2,*}

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ² Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия *e-mail: yury.zamuragin@yandex.ru

> Поступила в редакцию 25.08.2020 г. После доработки 21.11.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

Исследуется эффективность гашения крутильных колебаний тела с помощью динамического гасителя колебаний, содержащего систему последовательных ударных пар, в которых соударяющиеся элементы представляют собой магниты. Получены существенно нелинейные дифференциальные уравнения движения защищаемого тела и магнитных элементов, приведенные к безразмерной форме. Рассмотрено влияние выбора проектируемых параметров виброгасителя на колебания несущего тела. Описаны особенности настройки гасителя в режим широкой полосы виброгашения. Установлен оптимальный вариант настройки гасителя, при котором колебания тела гасятся наиболее эффективно.

Ключевые слова: динамический виброгаситель, магнитный элемент, виброзащита, нелинейная динамика, удар

DOI: 10.31857/S0235711921020073

Создание высокопроизводительных машин и скоростных транспортных средств, форсированных по мощностям, нагрузкам и другим рабочим характеристикам, неизбежно приводит к увеличению интенсивности и расширению спектра вибрационных воздействий, как на саму машину, так и окружающую среду. Для подавления вредного воздействия вибрации используют различные методы и средства. Одним из эффективных способов снижения уровней вибрации является присоединение к вибрирующему объекту динамических гасителей колебаний [1]. Динамические гасители различают по числу степеней свободы, по физическому принципу реализации потенциальных и непотенциальных сил, по их конструктивному исполнению и другим признакам.

Среди существующего многообразия принципов и конструкций динамических гасителей колебаний особое место занимают гасители виброударного действия [1, 2], которые обеспечивают эффективное снижение колебаний в широкой полосе частот возбуждения. Существенной особенностью структуры любой виброударной системы является наличие как минимум одной ударной пары, представляющей собой совокупность двух звеньев, движущихся с соударениями. В инженерных расчетах для учета ударных взаимодействий двух твердых тел обычно используют понятие о коэффициенте восстановления при ударе [2, 3]. При этом считают, что значение коэффициента восстановления отражает физические свойства соударяющихся тел и не зависит от скорости удара.

Рассмотрению ударных гасителей колебаний посвящено большое число работ отечественных и зарубежных авторов. Во многих из них рассматриваются системы с од-



Рис. 1. Схема виброгасителя с магнитными парами.

ной степенью свободы при различном внешнем воздействии [4–10]. Использованию гасителей колебаний с несколькими степенями свободы также посвящены работы [11–17].

В настоящей статье анализируется эффективность использования динамического гасителя с магнитными ударными парами для снижения уровня крутильных колебаний. Ранее в работах [18–20] рассматривался ударный гаситель продольных колебаний, в котором роль инерционных элементов играют постоянные магнитные элементы, а роль упругих сил – магнитное поле. На рис. 1 представлена схема такого динамического гасителя колебаний с виброударными парами из магнитных элементов. В корпусе гасителя установлены (n + 2) постоянные магниты так, что их одноименные полюса сориентированы навстречу друг другу. Крайние магниты, обозначенные номерами "0" и "n + 1", жестко закреплены на корпусе гасителя.

При воздействии вибрации f(t), передаваемой на корпус гасителя, возникает смещение магнитов X_i ($i = \overline{1, n}$) относительно левого края корпуса, что, в свою очередь, приводит к возникновению сил отталкивания F_i , зависящих от расстояния b_i (t) = X_i (t) – X_{i-1} (t) между соседними элементами (в положении статического равновесия b_i (0) = A). При незначительных амплитудах внешних периодических воздействий магниты будут совершать безударные движения, а при больших амплитудах – возможны виброударные режимы движения магнитных элементов.

В работе [18] получены области ударных и безударных режимов колебаний магнитов на плоскости параметров частота внешнего воздействия — амплитуда внешнего воздействия. В [19] исследована эффективность работы гасителя в зависимости от расстояния между магнитными элементами в исходном состоянии покоя, от которого зависит спектр собственных частот устройства. В [20] рассмотрены два варианта связи между элементами в гасителе — аналитически полученная магнитная характеристика без поправки на экспериментальные данные и случай отсутствия магнитных сил между элементами.

Постановка задачи. Простейшая схема установки динамического гасителя на валу, совершающем крутильные колебания, показана на рис. 2. На рис. 3 для примера представлены две другие возможные схемы симметричной установки нескольких гасителей в плоскости поперечного сечения вала.

Без потери общности будем рассматривать схему закрепления гасителя, соответствующую рис. 2. Вал считается абсолютно жестким телом, установленным на подшипниковых опорах, обладающих крутильной жесткостью с суммарным коэффициентом c_{ϕ} H и коэффициентом демпфирования d_{ϕ} кг·м²/с. К валу приложен периодически изменяющийся во времени внешний крутящий момент



Рис. 2. Схема установки динамического гасителя на колеблющемся валу: (a) – установка гасителя на вал; (б) – вид сверху; (в) – общий вид тела с гасителем.



Рис. 3. Схема крепления нескольких гасителей колебаний к валу (вид сверху): (а) — тело с двумя гасителями; (б) — тело с тремя гасителями.

где ω – круговая частота колебаний момента; *t* – время. Под действием крутящего момента вал будет совершать крутильные колебания с углом закручивания $\varphi(t)$. Гаситель жестко закреплен к валу.

При колебаниях всех элементов системы между магнитными элементами возникает сила отталкивания $F_i(z_i)$, зависящая от безразмерного расстояния z_i между соседними магнитами (рис. 1) [19]

$$F_{i} = F(z_{i}) = F_{0}(z_{i} - h/2a) / \left(1 + (z_{i} - h/2a)^{2}\right)^{3},$$
(2)

где $F_0 = 3\pi B^2 h^2 / 2\mu_0$; $z_i = b_i / a$; h – высота цилиндрического магнита, м; B – остаточная магнитная индукция, Тл; μ_0 – магнитная постоянная, м кг с⁻² A⁻²; a – масштабный параметр, равный радиусу цилиндрического магнита, м.

Ударные взаимодействия в магнитных парах, в соответствии со стереомеханической теории удара, будем учитывать с помощью коэффициента восстановления R [2].

Особый интерес представляет исследование условий возникновения виброударных режимов. В статье также исследуется эффективность гашения крутильных колебаний вала, в зависимости от расстояния между магнитами в состоянии покоя (от него зависит спектр собственных частот), амплитуды и частоты внешнего момента, коэффициента восстановления при ударе.

Уравнения движения. Движения рассматриваемой системы будем описывать углом поворота вала φ и перемещениями каждого из магнитов X_i относительно левого края гасителя. Используя уравнения Лагранжа, запишем дифференциальные уравнения движения системы в виде

$$\begin{cases} m_{i}\ddot{X}_{i} + m_{i}\ddot{\varphi}r_{0} - m_{i}\dot{\varphi}^{2}X_{i} + d\dot{X}_{i} + F_{i} - F_{i+1} = 0; \quad i = \overline{1, n}; \\ \left(J_{0} + \sum_{i=1}^{n} m_{i}r_{i}^{2}\right)\ddot{\varphi} + \sum_{i=1}^{n} m_{i}\ddot{X}_{i}r_{0} + 2\dot{\varphi}\sum_{i=1}^{n} m_{i}\dot{X}_{i}X_{i} + d_{\varphi}\dot{\varphi} + c_{\varphi}\varphi = M_{0}\cos(\omega t), \end{cases}$$
(3)

где m_i — масса *i*-го магнита, кг; r_0 — расстояние от оси вращения тела, до продольной оси виброгасителя, м; d — коэффициент внешнего демпфирования кг/с; J_0 — момент инерции вала относительно оси вращения, кг m^2 ; r_i — расстояние от оси вращения до *i*-го элемента вращения, м; F_i и F_{i+1} — силы отталкивания двух соседних магнитов, описываемые зависимостями (2), Н, "точками" над переменными обозначена операция дифференцирования по времени *t*.

Далее используются следующие обозначения для переменных при переходе из состояния "до" удара в состояние "после": $\{\}^- \rightarrow \{\}^+$. Условия ударных взаимодействий подвижных магнитных пар и магнитных пар, в котором один из магнитов жестко закреплен на корпусе, различны. В настоящей статье использовались два варианта коэффициентов восстановления в соответствии с [3]: R = 0.56 (удар сталь–сталь) и R = 0.94 (удар стекло–стекло).

Удар внутренних магнитных элементов друг с другом описывается соотношениями

$$\begin{aligned} X_{i-1}^{+} &= X_{i-1}^{-}, \\ X_{i}^{+} &= X_{i}^{-}, \\ \dot{X}_{i-1}^{+} &= \left(\left(m_{i-1} - Rm_{i} \right) \dot{X}_{i-1}^{-} + m_{i} \left(1 + R \right) \dot{X}_{i}^{-} \right) / \left(m_{i-1} + m_{i} \right), \\ \dot{X}_{i}^{+} &= \left(m_{i-1} \left(1 + R \right) \dot{X}_{i-1}^{-} + \left(m_{i} - Rm_{i-1} \right) \dot{X}_{i}^{-} \right) / \left(m_{i-1} + m_{i} \right). \end{aligned}$$

В отличие от гасителя продольных колебаний в данном случае удар подвижного магнита с относительно неподвижным магнитом учитывается сохранением момента количества движения

$$\begin{cases} X_{i}^{+} = X_{i}^{-}, \\ \varphi^{+} = \varphi^{-}, \\ \dot{X}_{i}^{+} = -R\dot{X}_{i}^{-}, \\ \dot{\varphi}^{+} = \left[\left(m_{i}\dot{X}_{i}^{-} (1+R)r_{i} \right) / \left(m_{i}r_{i}^{2} + J_{0} \right) \right] + \dot{\varphi}^{-}. \end{cases}$$

Для приведения математической модели (3) к безразмерному виду введем линейный масштаб $X_* = a$, м, масштаб времени $T_* = \sqrt{ma/F_0}$ и безразмерные комплексы и переменные

$$\begin{aligned} \kappa &= c_{\varphi} T_{*}^{2} / ma^{2} , \quad \zeta = dT_{*} / 2m , \quad \zeta_{\varphi} = d_{\varphi} T_{*} / 2ma^{2} , \\ \theta_{i} &= r_{i} / a , \quad M_{0} = M_{0} / Fa , \quad \nu = \omega T_{*} , \quad \tau = t / T_{*} , \\ \Phi_{i} &= F_{i} / F_{0} , \quad \alpha = A / a , \quad J = J_{0} / ma^{2} , \end{aligned}$$
(4)

21

$$\begin{aligned} \xi_i &= X/a, \quad \xi_i' = T_* \dot{X}_i / a, \quad \xi_i'' = T_*^2 \ddot{X}_i / a, \\ \varphi &= \varphi, \quad \varphi' = T_* \dot{\varphi}, \quad \varphi'' = T_*^2 \dot{\varphi}. \end{aligned}$$

После подстановки (4) в (3), получим систему уравнений движения в безразмерном виде

$$\begin{cases} \xi_{i}^{"} + \theta_{0}\phi^{"} - \phi'\xi_{i} + 2\zeta\xi_{i}' + \Phi_{i} - \Phi_{i+1} = 0; & i = \overline{1, n}; \\ \phi^{"}\left(J + \sum_{i=1}^{n} \theta_{i}^{2}\right) + \sum_{i=1}^{n} \xi_{i}"\theta_{0} + 2\phi'\sum_{i=1}^{n} \xi_{i}\xi_{i}' + \kappa\phi + 2\zeta_{\phi}\phi' = M_{0}\cos(\nu\tau), \end{cases}$$

где "штрихом" обозначена операция дифференцирования по безразмерному времени т.

При расчетах (кроме амплитудно-частотных характеристик) был использован гаситель с пятью ударными парами (четырьмя подвижными магнитами и двумя, закрепленными на корпусе), первая частота которого равна собственной частоте колебаний тела. Данная процедура описана в работе [19]. Численные расчеты проводились в программном комплексе MATLAB при следующих значениях постоянных параметров системы:

n = 4,
$$\zeta = 9.56 \times 10^{-5}$$
, $\zeta_{\varphi} = 2.65$, *J* = 1.31×10⁴,
*J*_{*} = 0.19*J*, $v_0 = 0.059$, $\kappa = 53.79$,

где n – число подвижных магнитов; J_* – отношение момента инерции гасителя относительно оси вращения тела к моменту инерции тела без гасителя; $v_0 = \sqrt{\kappa/J}$ – собственная частота колебаний защищаемого тела.

Оценка влияния отдельных параметров на получаемые результаты расчетов проводилась при значениях, приведенных в табл. 1.

Результаты численного моделирования колебаний системы тело-виброгаситель при внешнем воздействии, которое не приводит к возникновению ударных режимов, представлены на рис. 4.

Из рис. 4 видно, что система совершает периодические колебания с периодом колебаний равным периоду внешнего воздействия. Важно отметить, что в данном случае амплитуда колебаний тела с виброгасителем (рис. 4a, кривая 1) приблизительно в 250 раз меньше амплитуды колебаний тела без гасителя (рис. 4a, кривая 2). На рис. 4б цифрами 1, ..., 4 представлены графики колебаний четырех подвижных магнитных элементов относительно корпуса гасителя (прямые линии).

Результаты расчета колебаний системы с амплитудой внешнего воздействия, при которой реализуются ударные режимы, представлены на рис. 5.

На рис. 5а черными точками отмечены моменты соударений между элементами системы. При данном внешнем воздействии колебания магнитов уже не носят периодический характер, появляются нерегулярные ударные взаимодействия. Амплитуда колебаний тела с виброгасителем (рис. 56, кривая 1) в данном случае уменьшаются

№	Коэффициент восстановления, <i>R</i>	Амплитуда внешнего момента, <i>M</i> ₀	Частота внешнего возмущения, v	Расстояние между магнитами в состоянии покоя, α
1	Без удара	0.024	$v = v_0 = 0.059$	0.43
2	0.56	0.135	$v = v_0 = 0.059$	0.43
3	0.56	5×10^{-4}	$v = [0.8v_0 \ 1.2 \ v_0]$	$\alpha_1 = 0.43, \alpha_2 = 1.15$
4	0.94	5×10^{-4}	$v = [0.8v_0 \ 1.2 \ v_0]$	$\alpha_3 = 1.56, \alpha_4 = 1.79$

Таблица 1. Значения варьируемых параметров



Рис. 4. Графики колебаний виброизолируемого тела (а) и магнитных элементов (б) в безударном режиме.



Рис. 5. Графики колебаний магнитных элементов при их соударениях (а) и виброизолируемого тела (б).

приблизительно в 74 раза по сравнению с амплитудой колебаний тела без гасителя (рис. 56, кривая 2).

Амплитудно-частотные характеристики. Для оценки эффективности настройки виброгасителя в зависимости от соотношения собственных частот гасителя и тела используется отношение амплитудно-частотных характеристик колебаний тела с гасителем и без него (коэффициент эффективности виброгашения), графики которых представлены на рис. 6, 7. На этих рисунках цифрами 1, ..., 4 обозначены кривые, соответствующие четырем вариантам настройки виброгасителя (цифре, обозначающей кривую, соответствует номер собственной частоты гасителя, которая настраивалась на собственную частоту колебаний тела, цифрой 5 обозначена АЧХ тела без гасителя). На рис. 6 представлены результаты численных расчетов с параметрами, указанными в третьей строке табл. 1. Важно отметить, что, даже, при относительно малой амплитуде внешнего воздействия наблюдаются ударные режимы; это подтверждается негладкостью кривых на рис. 6.

Полученный результат говорит о том, что самым эффективным является гаситель, первая собственная частота которого настроена на частоту внешнего воздействия: колебания тела с виброгасителем практически нулевые на всем рассматриваемом диапазоне частот внешнего воздействия и режимы движения в основном безударные. Остальные варианты настройки гасителя также эффективно уменьшают амплитуды



Рис. 6. Амплитудно-частотные характеристики тела с гасителем и без него при R = 0.56.



Рис. 7. Амплитудно-частотные характеристики тела с гасителем и без него при R = 0.94.

колебаний тела в рассматриваемом диапазоне, но при этом режимы движения в основном ударные.

Результаты расчета амплитудно-частотной характеристики при коэффициенте восстановления при ударе R = 0.94 (табл. 1, строка 4) приведены на рис. 7.

В данном случае максимальная эффективность гашения колебаний также наблюдается при использовании гасителя с первой собственной частотой, равной частоте внешнего воздействия. Видно, что остальные гасители, при использовании которых возникают ударные режимы колебаний, приводят к большим значениям амплитуд колебаний тела, по сравнению с теми же гасителями при меньшем коэффициенте восстановления при ударе (рис. 6).

Заключение. Использование предложенного устройства в качестве динамического гасителя колебаний эффективно уменьшает амплитуду колебаний демпфируемого тела. Особенно эффективен при этом гаситель, первая собственная частота которого, равна частоте внешнего воздействия. При настройке других частот гасителя на частоту внешнего воздействия его эффективность приблизительно одинакова и довольно высока во всех рассмотренных случаях.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа выполнена при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (проект № 19-19-00065).

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Челомей В.Н. Вибрации в технике: Защита от вибрации и ударов: Справочник: в 6-ти т. // М.: Машиностроение. 1981. Т. 6. 456 с.
- 2. Бабицкий В.И. Теория виброударных систем. Наука, 1978. 352 с.
- 3. *Таре С.М.* Краткий курс теоретической механики: Учеб. для втузов. 10-е изд., перераб. и доп. М.: Высш. шк., 1986. 416 с.
- 4. Вульфсон И.И. К проблеме динамического гашения крутильных колебаний привода машины // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2009. № 1. С. 18.
- 5. *Гуськов А.М., Пановко Г.Я., Чан В.Б.* Динамики маятникового гасителя колебаний // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2008. № 4. С. 8.
- 6. Дукарт А.В., Тхань Бинь Фам. Свободные колебания одномассовой системы с ударным гасителем одностороннего действия // Вестник МГСУ. 2011. № 8. С. 164.
- 7. Дукарт А.В., Тхань Бинь Фам. Стационарные колебания системы с ударным гасителем при действии периодических импульсов конечной длительности // Вестник МГСУ. 2012. № 4. С. 44.
- 8. *Мугин О.О. и др.* Частотные свойства динамического гасителя с инерционным преобразователем // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011. № 4. С. 37.
- 9. *Черников С.А.* Расширение полосы гашения виброзащитной системы динамическим гасителем с обратной связью // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 5. С. 54.
- 10. *Timofeev G.A., Lyuminarskiy I.E., Lyuminarskiy S.E.* To Calculation of Shock Vibration Suppressors of Unilateral Action. Herald of the Bauman Moscow State Technical University // Series Mechanical Engineering. 2019. № 1. P. 90.
- Макаров С.Б., Панкова Н.В., Тропкин С.Н. Использование пассивных многочастотных динамических гасителей колебаний (МДГК) в задачах сейсмозащиты // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. 2016. № 6. С. 42.
- 12. Макаров С.Б., Панкова Н.В., Перминов М.Д. Исследование упругих конструкций, частично заполненных жидкостью, в качестве многочастотных динамических гасителей колебаний (МДГК) // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2016. № 2. С. 78.
- Макаров С.Б., Панкова Н.В., Перминов М.Д. Модельная задача о применении многочастотного динамического гасителя колебаний (МДГК) на объекте, имеющем собственные формы колебаний различного типа // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 4. С. 103.
- 14. *Манжосов В.К., Новиков Д.А.* Моделирование переходных процессов и предельных циклов движения виброударных систем с разрывными характеристиками / В.К. Манжосов, Д.А. Новиков. Ульяновск: УлГТУ, 2015. 236 с.
- 15. *Bapat C.N., Sankar S.* Multiunit impact damper re-examined // Journal of Sound and Vibration. 1985. T. 103. № 4. C. 457.
- 16. Lu Z., Masri S.F., Lu X. Particle Damping Technology Based Structural Control. Springer, 2020. 369 p.
- 17. *Ye H. et al.* Experimental Study on the Damping Effect of Multi-Unit Particle Dampers Applied to Bracket Structure // Applied Sciences. 2019. T. 9. № 14. C. 2912.
- Замурагин Ю.М., Гуськов А.М. Амплитудно-частотная характеристика виброударной системы с магнитными элементами // XXX Международная инновационная конференция молодых ученых и студентов (МИКМУС-2018). 2019. С. 304.
- 19. Zamuragin Y.M., Gouskov A.M., Krupenin V.L. Damping of Oscillations by a Vibro-Impact System with Serial Magnetic Impact Pairs // Nonlinear Wave Dynamics of Materials and Structures. Springer, Cham, 2020. C. 423.
- Zamuragin Y.M., Gouskov A.M., Krupenin V.L. Influence of communication between elements in a dynamic damper on a vibrated body behavior. Y.M. Zamuragin et al 2020 IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 747 012064. P. 1.

= МЕХАНИКА МАШИН —

УДК 533.6 + 534.1

ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ ВИНТОВОГО СТЕРЖНЯ В УСЛОВИЯХ ВИХРЕВОГО ОБТЕКАНИЯ

© 2021 г. Г.А.Щеглов

Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана, Москва, Россия e-mail: shcheglov_ga@bmstu.ru

> Поступила в редакцию 04.02.2020 г. После доработки 29.11.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

С использованием разложения по собственным формам колебаний и метода вихревых элементов исследованы режимы малых колебаний стержня, ось которого представляет собой трехвитковую цилиндрическую спираль. Колебания возбуждаются пульсациями давления, которые возникают вследствие процессов интенсивного вихреобразования при обтекании стержня пространственным потоком несжимаемой среды. Показан полигармонический характер нестационарного нагружения и отклик колебательной системы, а также возможность возникновения внутренних резонансов в подобной системе. Результаты и методику моделирования можно использовать для оценки долговечности спиральных пучков труб теплообменных аппаратов.

Ключевые слова: аэрогидроупругость, бафтинг, колебания стержней, метод вихревых элементов, вихреобразование, пространственное обтекание, несжимаемая среда **DOI:** 10.31857/S0235711921020139

На долговечность теплообменных аппаратов и парогенераторов энергетического оборудования существенно влияют параметры вибраций пучков труб в потоке теплоносителя [1]. Изучению колебаний стержней под действием нестационарных гидродинамических нагрузок посвящено значительное число работ, обзоры которых можно найти в монографиях [2–5]. Основными факторами, возбуждающими вибрации, являются пульсации давления вследствие образования вихрей Кармана и явления типа бафтинга, возникающие при взаимодействии стержня с вихревыми структурами образованными выше по потоку.

Наибольшее число исследований проведено для стержней, форма которых прямолинейна или близка к ней. В этом случае эффектами пространственного обтекания можно пренебречь и использовать математические модели, основанные на гипотезе плоских сечений, уменьшая размерность задачи. В меньшей степени изучены сильно искривленные пространственные стержни. Задача исследования гидроупругой динамики винтовых стержней, ось которых имеет форму цилиндрической или конической спирали является актуальной при проектировании спиральных теплообменных аппаратов и оценке их надежности с точки зрения вибраций труб и их фреттинг-износа [6, 7]. Как правило, в потоке теплоносителя находятся пучки из нескольких десятков труб, подкрепленные дистанцирующими решетками [8–10]. При этом шаг винтовой линии много меньше диаметра спирали. Исследование колебаний труб при таком режиме обтекания производится не для целой спирали, а для ее отрезков между дистанцирующими решетками поскольку при вихревом обтекании возникают не крупные вихри



Рис. 1. Расчетная схема задачи.

типа вихрей Кармана, а более мелкие турбулентные вихревые сгустки. Здесь эффективными оказываются сеточные методы вычислительной гидродинамики, использующие подходящие модели турбулентности [11].

Однако в некоторых типах парогенераторов используются теплообменные трубы, имеющие подъемный витой участок с шагом спирали порядка радиуса [12]. В подобных трубопроводах вихри Кармана, возникшие на наветренных витках спирали взаимодействуют с последующими витками. Пространственный характер обтекания не позволяет использовать гипотезу плоских сечений. Аэроупругая динамика таких стержней зависит от нелинейных взаимосвязей между процессами интенсивного вихреобразования и упругих перемещений. Пульсации нагрузки, действующей со стороны потока на подветренные витки, могут вызывать колебания наветренных витков, изменяя за счет появления дополнительной виброскорости обтекаемой поверхности условия их обтекания и, как следствие, параметры образования завихренности.

Для численного моделирования динамики крупных вихревых структур в пучках труб в инженерных приложениях эффективными оказываются лагранжевы вихревые методы в силу меньшей схемной вязкости и отсутствия подвижной сетки в области течения [13, 14]. Модификация метода вихревых элементов, использующая симметричные вортоны-отрезки, позволяет моделировать гидроупругие колебания конструкций при пространственном обтекании [15, 16]. В статье рассмотрено применение данной методики для исследования колебаний модельного винтового стержня в условиях вихревого обтекания. Вопросы связанные с теплообменом и течением жидкости в трубе не рассматриваются.

Постановка задачи и методика решения. Исследуется заделанный по краям винтовой стержень постоянного поперечного сечения, состоящий из трех витков. Неподвижная система координат *OXYZ* введена как показано на рис. 1. Стержень находится в безграничном потоке несжимаемой среды, имеющем постоянную скорость, вектор которой V_{∞} сонаправлен с осью спирали (с осью *OZ*). Витки, по мере удаления от начала координат обозначены как передний (наветренный), средний, и задний. Торцевые поверхности на концах стержня считаются абсолютно жесткими и также обтекаются потоком. Влияние силы тяжести и других объемных сил не учитывается.

Общая математическая постановка задачи гидроупругости, включает уравнения малых колебаний стержня, уравнение неразрывности среды и уравнение сохранения

импульса. Уравнения связаны граничным условием равенства скорости среды и скорости тела в точках обтекаемой поверхности (условием прилипания), а также зависимостью распределения давления среды по поверхности стержня от параметров его движения. Также вводится условие затухания возмущений скорости среды на бесконечном удалении от обтекаемого тела и условия заделки концов стержня. Начальными условиями являются равновесное положение стержня и поле скоростей среды, соответствующее потенциальному бесциркуляционному обтеканию стержня.

При расчете течения среды используется подход Прандтля: влияние вязкости считается пренебрежимо малым везде, кроме тонкого пристеночного слоя вблизи поверхности тела, где происходит образование завихренности Ω = rot V. Такое допущение позволяет рассматривать уравнение сохранения импульса в виде уравнения Гельмгольца и осуществлять его решение бессеточным лагранжевым методом вихревых элементов с использованием N_V симметричных вортонов-отрезков. По известным параметрам вихревых элементов (\mathbf{r}_i – радиус-вектор лагранжева маркера, \mathbf{h}_i – направляющий вектор и Γ_i – интенсивность) скорость среды восстанавливается по закону Био– Савара, а поле давления – с использованием аналога интеграла Коши–Лагранжа [17]. Это дает тождественное удовлетворение уравнения неразрывности и граничного условия на бесконечности. Эволюция параметров описывается системой обыкновенных дифференциальных уравнений [15]

$$\frac{d\mathbf{r}_i}{dt} = \mathbf{V}(\mathbf{r}_i, t), \quad \frac{d\mathbf{h}_i}{dt} = (\nabla \mathbf{V}(\mathbf{r}_i)) \cdot \mathbf{h}_i, \quad \frac{d\Gamma_i}{dt} = 0, \quad (i = 1...N_V).$$
(1)

Интегрирование уравнений (1) производится численным методом первого порядка с шагом Δt . Удовлетворение граничных условий на обтекаемой поверхности осуществляется введением потока завихренности [18]. По всей поверхности тела на каждом шаге интегрирования производится генерация вихревых элементов, что приводит к увеличению размерности N_V системы (1). Начальные условия для новых уравнений задаются параметрами рожденных элементов: маркеры и векторы определяются сеткой вихревых рамок, а интенсивность элементов находится из условия равенства нормальных компонент скоростей тела и среды в контрольных точках на поверхности.

Уравнение динамики стержня приводится методом разложения по q собственным формам колебаний к системе обыкновенных дифференциальных уравнений относительно вектора обобщенных координат s

$$\ddot{\mathbf{s}} + n\mathbf{\omega}_{\text{diag}}\dot{\mathbf{s}} + \mathbf{\omega}_{\text{diag}}^2 \mathbf{s} = \mathbf{\Phi},\tag{2}$$

где n – заданный декремент колебаний; Φ – вектор обобщенных гидродинамических сил. Матрицы собственных частот ω_{diag} и форм колебаний **A** определяются методом конечных элементов, сетка которых на поверхности совпадает с сеткой вихревых рамок. Начальные условия для системы (2) нулевые.

На *i*-м шаге алгоритма методом вихревых элементов проводится удовлетворение граничных условий, осуществляется генерация ВЭ и находится поле давлений среды на поверхности, вектор сосредоточенных гидродинамических нагрузок в узлах панелей \mathbf{F}_G и вектор $\mathbf{\Phi} = \mathbf{A}^T \mathbf{F}_G$. Считается, что обобщенные силы на шаге интегрирования Δt остаются постоянными. Это дает возможность найти решение (2) аналитически и определить обобщенные координаты и скорости $s_k(t_{i+1})$ и $\dot{s}_k(t_{i+1})$ для $t_{i+1} = t_i + \Delta t$ по известным значениям на предыдущем шаге $s_k(t_i)$ и $\dot{s}_k(t_i)(k = 1...q)$. Восстановленные по обобщенным координатам перемещения узлов панелей $\mathbf{u} = \mathbf{As}$ позволяют построить деформированную обтекаемую поверхность и найти скорости поверхности в контрольных точках. Далее проводится интегрирование уравнений (1) и осуществляется переход к следующему шагу. Расчет производится до достижения заданного конечно-

го времени счета $T = \Delta t N$, где N - число шагов интегрирования. Более подробное описание и результаты тестирования алгоритма можно найти в работе [16].

Результаты моделирования. В расчете при переходе к безразмерным величинам шаг витков спирали винтового стержня взят в качестве единицы длины H = 1.0; диаметр винтовой окружности при этом равен D = 2.0; поперечное сечение стержня – круговое кольцо диаметром d = 0.2 и толщиной b = 0.001. Единица массы выбрана из условия, что безразмерная плотность среды равна $\rho = 100.0$. Скорость невозмущенного потока среды имеет единичный модуль $V_{\infty} = 1.0$, т.е. частицы среды проходят расстояние, равное шагу спирали, что определяет единицу времени. Параметры материала стержня: модуль упругости $E = 10^{10}$; плотность $\gamma = 6000$; коэффициент Пуассона $\nu = 0.3$. При этом соотношение погонных масс стержня и среды, занимающей эквивалентный объем, равно 1.2.

Использованная в расчетах сетка имела 240 ячеек вдоль винтовой линии и 8 ячеек в окружном направлении (общая размерность 1920 ячеек). Рассматривались первые десять тонов собственных колебаний (q = 10). Модальный анализ проведен в программе MSC Nastran с использованием решателя 103 и конечных элементов типа QUAD4. Собственные частоты стержня равны $\omega_1 = 0.58$ Гц; $\omega_2 = 0.73$ Гц; $\omega_3 = 0.82$ Гц; $\omega_4 = 1.00$ Гц; $\omega_5 = 1.11$ Гц; $\omega_6 = 1.42$ Гц; $\omega_7 = 1.55$ Гц; $\omega_8 = 1.63$ Гц; $\omega_9 = 1.75$ Гц; $\omega_{10} = 2.16$ Гц.

Расчет методом вихревых элементов проводился с параметрами: радиус сглаживания поля скорости $\varepsilon = 0.08$; расстояние от поверхности до рождающегося вихревого элемента $\delta = 0.02$. Рассчитывался переходный режим длительностью T = 30.0, с шагом $\Delta t = 0.03$. Для уменьшения начального возмущения скорость среды за первые десять шагов увеличивалась от нуля до V_{∞} . В области течения находилось от 30 до 60 тысяч вихревых элементов. Для сокращения размерности задачи вихревой след рассматривался только на расстоянии $L_f = 11.0$. Алгоритмы параллельных вычислений, реализованные с использованием технологий MPI и CUDA позволили повысить производительность вычислений более чем в 20 раз по сравнению с работой [15]. Расчет одного переходного режима на рабочей станции, оснащенной процессором Intel Core *i*9 (18 вычислительных ядер) и графическим ускорителем NVidia Tesla V100 занимал от 0.7–1.0 часа.

Пример вихревого следа за винтовым стержнем показан на рис. 2а, где точками отмечены маркеры вихревых элементов. На рис. 26 показаны вихревые структуры (визуализируемые маркерами) в поперечном сечении вихревого следа. Характерные сечения переднего среднего и заднего витков, центры которых лежат в плоскости *OXZ* обозначены как *I*, *II*, *III*. Видно, что вихри Кармана, формирующиеся за витком *I*, воздействуют на последующие витки *II* и *III*. Пространственный характер течения приводит к обтеканию витков под местными углами атаки вследствие чего гидродинамическая нагрузка, приведенная к центрам сечений имеет не только продольную и поперечную, но и боковую составляющую.

Полученная в расчетах зависимость частоты схода вихрей f в сечении I от скорости набегающего потока, приведенная на рис. 3, показывает, что в диапазоне скоростей $0.50 \le V_{\infty} \le 2.00$ могут возникать резонансы по первым четырем собственным частотам. Первая собственная форма соответствует скручиванию витков спирали в фазе (вращение сечений стержня вокруг оси OZ с одновременным изменением радиуса спирали). Вторая и третья формы соответствуют смещениям витков спирали вдоль осей OX и OY соответственно. Четвертая собственная форма соответствует скручиванию переднего и заднего витков в противофазе к среднему витку.



Рис. 2. Вихревой след (точками обозначены маркеры вихревых элементов): (а) – общий вид, (б) – вид в сечении плоскостью *ОХZ*.



Рис. 3. Зависимость от скорости набегающего потока частоты схода вихрей и амплитуды поперечных колебаний сечений в направлении оси ОХ: *I* – сечение *I*; *2* – сечение *II*; *3* – сечение *III*; *4* – частота схода вихрей *f*, Гц.

Известно, что пульсации поперечной компоненты гидродинамической нагрузки при обтекании кругового профиля происходят с частотой схода вихрей, а пульсации продольной компоненты нагрузки – с удвоенной частотой. При обтекании винтового стержня за счет взаимосвязи между движением витков и режимом вихреобразования пульсации всех трех компонент главных векторов гидродинамической нагрузки, приведенных к центрам сечений *I*, *II*, *III* содержат две гармоники: частоту схода вихрей *f* и удвоенную частоту. Для сечений *II* и *III* витков находящихся в спутном следе вихрей, образующихся за передним витком в спектре пульсаций заметны также гармони-ки f/2 и 3f.

Гидродинамическое нагружение вызывает квазистатическое смещение витков и их колебаний относительно нового положения равновесия. Квазистатические (осредненные по времени) перемещения монотонно возрастают с увеличением скоростного

V	S_X			S_Y			S_Z		
,	Ι	II	III	Ι	II	III	Ι	II	III
1.00	-0.05	0.03	0.04	0.08	0.17	0.05	0.06	0.11	0.04
1.50	-0.12	0.04	0.11	0.23	0.37	0.12	0.16	0.26	0.10
2.00	-0.24	0.05	0.18	0.45	0.81	0.19	0.24	0.55	0.21

Таблица 1. Квазистатические перемещения сечений стержня (в долях d)

напора. Перемещения центров сечений I, II, III, отнесенные к диаметру сечения стержня d, для характерных значений V_{∞} приведены в табл. 1. Как показано на рис. 4а. под действием продольной квазистатической нагрузки витки смещаются вдоль оси спирали, а также, в силу наличия местных углов атаки, происходит увеличение радиуса витков спирали. Средний виток, как наименее жесткий, деформируется сильнее всего.

Амплитуды колебаний сечений стержня, отнесенные к диаметру сечения стержня d, даны в табл. 2. Максимальные амплитуды колебаний рассмотренных сечений достигаются в направлении оси OX. На рис. 3 дана зависимость амплитуды этих радиальных колебаний от скорости набегающего потока, показывающая наличие резонанса частоты схода вихрей со второй собственной частотой в диапазоне скоростей близких к $V_{\infty} = 1.25$. Перемещения стержня при резонансе показаны на рис. 46. Спектры колебаний по всем трем компонентам перемещений центров сечений I, II, III содержат гармоники частоты схода вихрей f и 2f, а также первые четыре собственных частоты. Более высокие частоты, в том числе гармоника 3f, по-видимому, демпфируются потоком.

Поскольку у спирального стержня первые собственные частоты являются близкими, отличающимися не более чем на 20% при внешнем воздействии возможно возникновение внутренних резонансов между соседними тонами. Моделирование показало, что при скоростях потока $1.25 \le V_{\infty} \le 1.50$ колебания, возбуждаемые сходом вихрей сопровождаются внутренним резонансом между вторым и третьим тонами, что



Рис. 4. Перемещения стержня в потоке (точки – исходная форма, линии – деформированное состояние): (а) – квазистатическое отклонение от равновесия для скорости потока $V_{\infty} = 2.0$; (б) – перемещения при резонансе $f \approx \omega_2 (V_{\infty} = 1.25)$.

V	A_X		A_Y			A_Z			
V	Ι	II	III	Ι	II	III	Ι	II	III
1.00	0.34	0.82	0.39	0.53	0.57	0.35	0.08	0.23	0.21
1.25	0.40	1.14	0.55	0.59	0.38	0.49	0.11	0.18	0.27
1.50	0.43	0.97	0.47	0.72	0.87	0.30	0.20	0.34	0.31
1.75	0.29	0.84	0.15	0.51	0.87	0.28	0.24	0.37	0.34
2.00	0.28	1.08	0.36	0.50	1.02	0.47	0.32	0.50	0.42

Таблица 2. Амплитуды вибраций сечений стержня (в долях d)

выражается в биениях между обобщенными координатами s_2 и s_3 . Аналогично известному эффекту симпатических маятников, поперечные колебания витков в направлении оси *OX* (рис. 4б) периодически сменяются поперечными колебаниями витков в направлении оси *OY*. При скорости потока $V_{\infty} = 2.0$ также наблюдаются биения между обобщенными координатами s_4 и s_5 , которые, однако, имеют малую амплитуду и не столь заметны при рассмотренных скоростях потока.

Выводы. Результаты моделирования показывают, что гидроупругие колебания сечений рассмотренного винтового стержня в целом подобны колебаниям сечений пучка труб. Однако в силу пространственного обтекания и наличия местных углов атаки в каждом сечении возникает дополнительная сила, действующая из плоскости сечения. Вибрация витков спирали возникает под действием полигармонической нагрузки в спектре которой проявляются не только частота схода вихрей с первого витка, но и ее удвоенная, утроенная и половинная гармоники. Отклик стержня также является полигармоническим. Наиболее интересным является возбуждение в системе внутренних резонансов, возникающие из-за близости собственных частот колебаний стержня. Результаты и методику моделирования можно использовать для оценки долговечности спиральных пучков труб теплообменных аппаратов.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа выполнена при поддержке Министерства науки и высшего образования России (проект 0705-2020-0047).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Жукаускас А., Улинскас Р., Катинас В.* Гидродинамика и вибрации обтекаемых пучков труб. Вильнюс: Мокслас, 1984. 312 с.
- 2. Светлицкий В.А. Механика трубопроводов и шлангов М.: Маш., 1982. 279 с.
- 3. Девнин С.И. Гидроупругость конструкций при отрывном обтекании. Л.: Судостроение, 1975. 192 с.
- 4. Blevins R.D. Flow-Induced Vibration. Sec. Ed. Malabar, FL: Krieger Publ., 1990. 254 p.
- Robinson R.W., Hamilton J. A criterion for assessing wind induced crossflow vortex vibrations in wind sensitive structures. Health and Safety Executive – Offshore Technology Report OTH 92 379. London: Brown & Root Limited, 1992. 62 p.
- Kven Umadhav, Sudhanshu Kumar, Chandrashekar Goud V. Performance analysis of different heat exchanger design using CFD simulation // Int. J. of Research in advanced engineering technologies. 2017. V. 6. Iss. 2. P. 158.
- 7. *Ke Yan, Pei-qi Ge, Jun Hong.* Experimental study of shell side flow-induced vibration of conical spiral tube bundle // J. of Hydrodynamics. 2013. V. 25. Iss. 5. P. 695.

- Heqin Xu, Mallet M., Liszkai T. Turbulent Buffeting of Helical Coil Steam Generator Tubes // Proc. ASME 2014 Pressure Vessels and Piping Conference Vol. 4: Fluid-Structure Interaction. Anaheim, California, USA, July 20–24, 2014. No. PVP2014-28868, V004T04A075. 9 p.
- 9. Chen S.S., Jendrzejczyk J.A., Wambsganss M.W. Tube vibration in a half-scale sector model of a helical tube steam generator // J. of Sound and Vibration. 1983. № 91 (4). P. 539.
- 10. Marcum W.R., Harmon P.L. Characterizing fluid-structure interactions of a helical coil in cross flow // J. of Fluids and Structures. 2016. V. 65. P. 355.
- Merzari E., Yuan H., Kraus A., Obabko A., Fischer P., Solberg J., Lee S., Lai J., Delgado M., Hassan Y. High-Fidelity Simulation of Flow-Induced Vibrations in Helical Steam Generators for Small Modular Reactors // Nuclear Technology. 2019. V. 205. Iss. 1–2. P. 33.
- Васильев С.В., Кузьминов Ю.В. Парогенератор РУ БРЕСТ-ОД-300. Проектное направление "ПРОРЫВ": результаты реализации новой технологической платформы ядерной энергетики 3–4 апреля 2015. 18 с. http://www.innov-rosatom.ru/files/articles/634886229ac31981e4a37a00790a2e9b.pdf
- 13. Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Самолысов А.В., Марчевская О.А. Определение критических параметров обтекания пучка труб методом численного эксперимента // Теплоэнергетика. 2015. № 8. С. 57.
- 14. Самолысов А.В. Повышение вибропрочности трубных пучков теплообменных аппаратов при гидроупругом возбуждении колебаний: дис. ... канд. техн. наук: 01.02.06. М. 2016. 117 с.
- 15. *Щеглов Г.А.* Использование вортонов для расчета колебаний балки в пространственном потоке // Изв. РАН Проблемы машиностроения и надежности машин. 2009. № 4. С. 8.
- 16. Ермаков А.В., Щеглов Г.А. Моделирование методом вихревых элементов динамики цилиндрической оболочки в пространственном потоке жидкости // Изв. вузов. Машиностроение. 2014. № 3. С. 35.
- Dynnikova G. Ya. The Integral Formula for Pressure Field in the Nonstationary Barotropic Flows of Viscous Fluid // J. of Mathematical Fluid Mechanics. 2014. V. 16. Iss. 1. P. 145.
- Cottet G.-H., Koumoutsakos P. Vortex Methods: Theory and Practice. Cambridge: Cambridge University Press, 2000. 320 p.

_ НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ___ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 620.179.14

ОЦЕНКА ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В СТАЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЯХ МАГНИТНЫМИ МЕТОДАМИ

© 2021 г. С. М. Задворкин¹, Л. С. Горулева^{1,*}

¹ Институт машиноведения УрО РАН, Екатеринбург, Россия *e-mail: sherlarisa@vandex.ru

> Поступила в редакцию 14.08.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

В настоящей обзорной статье проанализированы литературные данные о результатах теоретических и экспериментальных исследований, направленных на разработку научных основ оценки остаточных напряжений в ферромагнитных материалах по измерениям их магнитных параметров. Приведены сведения, свидетельствующие о целесообразности применения многопараметрового контроля для расширения диапазона контролируемых остаточных напряжений и снижения неопределенности результатов контроля.

Ключевые слова: остаточные напряжения, ферромагнитные материалы, неразрушающий контроль, магнитные методы **DOI:** 10.31857/S0235711921020164

Остаточными называют механические напряжения, которые существуют и уравновешиваются в теле после удаления причин, вызвавших их появление. Эти напряжения иногда называют внутренними напряжениями. Остаточные напряжения возникают как при изготовлении продукции, так и в процессе эксплуатации и оказывают значительное влияние на ресурс и надежность элементов конструкций, деталей машин и механизмов [1–6]. Растягивающие остаточные напряжения способствуют усталостному разрушению и повышают склонность материалов к коррозии, а остаточные напряжения сжатия снижают чувствительность изделий к концентраторам напряжений и повышают их усталостную прочность. Знание величины остаточных напряжений позволяет провести их корректировку на этапе изготовления изделия и его отбраковки. Из сказанного следует важность определения остаточных напряжений на всех стадиях жизненного цикла изделий, особенно предназначенных для эксплуатации в экстремальных условиях [7–9].

В целях контроля остаточных напряжений чаще всего используют экспериментальные разрушающие и неразрушающие методы. Существующие расчетные методы определения остаточных напряжений [10–15] не учитывают многие факторы, влияющие на их уровень, поэтому требуется экспериментальная проверка результатов расчета. Неразрушающие методы имеют очевидное преимущество перед разрушающими, поскольку позволяют осуществлять не выборочный, а сплошной контроль напряженного состояния изделий, как при изготовлении, так и в процессе эксплуатации. Следует также отметить, что разрушающие методы дают информацию лишь об изменении остаточных напряжений и их перераспределении [16].

При неразрушающем контроле структуры, фазового состава, механических свойств и напряженно-деформированного состояния изделий из ферромагнитных материа-

лов, к которым относится большинство марок конструкционных сталей, хорошо зарекомендовали себя магнитные методы [17, 18]. В настоящем обзоре на основе результатов теоретических и экспериментальных исследований российских и зарубежных ученых рассмотрены возможности магнитной диагностики остаточных напряжений.

Стандартизованные неразрушающие методы определения остаточных напряжений. В настоящее время в России стандартизовано три неразрушающих экспериментальных метода определения остаточных напряжений – инструментального индентирования, ультразвуковой и дифракционный рентгеновский (ГОСТ Р 52731-2007, ГОСТ Р 54093-2010, ГОСТ Р 57172-2016). Аналогичные стандарты существуют и в зарубежных странах (например, ASTM E2860-12; ASTM E915-16, EN 15305, XPA 09-286, SAE J 784A Standard).

Метод инструментального индентирования позволяет оценивать остаточные напряжения только в поверхностных слоях объектов контроля. В случае остаточных напряжений сжатия глубина вдавливания индентора при заданной нагрузке уменьшается, в случае растягивающих остаточных напряжений — увеличивается. Для получения абсолютной величины остаточных напряжений необходимо проводить сравнение твердости индентирования в зоне контроля со значением, полученным на "эталонном" образце, выполненном из того же материала, что и объект контроля.

Ультразвуковой метод определения остаточных напряжений основан на явлении акустоупругости, которое заключается в изменении скорости распространения упругих волн в материале при изменении его напряженного состояния [19, 20]. Теория акустоупругости хорошо разработана, имеются аналитические выражения, описывающие закономерности этого эффекта. Однако практическое использование ультразвукового метода осложняется тем, что эффект акустоупругости довольно слабый, изменение скоростей упругих волн при изменении напряженного состояния не превышает, как правило, 1%. Преимуществом данного метода является высокая проникающая способность ультразвука, многообразие типов ультразвуковых волн. Однако, как и при использовании метода инструментального индентирования, с помощью ультразвукового метода можно оценить только изменения напряженного состояния объекта контроля, для определения абсолютной величины остаточных напряжений необходим "эталон", т.е. испытуемый объект с нулевыми остаточными напряжениями. Вследствие необходимости хорошего акустического контакта с контролируемым объектом нужна специально подготовленная поверхность. Следует учесть, что на скорости упругих волн влияют также дисперсность структуры контролируемого объекта и наличие кристаллографической текстуры, а при использовании поверхностных волн Релея – шероховатость поверхности.

Наиболее распространенным для оценки остаточных напряжений является метод, основанный на дифракции рентгеновских лучей [21–23]. Дифракционный метод позволяет получить абсолютные значения остаточных напряжений, т.е. не требуется знание предыстории изделия и условий его эксплуатации, метод позволяет определять остаточные напряжения в изделиях сложной формы, обеспечивая при этом достаточно высокую точность. Дифракционный метод чаще других стандартизованных методов используют для калибровки при разработке новых методов определения остаточных напряжений. С помощью рентгеновской дифракции можно определять параметры напряженного состояния различных фазовых компонент материала изделия.

На основе анализа рентгенограмм Н.Н. Давиденковым разработана общепринятая классификация остаточных напряжений [24, 25]. Напряжения первого рода (или макронапряжения) уравновешиваются в пределах областей, размеры которых одного порядка с размерами тела (макроскопические объемы) и характеризуются сдвигом дифракционных максимумов на рентгенограммах. Напряжения второго рода (или микронапряжения) уравновешиваются в объемах одного порядка с объемом зерен



Рис. 1. Схема распределения остаточных напряжений [26]. σ_y^{RSI} – макронапряжения, σ_y^{RSII} – микронапряжения, σ_y^{RSIII} – статические искажения решетки.

(микрообъемах) и проявляются на рентгенограммах в виде уширения дифракционных максимумов. Напряжения третьего рода (или статические искажения решетки) уравновешиваются в объемах одного порядка с элементарной кристаллической ячейкой (нанообъемах) и проявляются на рентгенограммах уменьшением интегральной интенсивности дифракционных максимумов.

В материалах всегда наблюдается суперпозиция остаточных напряжений с различными размерами областей их релаксации (рис. 1). Колебания статических искажений кристаллической решетки внутри каждого зерна происходят вблизи некоторого среднего уровня, который и является уровнем микронапряжений в этом зерне. В объеме нескольких зерен колебания микронапряжений происходят вблизи другого среднего уровня, который характеризует макронапряжения в этом объеме. Таким образом, макронапряжения характеризуют среднюю величину остаточных напряжений, а микронапряжения и статические искажения кристаллической решетки — их экстремальные значения. Указанными выше стандартами предписывается определение только макронапряжений. Необходимо отметить, что механические напряжения нельзя измерить, их величину можно только рассчитать в предположении справедливости закона Гука и гипотезы Коши о сплошной однородной среде.

Классификация остаточных напряжений по их влиянию на вид рентгенограмм является условной, поскольку природа всех трех родов остаточных напряжений одинакова и заключается, в конечном счете, в смещении атомов из идеальных положений в кристаллической решетке. Если размер рентгеновского пучка уменьшить до размера зерна, то сдвиг рентгеновских линий в этом случае будет характеризовать микронапряжения, а не макронапряжения. Н.Н. Давиденков признавал, что вместо термина "макронапряжения" корректнее использовать термин "ориентированные микронапряжения" [27].

В [28] показано, что при варьировании размера рентгеновского пучка можно получить разные значения макронапряжений не только по величине, но и по знаку. Из этого факта следует необходимость указания условий рентгеновской съемки в нормативной документации, регламентирующей определение остаточных напряжений в конкретном изделии. Существующими стандартами регламентируется определение только макронапряжений. Однако, для более адекватной характеристики остаточных напряжений в изделиях, наряду с макронапряжениями, желательно определение и микронапряжений, которые дают информацию об экстремальных значениях остаточных напряжений. Аргументом в пользу необходимости определения микронапряжений является также и то, что образование очагов разрушения происходит в объемах, соизмеримых с размером зерна [29, 30]. Кроме того, имеются данные о наличии корреляции величины микронапряжений с макроскопическими характеристиками сопротивления деформированию [31, 32]. С помощью рентгеноструктурного анализа нельзя определить знак микронапряжений [33]. Только совместное определение макро- и микронапряжений позволяет установить и знак, и экстремальную величину остаточных напряжений в анализируемой области объекта контроля. При использовании современной вычислительной техники дополнительная операция по вычислению микронапряжений не окажет существенного влияния на оперативность контроля.

Особенностью рентгеновского метода является малая глубина проникновения рентгеновских лучей (порядка 10 мкм для большинства черных и цветных металлов), вследствие чего требуется тщательная подготовка поверхности объекта контроля. Причем применение абразивов для очистки и шлифовки поверхности нежелательно из-за возможных изменений ее напряженного состояния.

Недостатки стандартизованных методов контроля остаточных напряжений обуславливают актуальность исследований, направленных на создание новых неразрушающих способов этого контроля. В случае изделий из ферромагнитных материалов перспективным представляется магнитный контроль. Он имеет достаточно высокую чувствительность к напряженному состоянию объекта, оперативен, экологически безопасен, не требует тщательной подготовки поверхности, можно реализовать бесконтактный контроль, толщину анализируемого слоя можно варьировать в широких пределах.

Физические основы магнитного контроля напряженного состояния ферромагнетиков и некоторые результаты применения магнитных параметров для оценки остаточных напряжений. Магнитный контроль является одним из старейших неразрушающих физических методов структуроскопии изделий из ферромагнитных материалов. Успешное использование магнитного метода невозможно без фундаментального исследования связей магнитных свойств материала с его структурой, химическим и фазовым составом, механическими свойствами, а также напряженно-деформированным состоянием. Решение этой задачи неосуществимо без ясного представления о влиянии указанных факторов на процессы перемагничивания, которые представляют собой перестройку доменной структуры ферромагнетика в приложенном магнитном поле.

Разбиение ферромагнетика на магнитные домены, т.е. "области с пространственно однородным упорядочением магнитных моментов атомов или ионов" (определения основных терминов и характеристик, касающихся магнитоупорядоченных веществ, даны в ГОСТ 19693-74 "Магнитные материалы. Термины и определения"), приводит к тому, что, хотя каждый домен намагничен до насыщения, суммарный магнитный момент размагниченного тела в отсутствие внешнего магнитного поля равен нулю. Тем самым достигается минимизация внутренней энергии ферромагнетика, которая представляет собой сумму энергии обменного взаимодействия, энергии кристаллографической магнитной анизотропии, магнитостатической энергии и магнитоупругой энергии [34].

Схема простейшей доменной структуры ферромагнетика показана на рис. 2 [34]. Доменная структура состоит из основных (180-градусных) доменов и замыкающих (90-градусных) доменов. Магнитные моменты основных доменов ориентированы вдоль оси легкого намагничивания и попарно антипараллельны, что приводит к "об-


Рис. 2. Доменная структура ферромагнитного монокристалла [34]. Стрелками показаны магнитные моменты доменов. Ось *Z* направлена вдоль оси легкого намагничивания.

нулению" суммарного магнитного момента ферромагнетика. Моменты замыкающих доменов ориентированы перпендикулярно моментам основных доменов, в результате чего предотвращается рассеяние собственных магнитных полей основных доменов во внешнюю среду. В α -железе и сплавах на его основе оси легкого намагничивания совпадают с кристаллографическими осями (100), поэтому магнитные моменты замыкающих доменов тоже ориентированы вдоль одной из осей легкого намагничивания.

Линейные размеры доменов обычно находятся в интервале 1–100 мкм, причем каждое зерно содержит, как правило, несколько доменов [35–37]. Таким образом чем дисперснее зеренная структура ферромагнетика, тем меньше размеры доменов. Толщина доменных границ, т.е. переходных областей, разделяющих домены, по порядку величины не превосходит 0.1 мкм [35–37]. В доменной границе происходит постепенный поворот магнитных моментов атомов или ионов от направления намагниченности одного домена к направлению намагниченности другого домена.

При намагничивании предварительно размагниченного ферромагнетика по мере возрастания напряженности намагничивающего поля Н сначала происходят обратимые и необратимые процессы смещения доменных границ с увеличением объема тех доменов, вектора магнитных моментов которых имеют наибольшую проекцию на вектор напряженности намагничивающего поля. При этом магнитная восприимчивость (и проницаемость) материала возрастает от некоторого начального значения, называемого начальной восприимчивостью $k_{
m hav}$ (начальной проницаемостью $\mu_{
m hav}$) до максимальной величины $k_{\max}(\mu_{\max})$. Параметры $k_{\max}, \mu_{\max}, k_{\max}(\mu_{\max})$, а также напряженность магнитного поля $H_{k_{max}}(H_{\mu_{max}})$, при котором магнитная восприимчивость (проницаемость) достигает максимума, являются структурно чувствительными и часто используются в неразрушающем магнитном контроле. Процесс намагничивания при дальнейшем увеличении Н происходит в основном за счет вращения векторов магнитных моментов доменов к направлению приложенного поля и сопровождается уменьшением восприимчивости (проницаемости). Процессы вращения носят преимущественно обратимый характер. Восприимчивость и проницаемость характеризуют подвижность доменных границ – чем больше эти параметры, тем выше подвижность доменных границ. Поэтому при магнитном насыщении, когда доменные границы исчезают, значения восприимчивости и проницаемости ферромагнетиков почти такие же, как у парамагнетиков.

В идеальных кристаллах доменные границы смещались бы на сколь угодно большое расстояние в сколь угодно малых полях, причем без гистерезиса, т.е. объекты обладали бы бесконечно большой проницаемостью и нулевой коэрцитивной силой. В структуре реальных материалов всегда имеются несовершенства и неоднородности строения в виде дислокаций, инородных включений, полостей, трещин, межзеренных и межфазных границ, внутренних напряжений. Эти несовершенства являются препятствиями для движения доменных границ, что обуславливает, во-первых, конечные значения различных видов восприимчивости (проницаемости) и появление магнитного гистерезиса. Во-вторых, при плавном изменении намагничивающего поля доменные границы в реальных кристаллах движутся не непрерывно, а с задержкой на несовершенствах структуры, при этом намагниченность изменяется скачкообразно. Это явление было обнаружено Г. Баркгаузеном [38, 39] и названо в его честь эффектом Баркгаузена. Эффект Баркгаузена считается первым экспериментальным подтверждением наличия магнитной доменной структуры в ферромагнетиках.

Скачкообразное смещение доменных границ сопровождается излучением электромагнитных импульсов (магнитные шумы Баркгаузена, МШБ) и акустических шумов (магнитноакустическая эмиссия). Величина скачков Баркгаузена и число скачков тесно связаны с подвижностью доменных границ — в области полей, соответствующих максимальным значениям проницаемости и восприимчивости, величина скачков максимальна, а число скачков минимально. Параметры сигналов МШБ и магнитноакустической эмиссии, такие как среднеквадратичное напряжение МШБ и число скачков за цикл перемагничивания, активно используются в целях структуроскопии изделий из ферромагнитных материалов, а также при контроле их напряженного состояния [40].

В основе магнитных методов оценки напряженного состояния ферромагнетиков лежит магнитоупругий эффект [41–43], который заключается в изменении намагниченности ферромагнитного тела при деформации. Впервые этот эффект был обнаружен Э. Виллари в 1865 г. [44]. Магнитоупругий эффект является следствием перестройки доменной структуры под действием механических напряжений. Магнитоупругий вклад U_{σ} во внутреннюю энергию ферромагнетика описывается соотношением [45]

$$U_{\sigma} \sim \sigma \lambda,$$
 (1)

где σ – напряжение; λ – линейная магнитострикция. Как известно [46], магнитострикция магнетиков с кубической кристаллической решеткой описывается двумя константами – λ_{100} и λ_{111} . Константа λ_{100} характеризует магнитострикционную деформацию вдоль осей (100), т.е., в случае железа и сталей – вдоль осей легкого намагничивания, константа λ_{111} – вдоль осей (111). α -Железо имеет константы магнитострикции разных знаков: при 20°С $\lambda_{100} = 20.3 \times 10^{-6}$, а $\lambda_{111} = -21.1 \times 10^{-6}$ [47]. Для изотропного поликристалла λ определяется соотношением [46]

$$\lambda = \frac{3}{2}\lambda_s \left(\cos^2\theta - \frac{1}{3}\right). \tag{2}$$

Здесь $\lambda_s = 0.4\lambda_{100} + 0.6\lambda_{111}$ — магнитострикция насыщения; θ — угол между направлением измерения магнитострикции и направлением намагниченности.

Вследствие разных знаков констант магнитострикции железа и его сплавов полевые зависимости $\lambda(H)$ имеют сложный характер. В качестве примера на рис. З приведены зависимости $\lambda(H)$ для среднеуглеродистой стали марки 45 при различных одноосных напряжениях, направление которых совпадает с направлениями приложения намагничивающего поля и измерения магнитострикции. При $\sigma = 0$ МПа в поле до 170 А/см магнитострикция положительна с максимумом примерно при 30 А/см, а при увеличении напряженности магнитного поля свыше 170 А/см магнитострикция становится отрицательной. Такое поведение объясняется тем, что на начальной стадии намагни-



Рис. 3. Полевые зависимости продольной магнитострикции стали 45 при различных значениях приложенных напряжений [48].

чивания, когда превалируют процессы смещения границ магнитных доменов, магнитострикция железа и сплавов на его основе определяется положительной константой λ_{100} . В силу этого в слабых полях у сталей наблюдается рост положительной величины магнитострикции λ при возрастании напряженности внешнего магнитного поля.

При дальнейшем увеличении поля, когда начинаются процессы вращения векторов намагниченности доменов в направлении приложенного поля, величину магнитострикции определяет отрицательная константа λ_{111} .

При растяжении происходит уменьшение положительного участка полевой зависимости магнитострикции (рис. 3). Этот факт обусловлен тем, что по мере увеличения напряжений объем 90-градусных доменов постепенно уменьшается, остаются только 180-градусные соседства доменов, которые не вносят вклад в магнитострикцию в силу четности эффекта. При этом преобладают процессы вращения векторов намагниченности, и основной вклад в магнитострикцию вносит отрицательная константа λ_{111} . При сжатии положительный участок $\lambda(H)$ увеличивается, и растет величина максимума, наблюдаемого в слабых полях. Легирование стали также приводит к увеличению положительного участка полевой зависимости линейной магнитострикции [48].

Рассмотрим влияние различных соотношений знаков напряжений и магнитострикции на магнитное состояние ферромагнетика. В случае растяжения ферромагнетика с положительной магнитострикцией ($\lambda \sigma > 0$) создаются предпосылки для преимущественной ориентации магнитных моментов доменов вдоль направления растяжения, что будет облегчать намагничивание в этом направлении и, соответственно, уменьшать коэрцитивную силу и увеличивать магнитную проницаемость. Сжатие материала с положительной магнитострикцией ($\lambda \sigma < 0$) приведет к обратным эффектам, поскольку в этом случае магнитным моментам доменов энергетически выгоднее располагаться в плоскости, перпендикулярной направлению действия сжимающих напряжений. Если ферромагнетик обладает отрицательной магнитострикцией, механические напряжения окажут противоположное влияние на преимущественную ориентацию магнитных моментов доменов.

Таким образом, при сжатии железного (или стального) образца ($\sigma < 0, \lambda > 0$) вдоль направления приложения нагрузки коэрцитивная сила будет монотонно возрастать с увеличением (по модулю) напряжений сжатия. При растяжении этого образца с увеличением напряжений коэрцитивная сила вдоль оси растяжения будет сначала умень-



Рис. 4. Схема движения 180-градусной доменной границы ферромагнетика при наличии остаточных напряжений различной дисперсности, где *l* – длина "волны" напряжений, δ – толщина доменной границы [52].

шаться ($\sigma > 0$, $\lambda > 0$), а затем, когда магнитострикция сменит знак ($\sigma > 0$, $\lambda < 0$) – возрастать.

Особенность магнитоупругого эффекта, заключающаяся в неоднозначности зависимостей магнитных характеристик от механических напряжений, ограничивает возможности магнитного контроля приложенных напряжений в стальных изделиях. В [49] отмечается, что в отличие от приложенных напряжений, которые могут как способствовать намагничиванию, так и затруднять его, остаточные напряжения всегда препятствуют изменению намагниченности, и с ростом интенсивности остаточных напряжений возрастает трудность намагничивания и перемагничивания тела.

Е.И. Кондорским впервые была разработана модель, описывающая влияние остаточных напряжений на смещения доменных границ [50]. Схема движения 180-градусной доменной границы в среде с остаточными напряжениями различной дисперсности показана на рис. 4. В рамках "теории напряжений" Кондорского для критических полей 180-градусных доменных границ $H_{\rm kp}^{180}$ получены выражения [51]

$$H_{\kappa p}^{180} = \frac{\lambda_s \Delta \sigma_i \delta}{M_s l} \quad \text{при} \quad l > \delta,$$

$$H_{\kappa p}^{180} = \frac{\lambda_s \Delta \sigma_i l}{M_s \delta} \quad \text{при} \quad l < \delta.$$
(3)

Здесь $\Delta \sigma_i$ — изменение остаточных напряжений σ_i на толщине доменной границы δ ; M_s — намагниченность насыщения материала. Критическим полем называют магнитное поле, необходимое для преодоления смещающейся доменной границей всех потенциальных барьеров, существующих из-за наличия различного рода дефектов в реальных ферромагнетиках. Критическое поле пропорционально коэрцитивной силе H_c .

В формуле (3) фигурирует не величина остаточных напряжений, а их градиент, поскольку в случае 180-градусных соседств вследствие четности эффекта магнитострикции вклад в магнитоупругую энергию дает только доменная граница между ними. Из (3) следует, что коэрцитивная сила линейно возрастает с ростом градиента остаточных напряжений на толщине 180-градусной доменной границы. Максимальное значение критического поля (соответственно, коэрцитивной силы) для необратимого смещения 180-градусных доменных границ достигается, когда $l \approx \delta$. Толщина доменных границ в железе и его сплавах не превышает 0.1 мкм, что намного меньше длины "волны" как макронапряжений, так и микронапряжений. В этих условиях изменение остаточных напряжений на толщине доменной границы невелико, по сравнению с самой величиной остаточных напряжений. С учетом того, что и отношение δ/l в этом случае мало, можно сделать вывод о незначительной величине $H_{\kappa p}^{180}$, обусловленной задержкой движения 180-градусных доменных границ из-за наличия остаточных напряжений.

В отличие от 180-градусных соседств, необратимые смещения 90-градусных доменных границ сопровождаются магнитоупругой деформацией всей перемагничиваемой области. В этом случае критическое поле 90-градусной доменной границы линейно возрастает с увеличением остаточных напряжений [50, 51]

$$H_{\rm kp}^{90} = \frac{\lambda_s \sigma_i}{M_s}.$$
 (4)

Поскольку при намагничивании происходит движение обоих типов доменных границ, коэрцитивная сила представляет собой некое усреднение по критическим полям перемагничивания 90-градусных и 180-градусных доменных границ [51]. Такое же "усреднение" касается и других магнитных характеристик.

В магнитной структуроскопии в качестве информативных параметров чаще всего применяют такие характеристики начальной кривой намагничивания и петли гистерезиса как остаточную индукцию B_r , максимальную магнитную проницаемость μ_{max} и, особенно, коэрцитивную силу H_c [17, 50, 52–55]. Определение магнитных характеристик дано в ГОСТ 19693-74 "Магнитные материалы. Термины и определения". Применяются эти параметры и для оценки уровня остаточных напряжений в изделиях, подвергнутых термической обработке, пластической деформации, сварке и т.д. [56–59].

В качестве примера на рис. 5 показаны зависимости H_c , B_r и μ_{max} образцов, вырезанных из сварной трубы группы прочности K60 по ГОСТ 31447-2012, от микронапряжений σ_i [57]. Труба была изготовлена из стали контролируемой прокатки, химический состав стали соответствовал марке 09Г2С. Уровень остаточных напряжений в образцах варьировали путем отжига. Методами рентгеноструктурного анализа определяли макронапряжения и микронапряжения. Измерения магнитных параметров проводили при намагничивании образцов в том же направлении, в котором определяли σ_i рентгеновским методом. В широком интервале остаточных напряжений (рис. 5) наблюдаются однозначные, близкие к линейным зависимости $H_c(\sigma_i)$, $B_r(\sigma_i)$ и $\mu_{max}(\sigma_i)$. С учетом того, что величины B_r и μ_{max} обратно пропорциональны величине коэрцитивной силы [60, 61], можно сделать вывод, в соответствии с (3), (4), о хорошем согласии этих данных и "теории напряжений" Кондорского, а также о слабом влиянии градиента остаточных напряжений на магнитные характеристики исследованной в [57] экономнолегированной стали с низким содержанием углерода.

Результаты исследования влияния остаточных напряжений, величину которых варьировали интенсивным деформационным воздействием равноканальным угловым прессованием по разным режимам, на магнитные характеристики стали 09Г2С приведены в [62]. Так же, как и для близкой по составу стали контролируемой прокатки, с увеличением остаточных напряжений наблюдается рост коэрцитивной силы и уменьшения остаточной индукции и максимальной магнитной проницаемости, причем эти изменения тоже описываются линейными функциями.

На рис. 6 показаны полученные в [58] зависимости H_c от σ_i для закаленных и отпущенных при разных температурах углеродистых сталей с содержанием углерода 0.35 и 0.8%. Из сравнения рис. 5 и 6 видно, что зависимости H_c (σ_i) для сталей с более высоким содержанием углерода имеют более сложный характер, чем для стали 09Г2С с меньшим содержанием углерода — во-первых, приведенные на рис. 6 зависимости нелинейны и, во-вторых, по мере уменьшения остаточных напряжений (то есть повышения температуры отпуска) наблюдается неоднозначность зависимостей H_c (σ_i), что



Рис. 5. Зависимости коэрцитивной силы H_c , остаточной индукции, B_r и максимальной магнитной проницаемости μ_{max} образцов из трубной стали контролируемой прокатки от остаточных напряжений σ_i [57].



Рис. 6. Зависимости коэрцитивной силы H_c (\bullet) и среднеквадратичного напряжения магнитных шумов Баркгаузена U (\bigcirc) от остаточных напряжений для углеродистых сталей 35 (а) и У8А (б) [58].

связано с процессами выделения карбидов. Это обстоятельство свидетельствует о возможности однопараметрового магнитного контроля только в ограниченном диапазоне остаточных напряжений.

Нелинейный характер зависимостей магнитных характеристик термообработанных среднеуглеродистых и высокоуглеродистых сталей от остаточных напряжений можно объяснить большими градиентами остаточных напряжений в этих материалах и, возможно, значительным вкладом собственно доменных границ в магнитоупругую энергию. Этот вклад считают пренебрежимо малым, поскольку толщина доменных границ значительно меньше размеров доменов. Однако, в случае мелкодисперсной сложной доменной структуры, например, лабиринтарной, объем, занимаемый доменными границами, может быть сравним с объемом доменов, соответственно, сравнимы их роли в магнитоупругом эффекте.

Большое число публикаций посвящено контролю остаточных напряжений с использованием параметров магнитных шумов Баркгаузена [58, 59, 63–68]. Достоинством метода МШБ является высокая оперативность. С другой стороны, метод магнитных шумов Баркгаузена связан с использованием переменного магнитного поля, что ограничивает толщину анализируемого слоя. Она зависит от частоты перемагничивания и может меняться от нескольких микрометров до примерно 1 мм [69, 70]. Таким образом, метод МШБ позволяет оценить лишь поверхностные и приповерхностные остаточные напряжения. Необходимо отметить еще и сильную зависимость параметров магнитных шумов Баркгаузена от шероховатости поверхности объекта контроля.

Чаще всего в качестве параметров магнитных шумов Баркгаузена применяют среднеквадратичное напряжение скачков МШБ и число скачков МШБ. На рис. 6 кроме зависимостей $H_c(\sigma_i)$ показаны зависимости среднеквадратичного напряжения скачков МШБ U от σ_i для закаленных и отпущенных при разных температурах углеродистых сталей с различным содержанием углерода [58]. В отличие от коэрцитивной силы, среднеквадратичное напряжение МШБ уменьшается с возрастанием уровня остаточных напряжений, причем зависимость $U(\sigma_i)$ тоже нелинейна. Параметры H_c и U дополняют друг друга — в тех диапазонах изменения σ_i , где чувствительность H_c к остаточным напряжениям мала, чувствительность U к ним максимальна, и наоборот. В [58] сделан вывод о том, что в целях расширения диапазона контроля остаточных напряжений можно применять двухпараметровый контроль — коэрцитивную силу в области высоких остаточных напряжение (в данном случае после закалки и низкого отпуска), а среднеквадратичное напряжениях (после высокого отпуска).

В [64, 71] предложено для оценки остаточных напряжений использовать новый параметр — "коэрцитивную силу магнитных шумов Баркгаузена" (точка пересечения полевой зависимости временно́го интеграла огибающей МШБ с осью поля), которая была введена по аналогии с гистерезисной коэрцитивной силой. Такой параметр, как высота второго пика огибающей магнитных шумов Баркгаузена применили для количественной оценки остаточных напряжений в работах [71, 72].

В то же время имеются данные, что зачастую метод магнитных шумов Баркгаузена можно применить лишь для качественной оценки остаточных напряжений. Такой вывод сделан, например, в [68], поскольку бо́льшая часть полученных авторами значений среднеквадратичного напряжения МШБ не укладывается в 95-процентный доверительный интервал зависимости остаточных напряжений от значений среднеквадратичного напряжения МШБ. Возможно, это обусловлено проблемой снижения достоверности магнитного контроля остаточных напряжений из-за неучитываемого влияния их градиента, поскольку параметры скачков Баркгаузена связаны с макроскопическими характеристиками начальной кривой намагничивания и петли магнитного гистерезиса [73–75].

Ряд исследователей показал возможность использования магнитной дифференциальной проницаемости, начальной и обратимой проницаемостей для контроля остаточных напряжений. Например, в [76–78] в качестве параметра оценки остаточных напряжений предложено применять дифференциальную проницаемость. Показано количественное согласие распределений дифференциальной проницаемости и остаточных напряжений вдоль сварного шва. Остаточные напряжения определяли методами рентгеновской и нейтронной дифракции. Авторы [76—78] отмечали необходимость точной калибровки величины дифференциальной проницаемости по остаточным напряжениям во всех зонах сварного соединения.

М. Керстен показал, что начальная магнитная восприимчивость никеля (магнитострикция отрицательна) обратно пропорциональна остаточным напряжениям [61]. Для железа зависимость начальной магнитной восприимчивости (проницаемости) от остаточных напряжений может быть более сложной и даже неоднозначной, поскольку знак магнитострикции зависит от напряженного состояния и приложенного магнитного поля. Чтобы избежать этой неоднозначности, в [79–83] для оценки остаточных напряжений в железе и сталях применен такой параметр как отношение обратимой проницаемости, измеренной в остаточно намагниченном состоянии объекта контроля, и начальной проницаемости. Таким образом, фактически было использовано два параметра контроля.

Следует учесть, что дифференциальная, начальная и обратимая проницаемости определяются с большими погрешностями.

Особенности зависимостей коэрцитивной силы и других магнитных параметров сталей от приложенных напряжений, а именно наличие экстремумов на этих зависимостях в [51, 84] предложено использовать для оценки остаточных напряжений. В этих работах показано, что величина приложенных растягивающих напряжений, отвечающая минимуму коэрцитивной силы (соответственно максимумам магнитной проницаемости, остаточной индукции и остаточной намагниченности), коррелирует с величиной остаточных напряжений. Понятно, что практическое применение способа оценки остаточных напряжений, связанного с упругим нагружением объекта контроля, весьма затруднительно.

Обычно при получении калибровочных зависимостей информативных параметров контроля от величины остаточных напряжений не разделяют влияние на магнитные характеристики объекта контроля самой величины остаточных напряжений и их градиента. Такой подход может негативно сказаться на достоверности результатов контроля, поскольку невозможно точно воспроизвести напряженное состояние нескольких одинаковых изделий, изготовленных в одних и тех же условиях по одной технологии.

В [85–88] предлагается разделять вклады от критических полей перемагничивания двух видов доменных границ и оценивать уровень остаточных напряжений по положению экстремумов на полевых зависимостях дифференциальной проницаемости и обратимой проницаемости. Однако реализация такого подхода к определению остаточных напряжений сопряжена со значительными методическими трудностями и большими погрешностями в определении дифференциальной проницаемости.

Большой интерес представляют методы оценки остаточных напряжений, в которых основной вклад в информативный сигнал обусловлен изменением объема, занимаемого 90-градусными доменами. С.В. Вонсовский [89] показал, что в условиях, когда приложенные напряжения равны примерно $0.4\sigma_i$ для железа или $2\sigma_i$ для никеля в этих материалах реализуются условия для максимальной подвижности 90-градусных доменных границ. Соответственно, при указанных выше значениях приложенных напряжений будут наблюдаться максимальные значения начальной восприимчивости (начальной проницаемости). Практическое применение способа оценки остаточных напряжений, связанного с упругим нагружением объекта контроля, весьма затруднительно.

Изменение объема, занимаемого 90-градусными доменами, сопровождается генерацией не только электромагнитных волн, как в случае 180-градусных доменов, но и упругих волн [90–93]. Методы, сочетающие в себе воздействие на объект контроля магнитного поля и регистрацию отклика на это воздействие упругой "подсистемы" объекта, основаны на эффектах магнитоакустической эмиссии и электромагнитноакустического преобразования [94–97].



Рис. 7. Зависимости среднеквадратичного напряжения сигнала магнитоакустической эмиссии $U_{MA\Im}$ от остаточных напряжений σ_i для термообработанных сталей 34ХНЗМ (*I*) и 60С2Ф (*2*) [93].

Высокая чувствительность амплитуды сигнала магнитоакустической эмиссии, которая пропорциональна относительному объему 90-градусных доменов [92], к изменению структурного и напряженно-деформированного состояния ферромагнетика продемонстрирована в [98–101] и др. В качестве примера на рис. 7 показаны полученные в [93] зависимости среднеквадратичного напряжения сигнала магнитоакустической эмиссии $U_{MAЭ}$ от внутренних напряжений для двух марок легированных сталей. Как видно, при больших значениях остаточных напряжений наблюдается нелинейность зависимостей $U_{MAЭ}(\sigma_i)$. Возможно, это связано со значительным вкладом в магнитоупругую энергию 180-градусных доменных границ материалов в таком сложном структурно-фазовом состоянии, в котором находятся легированные стали после закалки и отпуска.

Метод двойного электромагнитно-акустического преобразования основан на преобразовании энергии электромагнитных колебаний в энергию упругих колебаний и последующем обратном преобразовании энергии упругих колебаний в электромагнитные колебания. Созданная на границе "воздух—ферромагнетик" посредством катушки возбуждения электромагнитная волна вызывает движение 90-градусных доменных границ, что порождает упругую волну, которая, в свою очередь, проходя по ферромагнетику "ферромагнетик— воздух" возбуждает электромагнитную волну, регистрируемую приемной катушкой. Таким образом, в основе электромагнитно-акустического преобразования лежат такие свойства твердых тел как способность проводить электрический ток, намагничиваться и при воздействии магнитного поля менять свои размеры.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований возможностей метода электромагнитно-акустического преобразования по оценке напряженно-деформированного состояния изделий приведены в [62, 102–107] и многих других публикациях. В частности, показано, что амплитуда сигнала электромагнитно-акустического преобразования обратно пропорциональна остаточным напряжениям (рис. 8).

Метод электромагнитно-акустического преобразования позволяет определять и скорость упругих волн. Причем, в отличие от традиционного ультразвукового контроля, метод электромагнитно-акустического преобразования является бесконтактным.



Рис. 8. Зависимости амплитуды сигнала электромагнитно-акустического преобразования $U_{\Im MA\Pi}$ и скорости нулевой симметричной моды продольных упругих волн V от остаточных напряжений в углеродистых и легированной сталях: \bigcirc – сталь 35; \blacktriangle – У8, \blacksquare – Р6М5 [62, 106].

Следует отметить ряд особенностей магнитных методов оценки напряженно-деформированного состояния изделий: 1) как и все задачи неразрушающего контроля, восстановление параметров напряженного состояния неразрушающими физическими методами представляет собой обратную задачу, т.е. является некорректно поставленной задачей со свойственными для решений таких задач неопределенностям; 2) магнитные методы определения остаточных напряжений являются косвенными и в каждом конкретном случае требуют калибровки с помощью стандартизованных методов, например, дифракционных; 3) практически невозможно учесть все факторы, которые влияют как на исходную величину информативного параметра контроля, так и на его зависимость от уровня остаточных напряжений, что существенно снижает достоверность результатов контроля остаточных напряжений. Однако приведенные в настоящем обзоре результаты исследований показывают, что во многих случаях магнитные методы дают вполне адекватную оценку уровня остаточных напряжений в изделиях из ферромагнитных материалов. В целях повышения достоверности результатов контроля во многих работах [61, 62, 68, 108-110] предлагается использовать многопараметровый контроль.

Заключение. В обзоре рассмотрены опубликованные в российских и зарубежных источниках результаты теоретических и экспериментальных исследований, направленных на разработку научных основ магнитного контроля уровня остаточных напряжений, сформированных в стальных изделиях термической обработкой и пластической деформацией, с использованием наиболее широко применяемых параметров контроля — коэрцитивной силы, параметров шумов Баркгаузена, различных видов магнитной проницаемости. Приведены данные, свидетельствующие о наличии значимых корреляций тех или иных магнитных параметров с остаточными напряжениями, определенными с помощью рентгеновской дифракции.

Однако при использовании магнитного контроля остаточных напряжений в стальных изделиях могут возникнуть трудности в интерпретации результатов контроля, обусловленные особенностями проявления магнитоупругого эффекта в железе и его сплавах, а также чувствительности магнитных характеристик этих материалов не только к величине остаточных напряжений, но и их градиенту. В связи с этим в обзоре сделан вывод о том, что для расширения диапазона контролируемых остаточных напряжений и снижения неопределенности результатов контроля целесообразно применять многопараметровый контроль, например, использовать в качестве информативных параметров коэрцитивную силу и среднеквадратичное напряжение магнитных шумов Баркгаузена или начальную и обратимую магнитные проницаемости.

БЛАГОДАРНОСТЬ

Авторы выражают благодарность академику РАН Э.С. Горкунову за помощь в подготовке обзора.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Работа выполнена при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (проект № 19-18-50065).

Acknowledgments: The reported study was funded by RFBR, project number 19-18-50065.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Кудрявцев И.В.* Влияние остаточных напряжений на усталостную прочность стали. М.: ВИНИТИ, 1957. 17 с.
- 2. *Кудрявцев П.И.* Остаточные сварочные напряжения и прочность изделий. М.: Машиностроение, 1964. 95 с.
- 3. Колмогоров Г.Л., Кузнецов Е.В., Тиунов В.В. Технологические остаточные напряжения и их влияние на долговечность и надежность металлоизделий. Пермь: Изд-во ПНИПУ, 2012. 226 с.
- 4. *Чернышев Г.Н., Попов А.Л., Козинцев В.М.* Полезные и опасные остаточные напряжения // Природа. 2002. № 10. С. 17.
- 5. *Totten G.E.* Handbook of residual stresses and deformation of steel. ASM International, 2002. 499 p.
- 6. Биргер И.А. Остаточные напряжения. М.: Машгиз, 1963. 232 с.
- 7. *Бигус Г.А., Даниев Ю.Ф.* Техническая диагностика опасных производственных объектов. М.: Наука, 2010. 415 с.
- 8. *Махутов Н.А*. Прочность и безопасность: фундаментальные и прикладные исследования. Новосибирск: Наука, 2008. 528 с.
- 9. Фортов В.Е., Махутов Н.А., Москвичев В.В., Фомин В.М. Машиностроение России: техника Сибири, Севера и Арктики. Красноярск: Изд-во СФУ, 2018. 178 с.
- 10. Рожков И.И., Мыльников В.В. Расчет внутренних остаточных напряжений, возникающих в закаленных деталях машин после химико-термической обработки // Международный журнал экспериментального образования. 2014. № 1–2. С. 114.
- 11. Махутов Н.А., Гаденин М.М., Одинцев И.Н., Разумовский И.А. Развитие методов расчетного и экспериментального определения локальных остаточных напряжений при сложных спектрах нагружения // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 6. С. 53.
- 12. *Сахвадзе Г.Ж.* Особенности конечно-элементного моделирования остаточных напряжений, возникающих в материале при лазерно-ударно-волновой обработке, с использованием метода собственных деформаций // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 4. С. 87.
- 13. *Murugan N., Narayan R.* Finite element simulation of residual stresses and their measurement by contour method // Mater. Desingn. 2009. V. 30. № 6. P. 2067.
- 14. *Гриб В.В.* Диагностика технического состояния оборудования нефтегазохимических объектов. М. ЦНИИТЭнефтехим, 2002. 268 с.
- Богатов А.А. Остаточные напряжения и разрушение металла. Инновационные технологии в металлургии и машиностроении // Сб. научных трудов. Екатеринбург: Тип. "Альфапринт", 2013. С. 95.

- 16. Биргер И.А., Дроздов В.М., Казанцев А.С. Оценка механических методов определения остаточных напряжений. Новые методы испытания и обработки материалов. Минск: Наука и техника, 1975. С. 23.
- 17. Михеев М.Н., Горкунов Э.С. Магнитные методы структурного анализа и неразрушающего контроля. М.: Наука, 1993. 252 с.
- Неразрушающий контроль. Справочник: В 8 т. / Под общ. ред. В.В. Клюева. Т. 6: Кн. 1: Магнитные методы контроля. М.: Машиностроение, 2006. 832 с.
- Withersand P.J., Bhadeshia H.K.D.H. Residual stress part 2 nature and origins // Materials Science and Technology, 2001. V. 17. P. 366.
- 20. Никитина Н.Е. Акустоупругость. Опыт практического применения. Н. Новгород: ТАЛАМ, 2005. 208 с.
- 21. *Агеев В.А.* Определение остаточных напряжений при помощи рентгеновских лучей // Журнал техн. физики. 1958. Вып. 28. № 11.
- 22. Рентгенография в применении к исследованию материалов. Под общей редакцией проф. *Курдюмова Г.В.* М.; Л.: ОНТИ НКТП, 1936. 568 с.
- Munsi A.S., Waddell A.J., Walker C.A. A method for determining x-ray constants for the measurement of residual stress // Strain. 2003. V. 39. P. 3.
- 24. Давиденков Н.Н. Об остаточных напряжениях // Заводская лаборатория. 1935. № 6. С. 688.
- 25. Давиденков Н.Н. Динамические испытания металлов. М.: Л.: ОНТИ, 1936. 395 с.
- 26. *Gert Nolze* The Determination of Residual Stress. Conference: Powder diffraction International school. At: Kolkata, India, October 2002.
- 27. Давиденков Н.Н. К вопросу о классификации и проявлении остаточных напряжений // Заводская лаборатория. 1959. № 3. С. 318.
- Gorkunov E.S., Zadvorkin S.M., Goruleva L.S. Specific Features of the Determination of Residual Stresses in Materials by Diffraction Techniques // AIP Conf. Proc. 2017. 1915. P. 030006.
- 29. Екобори Т. Физика и механика разрушения и прочности твердых тел. М.: Металлургия, 1971. 264 с.
- 30. Остаточные напряжения, сборник статей / под ред. Осгуда В.Р. Издательство иностранной литературы, 1957. 396 с.
- Cagliotti V., Sachs G. Die Entwicklung von Eigenspannungen durch Dehnen // Z. Phys. 1932. V. 74. P. 647.
- 32. Голубков В.М., Ильина В.А., Крицкая В.К., Курдюмов Г.В., Перкас М.Д. Изучение физических факторов, определяющих упрочнение легированного железа. В сб.: Проблемы металловедения и физики металлов. М.: Металлург издат., 1958. С. 65.
- 33. Русаков А.А. Рентгенография металлов. М.: Атомиздат, 1977. 480 с.
- 34. *Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М.* К теории магнитной проницаемости ферромагнитных тел, см. Л.Д. Ландау. Собрание трудов. М.: Наука, 1972. Т. І. 510 с.
- 35. Кринчик Г.С. Физика магнитных явлений. М.: Изд. МГУ, 1985. 336 с.
- 36. Барьяхтар В.Г., Иванов Б.А. В мире магнитных доменов. Киев: Наукова думка, 1986. 159 с.
- Тикадзуми С. Физика ферромагнетизма. Магнитные характеристики и практические применения. М.: Мир, 1987. 419 с.
- Barkhausen H. Zwei mit Hilfe der neuen Verstarker entdeckte Erscheinungen // Phys. Ztschr., 1919.
 V. 20. № 17. P. 401.
- 39. Рудяк В.М. Эффект Баркгаузена // УФН. Т. 101. Вып. 3. 1970. С. 429.
- 40. Венгринович В.Л., Винтов Д.А., Прудников А.Н., Подугольников П.А., Рябцев В.Н. Особенности измерения напряжений в ферромагнетиках методом эффекта Баркгаузена // Контроль. Диагностика. 2017. № 8. С. 10.
- 41. Вонсовский С.В., Шур Я.С. Ферромагнетизм. М.: Л.: ОГИЗ, 1948. 816 с.
- 42. Becker R., Doring W. Ferromagnetismus. Berlin, Springer, 1939. 440 p.
- Jiles D.C. Microstructure and Stress Dependence of the Magnetic Properties of Steels. In: *Thompson D.O., Chimenti D.E.* (eds) Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation. Boston, Springer, 1990. P. 1821.
- 44. Villary E. Ueber die Aenderungen des magnetischen Moments, welche der Zug und das Hindurchleiten eines galvanischen Stroms in einem Stabe von Stahl oder Eisen hervorbringen // Ann. Phys. Chem. 1865. V. 126. P. 87.

- 45. Белов К.П. Упругие, тепловые и электрические явления в ферромагнитных металлах. М.: Гостехиздат, 1951. 254 с.
- 46. Акулов Н.С. Ферромагнетизм. М. Л.: Гостеоретиздат, 1939. 188 с.
- 47. Таблицы физических величин. Справочник. Под ред. Кикоина И.К. М.: Атомиздат, 1976. 1008 с.
- 48. Gorkunov E.S., Zadvorkin S.M., Mushnikov A.N., Povolotskaya A.M. Studying magnetoelastic effects in ferromagnetic structural materials // X International Conference Navy and Shipbuilding Nowadays NSN Proceedings, Saint Petersburg, 2019. P. 26.
- 49. *Бозорт Р.М.* Современное состояние теории ферромагнетизма // Успехи физических наук. 1936. Т. 16. № 8. С. 1044.
- 50. Кондорский Е.И. К вопросу о природе коэрцитивной силы и необратимых изменениях при намагничивании // ЖЭТФ. 1937. Т. 7. С. 1117.
- 51. *Кулеев В.Г., Горкунов Э.С.* Механизмы влияния внутренних и внешних напряжений на коэрцитивную силу ферромагнитных сталей // Дефектоскопия. 1997. № 11. С. 3.
- 52. *Щербинин В.В., Горкунов Э.С.* Магнитный контроль качества металлов, Екатеринбург: Изд. УрО РАН, 1996. 264 с.
- 53. *Клюев В.В.* Неразрушающий контроль и диагностика: справ. М.: Машиностроение, 2005. 656 с.
- 54. Бида В.Г., Ничипурук А.П. Коэрцитиметрия в неразрушающем контроле // Дефектоскопия. 2000. № 10. С. 3.
- 55. Вицена Φ. По поводу связи коэрцитивной силы ферромагнетиков с внутренними напряжениями // Чехословацкий физический журнал. 1954. V. 4. С. 419.
- 56. *Махалов М.С., Блюменштейн В.Ю* Неразрушающий контроль остаточных напряжений магнитными методами в условиях простого нагружения // Вестник машиностроения. 2016. № 4. С. 22.
- 57. Горкунов Э.С., Митропольская С.Ю., Задворкин С.М., Шеринева Л.С., Туева Е.А. Влияние внутренних и внешних напряжений на магнитные свойства трубной стали после контролируемой прокатки // Деформация и разрушение материалов. 2010. № 6. С. 35.
- 58. Горкунов Э.С., Задворкин С.М., Горулева Л.С., Бухвалов А.Б. Об эффективности использования магнитных и электрических параметров неразрушающего контроля микроискажений кристаллической решетки в углеродистых сталях после термической обработки // Дефектоскопия. 2012. № 3. С. 27.
- 59. Горкунов Э.С., Задворкин С.М., Горулева Л.С. Сопоставление магнитных параметров закаленных трубных сталей с остаточными макро- и микронапряжениями, определенными рентгеновским методом // Дефектоскопия. 2019. № 5. С. 22.
- 60. *Аркадьев В.К.* Электромагнитные процессы в металлах. Ч. 1. Постоянное электрическое и магнитное поле. М. Л.: ОНТИ НКТП, 1934. 230 с.
- 61. Меськин В.С. Ферромагнитные сплавы. М., Л.: ОНТИ НКТП, 1937. 791 с.
- 62. Горкунов Э.С., Задворкин С.М., Горулева Л.С., Туева Е.А., Веселов И.Н., Яковлева С.П., Махарова С.Н., Мордовской П.Г. Влияние режимов равноканального углового прессования на механические и магнитные свойства стали 09Г2С // Дефектоскопия. 2012. № 10. С. 18.
- 63. Филинов В.В., Шатерников В.Е., Аракелов П.Г. Контроль технологических напряжений методом магнитных шумов // Дефектоскопия. 2014. № 12. С. 58.
- 64. Stupakov A., Takagi T., Kolarik K. Barkhausen Noise Testing of Residual Stresses Introduced by Surface Hardening Techniques. Conference: 18th International Workshop on Electromagnetic Non-destructive Evaluation At: Bratislava, Slovak Republic, 2013. Studies in Applied Electromagnetics and Mechanics, 2013. V. 39.
- 65. Santa-aho, Vippola M., Saarinen T., Isakov M., Sorsa A., Lindgren M., Leiviskä K., Lepistö T. Barkhausen noise characterisation during elastic bending and tensile-compression loading of casehardened and tempered samples // Journal of Material Science. 2012. V. 47. P. 6420.
- 66. Vourna P., Ktena A., Tsakiridis P.E., Hristoforou E. An accurate evaluation of the residual stress of welded electrical steels with magnetic Barkhausen noise // Measurement. 2015. V. 71. P. 31.
- Ilker Yelbay H., Ibrahim Cam, Hakan Gur Non-destructive determination of residual stress state in steel weldments by Magnetic Barkhausen Noise technique // NDT & E International. 2010. V. 43. P. 29.

- 68. *Hizli H., Hakan GURC*. Applicability of the magnetic Barkhausen noise method for nondestructive measurement of residual stresses in the carburized and tempered 19CrNi5H steels // Res Nondestr. Eval. 2018. V. 29. № 4. P. 221.
- 69. Венгринович В.Л., Якунин В.П., Леготин С.Д., Бусько В.Н. К вопросу о толщине информативного слоя при магнитно-шумовой структуроскопии // Дефектоскопия. 1986. № 2. С. 89.
- 70. Филинов В.В., Аракелов П.Г., Кунин Н.Т., Головченко Д.А. К вопросу о толщине информативного слоя при магнитошумовом контроле // Дефектоскопия. 2019. № 1. С. 32.
- Stupakov O., Perevertov O., Tom'a s I., Skrbek B. Evaluation of surface decarburization depth by magnetic Barkhausen noise technique // JMMM. 2011. V. 323. P. 1692.
- Moorthy V., Shaw B.A., Mountford P., Hopkins P. Magnetic Barkhausen emission technique for evaluation of residual stress alteration by grinding in case-carburised En36 steel // Acta Materialia. 2005. V. 53. P. 4997.
- 73. Клюев В.В., Васильев В.М., Деетярев А.П., Есилевский В.П. К статической теории связи характеристик эффекта Баркгаузена с параметрами петли гистерезиса // ФММ. 1981. Т. 52. № 5. С. 971.
- 74. Киренский Л.В., Саланский Н.М., Родичев А.М. Эффект Баркгаузена при приближении петли гистерезиса к прямоугольной // ФММ. 1963. Т. 16. № 4. С. 630.
- Stupakov O., Pal'a J., Yurchenko V.V., Tomas Ivan, Bydžovský J. Measurement of Barkhausen noise and its correlation with magnetic permeability // JMMM. 2008. V. 320. Iss. 3–4. P. 204.
- 76. Hristoforou E., Vourna P., Ktena A., Svec P. On the Universality of the Dependence of Magnetic Parameters on Residual Stresses in Steels // IEEE Trans. Magn. 2016. V. 52. P. 1.
- Vourna P., Ktena A., Tsakiridis P.E., Hristoforou E. A novel approach of accurately evaluating residual stress and microstructure of welded electrical steels // NDT E Int. 2015. V. 71. P. 33.
- Vourna P., Ktena A., Tsakiridis P.E., Hristoforou E. Magnetic residual stresses monitoring technique for ferromagnetic steels // Metals. 2018. V. 8. P. 592.
- 79. Горкунов Э.С., Сомова В.М., Ничипурук А.П. Способ электромагнитного контроля качества термической обработки изделий. Авторское свидетельство. Институт физики металлов Уральского отделения АН СССР, 1990.
- 80. Горкунов Э.С., Хамитов В.А., Бартынев О.А., Сомова В.М., Волков В.А. Магнитоупругая акустическая эмиссия в термически обработанных конструкционных сталях // Дефектоскопия. 1987. № 3. С. 3.
- Dahl O., Pfaffenberger J., Sprung H. Neue Magnetische Werkstoffe fur Pupinspulen // Elektr. Nachr. Technik. 1933. V. 10. P. 317.
- Abuku S., Cullity B.D. A magnetic method for the determination of residual stress // Experimental Mechanics. 1971. V. 11. P. 217.
- 83. Gorkunov E.S., Zadvorkin S.M., Goruleva L.S. Correlation of Residual Stresses with Magnetic Properties of Armco Iron // AIP Conf. Proc. 2018. V. 2053. P. 030022.
- 84. Кулеев В.Г., Царькова Т.П. Особенности зависимости коэрцитивной силы сталей от упругих растягивающих напряжений после пластических деформаций и термообработки // Физика металлов и металловедение. 2007. Т. 104. № 5. С. 479.
- 85. *Кулеев В.Г., Сташков А.Н., Царькова Т.П., Ничилурук А.П.* Экспериментальное нахождение полей необратимых смещений 90-градусных доменных границ в пластически деформированных малоуглеродистых сталях // Дефектоскопия. 2018. № 10. С. 37.
- 86. Сташков А.Н., Кулеев В.Г., Щапова Е.А., Ничипурук А.П. Исследование зависимостей обратимой проницаемости от поля в пластически деформированных малоуглеродистых сталях // Дефектоскопия. 2018. № 12. С. 35.
- 87. Кулеев В.Г., Дегтярев М.В., Сташков А.Н., Ничипурук А.П. О физической природе пиков дифференциальной магнитной проницаемости в пластически деформированных малоуглеродистых сталях // ФММ. 2019. Т. 120. № 2. С. 137.
- 88. Кулеев В.Г., Сташков А.Н., Ничипурук А.П. Причина отличия полей пиков обратимой и дифференциальной магнитной проницаемости в деформированных малоуглеродистых сталях // ФММ. 2019. Т. 120. № 7. С. 688.
- 89. Вонсовский С.В. Влияние слабых упругих напряжений на начальную обратимую восприимчивость ферромагнетиков // ЖЭТФ. 1947. Т. 17. № 12. С. 1094.
- 90. Грешников В.А., Дробот Ю.Б. Акустическая эмиссия. М.: Изд-во стандартов, 1976. 272 с.

- Kobayashi E., Sano K. Microstructure dependence of acoustic emission in magnetization process // Transaction ISIJ. 1985. V. 25. P. 128.
- 92. Юдин А.А., Лопатин М.В. К теории магнитной акустической эмиссии. Деп. в ВИНИТИ. 1987. № 3158-В-877. 19 с.
- 93. Горкунов Э.С., Ульянов А.И., Хамитов В.А. Магнитоупругая акустическая эмиссия в ферромагнитных материалах // Дефектоскопия. 2002. № 5. С. 87.
- 94. Васильев А.Н., Гайдуков Ю.П. Электромагнитное возбуждение звука в металлах // УФН. 1983. Т. 141. С. 431.
- 95. Конторович В.М., Глуцюк А.М. Преобразование звуковых и электромагнитных волн на границе проводника в магнитном поле // ЖЭТФ. 1961. Т. 41. С. 1195.
- 96. Комаров В.А. Квазистационарное электромагнитно-акустическое преобразование в металлах. Свердловск: Изд УНЦ АН СССР, 1986. 235 с.
- 97. Комаров В.А. Электромагнитно-акустическое преобразование метод неразрушающего контроля // УФН. 1986. Т. 150. С. 164.
- 98. Горкунов Э.С., Хамитов В.А., Бартенев О.А. Исследование возможности контроля внутренних напряжений в ферромагнитных сталях методом магнито-упругой акустической эмиссии. Тезисы докл. науч.-техн. конф. "Современные методы неразрушающего контроля и их метрологическое обеспечение". Ижевск, 1986. С. 38.
- 99. Ng D.H.L., Jakubovics J.P., Scruby C.B., Briggs G.A.D. Effect of stress on magnetoacoustic emission from mild steel and nickel // J. Magnetism and Magnetic Materials. 1992. V. 104. P. 355.
- 100. *Tochilin S.B., Jakubovics J.P., Briggs G.A.D.* Use of Magnetoacoustic Emission for Studying Stress in Industrial Components // IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS. 1995. V. 31. № 6. P. 4163.
- 101. Namkung M., Heyman J.S., Allison S.G., Ultata D. Low-Field Magnetoacoustic Residual Stress Measurement in Steel // NDT & E International. 1987. V. 24. P. 301.
- 102. Комаров В.А., Мужицкий В.Ф. Особенности электромагнитно-акустического преобразования при наличии механических напряжений. III Внутренние напряжения // Дефектоскопия. 2005. № 11. С. 70.
- 103. Комаров В.А. Магнитоупругое электромагнитно-акустическое преобразование часть 5*. Связь приложенных и внутренних напряжений с ЭМАП при эффекте Джоуля // Контроль. Диагностика. 2019. Т. 253. № 7. С. 14.
- 104. Муравьев В.В., Волкова Л.В., Платунов А.В., Куликов В.А. Электромагнитно-акустический метод исследования напряженно-деформированного состояния рельсов // Дефектоскопия. 2016. № 7. С. 12.
- 105. Fujisawa Kazuo, Murayama Riichi, Yonehara Sadao, Sakamoto Haruo Nondestructive measurement of residual stress in railroad wheel by EMAT (Electromagnetic acoustic transducer) // NDT & E International. 1995. V. 28. Iss. 2. P. 113.
- 106. *Горкунов Э.С., Задворкин С.М., Соломеин М.Н.* Использование метода электромагнитноакустического преобразования для оценки микронапряжений в сталях // Дефектоскопия. 2004. № 7. С. 26.
- 107. Горкунов Э.С., Задворкин С.М., Родионова С.С., Соломеин М.Н., Царькова Т.П. Оценка внутренних микронапряжений в высокоуглеродистых сталях по параметрам электромагнитно-акустического преобразования // Дефектоскопия. 1999. № 9. С. 38.
- 108. Мельгуй М.А. Многопараметровые методы магнитной структуроскопии и приборы для их реализации (обзор), ч. І. Многопараметровая магнитная структуроскопия с использованием параметров петли гистерезиса, измеряемых в замкнутой магнитной цепи электромагнит—изделие // Дефектоскопия. 2015. № 2. С. 27.
- 109. Мужицкий В.Ф., Султанов М.Х., Загидулин Р.В., Макаров П.С. Многопараметровый метод оценки напряженно-деформированного состояния стальных изделий и трубопроводов // Контроль. Диагностика. 2006. № 8. С. 17.
- 110. Lachmann C., Nitschke-Pagel T., Wohlfahrt H. Characterisation of Residual Stress Relaxation in Fatigue Loaded Welded Joints by X-Ray Diffraction and Barkhausen Noise Method Materials, Science Forum, 2000. V. 347–349. P. 374.

_ НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ __ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 004.942

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ ДЛЯ УПРЕЖДЕНИЯ КОРОБЛЕНИЯ КОМПОЗИТНЫХ ИЗДЕЛИЙ

© 2021 г. Л. П. Шабалин^{1,*}, Е. А. Пузырецкий¹, И. Н. Сидоров¹, А. М. Гирфанов¹

¹ Казанский национальный исследовательский технический университет им. А.Н. Туполева, Казань, Россия

*e-mail: leonid.shabalin@gmail.com

Поступила в редакцию 31.07.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

Статья посвящена проблеме остаточных напряжений, возникающих в процессе отверждения изделий из полимерных композиционных материалов и приводящих к короблению. Предложена расчетная методика, позволяющая прогнозировать остаточные деформации и проектировать формообразующую оснастку с упреждением. Использование разработанного подхода позволяет обеспечить высокую точность изготовления изделий из ПКМ. Проведен анализ влияния параметров модели на точность результатов.

Ключевые слова: остаточные напряжения, коробление, упреждение технологической оснастки, отверждение, композитный материал, методика

DOI: 10.31857/S0235711921020127

В настоящее время широкое применение в авиакосмической отрасли нашли композиционные материалы. Они получили широкое распространение в первую очередь благодаря своей высокой удельной прочности, способности выдерживать динамические нагрузки и возможности изготовления изделий любых форм и размеров. Однако имеются и недостатки, обусловленные анизотропией материалов. В процессе изготовления изделия из ПКМ подвергаются короблению. Коробление – это искажение формы тела под действием остаточных напряжений. В связи с этим, большая часть продукта оказывается бракованной по причине того, что не соответствует заявленным требованиям по точности изготовления. Но даже если изделие проходит контроль качества, оно частично деформируется при монтировании в конструкцию, т.к. геометрические параметры не соответствуют номинальным [6–14]. Это говорит о том, что изделие будет эксплуатироваться с заведомо более высокими внутренними напряжениями, что может привести к его скорой, непредвиденной поломке [1–4].

Условно существуют два подхода для решения данной проблемы — аналитический и конечно-элементный. Аналитический подход имеет значительные ограничения по сложности геометрии рассматриваемой конструкции и не всегда дает точные результаты. Проводились эксперименты по сравнению сходимости результатов конечно-элементного (КЭ) расчета величины Spring-In эффекта ("схлопывание угла") с использованием различных способов задания модели материала. В работе [15] приводится сравнение классической упругой модели материала и модели СНІLE (cure hard-ening instantaneous linear elastic). Модель СНІLE традиционно считается более точной, т.к. учитывает изменение характеристик композиционного материала в зависимости от температуры и степени полимеризации матрицы. Но результаты исследования, на

Форма изделия	Эксп. значение	Упругая модель/погрешность	CHILE модель/погрешность
С-профиль	1.00°	1.00°/0.0%	1.00°/0.0%
Носовая часть крыла самолета	0.91 мм	0.96 мм/5.5%	0.98 мм/7.7%

m ~	4	0		
Таолина		Сопоставление	молелеи	материала
тиотици		Confortablicitite	модолон	marepmana

примере двух различных геометрий, показали, что упругая модель дает большую сходимость с результатами эксперимента (табл. 1). Под деформацией, в данном случае понимается изменение угла изделия для С-профиля и максимальные перемещения для геометрии носовой части крыла самолета.

Результаты исследований позволяют сделать вывод, что использование более простой упругой модели для КЭ-анализа коробления является допустимой инженерной практикой.

В некоторых работах приводится аналитический метод прогнозирования Spring-In эффекта. Экспериментальным путем получена формула, позволяющая вычислить величину схлопывания угла композитного изделия [2]. Отметим, что формула была получена для частного вида ортогонального армирования на изделии, геометрия которого не зависит от продольной координаты. В случае, если рассматривается элемент сложной геометрии или другого вида армирования, то зависимость может быть другой.

$$\Delta \theta = \Delta \theta_{\rm TKC} + \Delta \theta_{\rm X} = \theta \left(\frac{(\alpha_{\rm \Pi} - \alpha_{\rm C}) \Delta T}{1 + \alpha_{\rm C} \Delta T} \right) + \theta \left(\frac{\phi_{\rm \Pi} - \phi_{\rm C}}{1 + \phi_{\rm C}} \right),\tag{1}$$

где $\Delta \theta_{TKC}$ – термический компонент схлопывания; $\Delta \theta_X$ – компонент химической усадки; θ – начальный угол; α_{Π} – КЛТР вдоль армирования композита; α_C – КЛТР по толщине ламината (либо КЛТР связующего); ΔT – перепад температур режима полимеризации; ϕ_{Π} – химическая усадка вдоль армирования композита; ϕ_C – химическая усадка по толщине ламината (либо усадка связующего).

В некоторых случаях сходимость с экспериментальными данными составляет до 50%.

В работе [16] предлагается модифицированная версия уравнения (1). Было учтено изменение свойств материала в зависимости от температуры, степени полимеризации и фазы связующего. Удалось добиться удовлетворительной сходимости с результатами экспериментов.

Рассмотренные подходы обладают различной степенью сходимости с экспериментом. Наиболее точными результатами обладают исследования на основе конечно-элементного моделирования.

Описание методики расчета. Предлагаемая методика расчета остаточных напряжений и упреждения оснастки основана на конечно-элементном подходе с использованием CAE/CAD программных комплексов ANSYS, GOM Inspect, Geomagic Design X.

Расчеты проведены на примере модели разделителя потоков турбореактивного двигателя, изготавливаемого из препрег HEXCEL M56 (рис. 1а). Данная модель выбрана ввиду ее простоты и малых габаритов.

Конечно-элементное моделирование процесса отверждения детали включает последовательность решения задачи нестационарного теплообмена и определения напряженно-деформированного состояния в квазистатической постановке.

Исходными данными являются физико-механические характеристики (ФМХ) препрега, тепловой режим полимеризации, параметры уравнения автокаталитической реакции отверждения. При этом, ФМХ препрега зависят от состояния материала ("жидкое", гелеобразное, отвержденное).



Рис.1. Исходная модель изделия: (а) – геометрическая; (б) – конечно-элементная.

Геометрия и конечно-элементная модель образца. Для КЭ-анализа необходимо построение структурированной КЭ-модели (рис. 16).

Сетка строилась с использованием гексаэдрических элементов с уточнением в местах скруглений для лучшего описания углов.

Используемые материалы. В табл. 2, 3 представлены характеристики материала Hex-Ply M56/40%/193PW/AS4-3K, использованного при изготовлении натурных образцов и изделий.

Модель материала, использованную в расчетах, можно представить комбинацией упругих, теплофизических и физико-химических параметров. В основе лежит упругая ортотропная модель, дополненная ортотропными характеристиками линейного температурного расширения и теплопроводности, теплоемкости, а также моделью отверждения ACCS (ANSYS Composite Cure Simulation). Модель материала описывает его поведение в трех фазах – жидкой, гелеобразной и твердой.

На величину коробления оказывает существенное влияние несколько факторов, таких как химическая усадка, кинетика отверждения связующего, коэффициент линейного температурного расширения (КЛТР). Следует заметить, что химическая усадка происходит только в связующем. Поэтому необходимо, также, учитывать объемное содержание в нем волокон (коэффициент наполнения, *k*) [19].

	Величина		
Характеристика	В "жидком" и гелеобразном состоянии	В твердом состоянии	
Плотность, ρ , кг/м ³	1580		
E_x, E_y , МПа	59310	65900	
E_Z , МПа	6210	6900	
μ_{XY}	0.044	0.04	
μ_{YZ}, μ_{XZ}	0.33	0.3	
G_{XY} , МПа	3150	3500	
$G_{YZ}, G_{XZ},$ МПа	2430	2700	

Таблица 2. Физико-механические характеристики материала

Коэффициент линейного теплового расширения X и Y, α_{Lx} , α_{Ly} , C ⁻¹	1.45×10^{-6}
Коэффициент линейного теплового расширения Z, α_{Lz} , C ⁻¹	3.75×10^{-5}
Теплопроводность в направлениях X, Y, κ_X , κ_Y , Bт/м/C ⁻¹	3
Теплопроводность в направлении Z, κ_Z , Bт/м/C ^{-1}	0.658
Теплоемкость, С, Дж/кг/С ⁻¹	1300
Энергия активации, <i>Е</i> _A , Дж	69500
Предэкспоненциальный фактор, <i>A</i> , с ⁻¹	63000
Коэффициент <i>m</i> , уравнения автокаталитической реакции	0.5
Коэффициент n, уравнения автокаталитической реакции	1.5
Коэффициент наполнения, k	0.5742
Начальная степень отверждения связующего, α_0	0.0001
Максимальная степень отверждения связующего, $\alpha_{\rm K}$	0.9999
Степень отверждения гелеобразования, α_{Γ}	0.33
Начальное значение температуры стеклования, $T_0, { m C}$	2.67
Конечное значение температуры стеклования, $T_{\rm \scriptscriptstyle K},{ m C}$	218.27
Параметр λ	0.4708
Химическая усадка в направлениях X, Y, ϕ_X , ϕ_Y , мм/мм	0.001
Химическая усадка в направлении Z, ϕ_Z , мм/мм	0.01

Таблица 3. Характеристики материала расчета теплообмена и отверждения

Схема армирования. В исследовании использована укладка со схемой армирования [0; 90]_s. Общее количество слоев — 14; толщина монослоя — 0.214 мм. Такая укладка обеспечит минимальное коробление изделия, т.к. преобладающим для данной геометрии является "Spring-In"-эффект, который приводит к схлопыванию углов изделия.

Граничные условия. Граничными условиями расчета процесса формования изделия являются: изменение температуры поверхности стекателя в процессе печного формования, внешнее давление, оказываемое вакуумным мешком, ограничение перемещения изделия по внутренней поверхности, имитирующее оснастку и ограничение смещения модели как единого целого.

Для расчета полимеризации изделия был задан режим формования согласно паспорту материала (табл. 4).

В расчетах использована автокаталитическая модель кинетики отверждения

$$f(T,a) = A_{\rm l} \exp\left(-\frac{E_{\rm l}}{T}\right) a^m (1-a)^n,$$
(2)

где A_1 — предэкспоненциальный множитель. Физический смысл A_1 — количество соударений молекул взаимодействующих веществ в секунду. Единица измерения [1/c]; E_1 — энергия активации. Физический смысл — энергия, которой необходимо обладать системе взаимодействующих молекул, чтобы произошла реакция. Единица измерения [Дж]; T — абсолютная температура. Единица измерения [K]; a — степень полимеризации связующего; m, n — коэффициенты, определяющиеся эмпирическим путем.

Анализ результатов. Результатом анализа являются эпюры перемещений узлов расчетной модели (рис. 2a).

Этап	T, °C	Время, мин	Основная функция
0	20	0.0	нагрев
1	110	45.0	нагрев
2	110	105.0	полимеризация
3	180	140.0	нагрев
4	180	260.0	полимеризация
5	90	290.0	охлаждение
6	40	300.0	охлаждение

Таблица 4. Температурный режим отверждения препрега

Для более точного анализа коробления использован программный комплекс GOM Inspect, который позволяет работать с облаком точек и сеточными моделями. С его помощью узлы деформированной сеточной модели и соответствующие им точки номинальной CAD-модели были совмещены по наилучшему совпадению. Далее были получены эпюры отклонений (рис. 26).

Таким образом, величина схлопывания нижних кромок составляет 1.95 мм или 0.6971°.

Изготовление образцов. Для оценки сходимости результатов КЭ-анализа с экспериментом, были изготовлены натурные образцы (рис. 3).

Метрологический контроль геометрических параметров образцов. Готовый образец был измерен при помощи электронного штангельциркуля. Производилось измерение расстояния между нижними кромками для трех образцов. Результаты в сравнении с расчетными данными представлены в табл. 5.



Рис. 2. Эпюра отклонения изделия после снятия с оснастки: (а) – расчетное перемещение узлов, (б) – отклонение геометрии от номинальной.



Рис. 3. Этапы формования изделия: (а) – выкладка и прикатка заготовок валиком; (б) – выложенный пакет слоев в зоне сгиба; (в) – укладка перфорированной пленки и силиконовой цулаги Penta; (г) – выкладка дренажной ткани и формирование вакуумного мешка.

Сопоставление результатов конечно-элементного анализа и аналитического. Фактическое значение составляет 14 мм. Следовательно, согласно эксперименту, схлопывание угла составляет 0.7174°. Таким образом, погрешность результатов КЭ-расчета с экспериментальными данными составляет

$$\delta_{\rm MK\Im} = \frac{0.7174 - 0.6971}{0.7174} \times 100\% = 2.83\%.$$

Полученный результат говорит о хорошей сходимости КЭ-анализа с экспериментальными данными.

Аналитический метод расчета схлопывания угла, предложенный в [2] показал что

$$\Delta \theta = 23.96^{\circ} \left(\frac{(1.45 - 37.5) \times 160 \times 10^{-6}}{1 + 37.5 \times 160 \times 10^{-6}} \right) + 23.96^{\circ} \left(\frac{0.001 - 0.01}{1 + 0.01} \right) = -0.3506^{\circ}.$$

N⁰	Фактическое значение, мм	Номинальное значение, мм	Расчетное значение, мм
1	14.01	16	14.0565
2	13.98		
3	14.01		

Таблица 5. Сопоставление расчетного и фактического схлопывания



Рис. 4. Номинальная геометрия изделия и геометрия оснастки с упреждением. Размеры в мм.

Погрешность результатов аналитического расчета с экспериментальными данными составляет

$$\delta_{\rm AP} = \frac{0.7174 - 0.3506}{0.7174} \times 100\% = 51.13\%. \tag{3}$$

Соотношение (3) не обладает достаточной степенью точности.

Верификация расчетной методики. Заключительным этапом методики является проектирование оснастки с упреждением и расчет коробления.

Упреждение оснастки. После анализа данных о деформации изделия, полученных из расчетов, угол был увеличен на 0.6971°. Предположим, что на готовом изделии величина схлопывания угла будет аналогичной и по результатам обмера будет получено изделие требуемой точности. То есть, формообразующая поверхность оснастки проектируется из внутренней поверхности изделия, где угол увеличен на 0.6971°. В результате угол на оснастке должен составлять 24.6571°, что на 0.6971° больше, чем в номинальной геометрии (рис. 4). Допускаемые значения отклонения рабочей поверхности поверхности готового изделия от номинальной геометрии ± 0.3 мм. Далее проводится повторный КЭ-анализ коробления геометрии с упреждением.

Конечно-элементный анализ с учетом упреждения. Результаты КЭ-анализа геометрии с упреждением и дальнейшее наложение деформированной сеточной модели на номинальную геометрию показали отклонение не более 0.1 мм, что соответствует требуемой точности. На основе скорректированной геометрии проектируется технологическая оснастка и изготавливается изделие.

Метрологический контроль готового изделия с упреждением производился с помощью 3D сканера Atos II Triple Scan (рис. 5).

Максимальное отклонение не превышает 0.16 мм. Оснастка без упреждения позволяет получить изделие с отклонением порядка 2 мм, что недопустимо.

Изделие с номинальной геометрией, полученное в ходе исследования, представлено на рис. 6.



Рис. 5. Эпюра отклонений модели с упреждением относительно номинальной.



Рис. 6. Готовое изделие.

Расчетная модель виртуального процесса отверждения строится на основе характеристик материала, полученных в ходе механических и химических экспериментов. Были выделены следующие характеристики, влияющие на коробление: КЛТР, химическая усадка и кинетические параметры уравнения отверждения связующего.

Определение параметров уравнения полимеризации. Параметрами уравнения отверждения являются предэкспоненциальный множитель A_1 , энергия активации E_A и коэффициенты *m* и *n*, отвечающие за порядок реакции. Эти характеристики определяются с помощью методики дифференциальной сканирующей калориметрии (ДСК). Сущность методики заключается в том, что испытуемый образец выдерживается при постоянной температуре в процессе протекания экзотермической реакции. По результатам анализа получают суммарную теплоту реакции. Для получения кинетических параметров используют данные по тепловому потоку и суммарной теплоте реакции с применением различных моделей (автокаталитических реакций *n*-го порядка Шестака–Берггрена или Аврами), либо модели независимого анализа [17]. Опираясь

Параметр	Диапазон выборки	Коэф. детерминации R^2	Коэф. корреляции r _s		
Коэффициенты линейного температурного расширения					
$\alpha_{Lx}, \alpha_{Ly}, C^{-1}$	$1.305 \times 10^{-6} - 1.595 \times 10^{-6}$	0.001	0.08		
α_{Lz}, C^{-1}	$3.375 \times 10^{-5} - 4.125 \times 10^{-5}$	0.99	0.99		
	Химич	еская усадка			
$\phi_x, \phi_y,$ мм/мм	0.0008-0.0012	0.0006	0.12		
ф _{<i>z</i>} , мм/мм	0.008-0.012	0.99	0.99		
Параметры автокаталитического уравнения					
A_1, c^{-1}	62750-76750	0.011	-0.04		
E_A , Дж	58500-71500	0.9	-0.97		
Коэффициент т	0.45-0.55	0.005	-0.13		
Коэффициент п	1.35-1.65	0.043	-0.22		

Таблица 6. Сводные данные по оценке влияния входных параметров

на ключевые параметры эксперимента, подбирают параметры уравнения таким образом, чтобы результаты машинного вычисления степени полимеризации и суммарной теплоты реакции образца совпали с экспериментальными. Точность методики ДСК определяется, в основном, точностью измерения температуры образца термопарами и точностью используемой модели автокаталитической реакции.

Химическая усадка определяется путем измерения плотности материала в "жидком" и отвержденном состояниях. Измерения проводятся с помощью гелиевого пикнометра, позволяющего с высокой точностью определять плотность материала в различных направлениях. Таким образом, можно определить химическую усадку, которая будет является отношением плотностей. Химическую усадку в различных направлениях можно экспериментально измерить с помощью кварцевого дилатометра и катетометра [18]. Кварцевый дилатометр позволяет с высокой точностью определять изменение длины образцов при изотермической выдержке.

В рассмотренных испытаниях возникает некоторая погрешность, связанная с методикой их проведения, что приводит к искажению результатов моделирования.

Влияние точности определения параметров. Проведена оценка степени влияния точности определения отдельных параметров на величину схлопывания угла (эффект Spring-in).

Параметры расчетной модели разделены на три группы: 1) химическая усадка в осях ортотропии; 2) коэффициенты линейного температурного расширения в осях ортотропии; 3) параметры автокаталитического уравнения отверждения.

Для каждой группы параметров проведена оценка корреляции входных параметров по выборке от 12 до 20 вычислительных экспериментов. В качестве выходного параметра использована величина схлопывания стекателя. Диапазон изменения каждого входного параметра составляет порядка ±10%. Качественная картина линейной связи величин определяется коэффициентом корреляции Спирмена, который вычисляется по формуле

$$r_s = 1 - \frac{6}{n(n-1)(n+1)} \sum_{i=1}^n (R_i - S_i)^2.$$

Равенство $r_s = 1$ указывает на строгую прямую зависимость, $r_s = -1$ на обратную. Сводные данные по группам приведены в табл. 6. В каждой группе определены параметры, оказывающие наиболее существенное влияние на коробление, и проведена за-



Рис. 7. Влияние основных входных параметров на коробление; R^2 – коэффициент детерминации.

ключительная оценка влияния среди этих параметров. Диаграмма коэффициента детерминации параметров химической усадки φ_z , энергии активации E_A и КЛТР α_{Lz} приведена на рис. 7. На соответствующие столбцы нанесены коэффициенты корреляции r_s .

Проведенное исследование показывает, что, по крайней мере, в случае преобладания эффекта Spring-In в характере коробления изделий из ПКМ, определяющими параметрами расчетной модели являются химическая усадка по толщине пакета слоев и энергия активации автокаталитического уравнения отверждения. Ошибка в определении рассмотренных параметров может привести к некорректным результатам. Все остальные рассмотренные параметры не оказывают существенного влияния на коробление предложенной конструкции.

Заключение. 1. Предложена методика конечно-элементного расчета коробления изделий из ПКМ и упреждения формообразующей оснастки. 2. Модели верифицированы по результатам контроля изготовленных натурных образцов. 3. Проведена оценка корреляции входных параметров модели с величиной коробления.

Методика расчета коробления и создания оснастки с упреждением позволяет еще на этапе проектирования изделия учесть влияние коробления на геометрические параметры конструкции. Это приводит как к существенному увеличению точности готового изделия, так и к снижению уровня внутренних напряжений.

Согласно проведенным экспериментам, погрешность методики составляет от 0.5% до 6.5%. Погрешность вычисляется из характерного геометрического параметра изделия. Применение разработанной методики при изготовлении образцов стекателей позволило снизить остаточные деформации более чем в 12 раз.

Основным недостатком предлагаемой методики является использование данных физико-химических испытаний, требующих высокой достоверности.

Проведенная оценка влияния входных параметров позволила выделить ключевые для эффекта Spring-in. В дальнейшем, необходимо уделить особое внимание методикам проведения экспериментов и точности определения исходных параметров модели материала, оказывающих существенное влияние на остаточные деформации.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Пузырецкий Е.А*. Анализ проблемы коробления изделий из композиционных материалов // Техника и технологии: пути инновационного развития: сборник научных трудов 9-й Международной научно-технической конференции. Курск. 2020. Т. 2.
- 2. *Carolyne A., Goran F.* Spring-in and warpage of angled composite laminates // Composites Science and Technology. 2002. V. 62. Iss. 14. P. 1895.
- 3. *Huang C.K., Yang S.Y.* Short communication warping in advanced composite tools with varying angles and radii // Composites Part A. 1997. V. 28. Iss. 9–10. P. 891.
- 4. *Nelson R.H., Cairns D.S.* Prediction of dimensional changes in composite laminates during cure // Proceedings of Tomorrow's Materials: Today Society for the Advancement of Material and Process Engineering. 1989. V. 2397. P. 410.
- 5. *Perrin H.-F., D'acunto A., Martin P., Cauchois J.-P.* Spring-in of composite parts manufactured by liquid resin infusion (lri) processes // 14-th European conference on composite materials 7–10 June 2010, Budapest, Hungary.
- Fernlund G., Rahman N., Courdji R., Bresslauer M., Poursartip A., Willden K., Nelson K. Experimental and numerical study of the effect of cure cycle, tool surface, geometry, and the lay-up on the dimensional stability of autoclave-processed composite parts // Composites Part A: Manufacturing. 2002. V. 13 (3). P. 341.
- 7. *Fernlund G., Poursartip A.* The effect of tooling material, cure cycle, and tool surface finish on spring-in of autoclave procesed curved composite parts // Proceedings of the 12-th International Conference on Composite Materials (ICCM12). 1999. 690 p.
- 8. *Radford D.W., Diefendorf R.J.* Shape instabilities in composites resulting from laminate anisotropy // J. of Reinforced Plastics and Composites. 1993. V. 12. P. 58.
- 9. *Rennick T., Radford D.W.* Components of manufacturing distortion in carbon fiber/epoxy angle brackets // Proceedings of the 28-th International SAMPE Technical Conference. 1996. P. 189.
- 10. *Kim C.G., Kim T.W., Kim I.G., Jun E.J.* Spring-in deformation of composite laminated bends // Proceedings of the 7-th international conference on composite materials (ICCM7). 1989. P. 83.
- 11. Patterson J.M., Springer G.S., Kollar L.P. Experimental observations of the spring-in phenomenon // Proceedings of the 8th international conference on composite materials (ICCM8). 1991.
- 12. Wiersma H.W., Peeters J.B., Akkerman R. Prediction of springforward in continuous-fibre/polymer l shaped parts // Composites Part A. 1998. V. 29. Iss. 11. P. 1333.
- Radford D.W., Rennick T. Separating sources of manufacturing distortion in laminated composites // J. of Reinforced Plastics and Composites. 2000. V. 19 (8). P. 621.
- Johnston A., Hubert P., Fernlund G., Vaziri R., Poursartip A. Process modeling of composite structures employing a virtual autoclave concept // Science and Engineering of Composite Materials. 1996. V. 5 (3–4). P. 235.
- 15. *Galińska A*. Material Models Used to Predict Spring-in of Composite Elements: a Comparative Study Applied Composite Materials. 2016. V. 24 (1). P. 159.
- Ding A., Wang J., Li S. Understanding process-induced spring-in of L-shaped composite parts using analytical solution // Composite Structures. 2020. V. 250.
- ГОСТ Р 57996-2017. Композиты полимерные. Дифференциальная сканирующая калориметрия. Определение энергии активации, предэкспоненциального множителя и порядка реакции.
- Kulawik J., Szeglowski Z., Czaplal T., Kulawik J.P. Determination of glass transition temperature, thermal expansion and, shrinkage of epoxy resins // Colloid and Polymer Science. 1989. V. 267. P. 970.
- Bondarchuk D., Fedulov B. Process modeling of carbon-epoxy composites: residual stress development during cure and analysis of free edge effects. Aviation. 2019. P. 15–22. https://doi.org/10.3846/aviation.2019.9745

– НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ – МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УЛК 621.791 70

ОСОБЕННОСТИ СВАРКИ И ПАЙКИ СПЛАВОВ, ОБЛАДАЮЩИХ ЭФФЕКТОМ ПАМЯТИ ФОРМЫ

© 2021 г. Д. У. Хасьянова

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

> Поступила в редакцию 17.12.2018 г. После доработки 19.11.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

В статье представлены особенности конструирования сварных или паяных соединений деталей, в которых используются материалы обладающие эффектом памяти формы. Показано влияние процессов сварки и пайки на характеристики сплава с эффектом памяти формы и "работу эффекта памяти формы".

Ключевые слова: эффект памяти формы, никелид титана, мартенситное превращение, фазовые превращения, неразъемные соединения, сварка, пайка DOI: 10.31857/S0235711921020085

Обеспечение высокого качества машин на весь срок эксплуатации за счет повышения надежности и герметичности комплектующих элементов, является одной из важнейших задач машиностроения и долговременных целей промышленности [1]. Одним из основных факторов обеспечения надежности является применение новых материалов, обладающих специфическими свойствами (сверхупругость (СУ), эффект памяти формы (ЭПФ), жаропрочность, постоянство модуля упругости, физические и прочностные свойства в зависимости от анизотропии материала и т.д).

При использовании таких материалов, качество изделий коренным образом зависит от уровня технологии, повышение которого можно достичь благодаря разработке и внедрению процессов, в которых участие человека ограничено и сводится главным образом к их управлению.

Сущность ЭПФ материала заключается в явлении сохранять долгое время деформированное состояние в одном температурном интервале, а при незначительном нагреве возвращаться в исходное состояние. Восстановление исходных размеров ведет к созданию внутри материала напряжений, значительно превосходящих напряжения, приложенные в процессе деформирования. На основании данного явления, разработаны высокотехнологичные процессы, позволяющие самому материалу осуществлять исполнительные действия [2].

По отношению к нормальной температуре, сплав может находиться в аустенитном (В2) или мартенситном (В19) состоянии. В промышленности принято маркировать сплавы, находящиеся в аустенитном состоянии – TH1, а мартенситном – TH1К.

Мартенситные превращения характеризуются температурами фазовых превращений: М_н, М_к – температуры начала и конца мартенситного превращения соответственно, $A_{\rm H}$, $A_{\rm K}$ – температуры начала и конца аустенитного превращения. В зависимости от соотношения компонентов Ті, Ni и легирующих элементов, фазовые превращения в сплавах могут происходить при температурах от -20° до $+100^{\circ}$ C [3].



Рис. 1. Зависимость реактивных напряжений, возникающих в материале при термическом формовосстановлении в условиях противодействия от температуры.

При сочетании определенных условий, превращения аустенита (A) в мартенсит (M) приобретает некую особенность — "термоупругость". Процесс превращения можно инициировать изменением температур, напряжений или сочетанием и того, и другого. Следовательно, если в какой-то момент прекратить охлаждение, то превращение прекратится на той стадии, на которой его застала "температура остановки".

Подъем температуры от этого состояния приводит к обратному $M \to A$ превращению, все сдвиговые смещения атомов идут в обратном направлении, а сами атомы возвращаются в исходные позиции, соответствующие аустенитной фазе материала.

На рис. 1 схематически представлены температуры мартенситной и аустенитной области существования материала. Заданная деформация проходит при температурах, ниже интервала прямого мартенситного превращения (МП).

Если процессу термического формовосстановления создать препятствие, то в материале генерируются реактивные напряжения, которые превышают деформационные

[4]. Температуры формовосстановления $A_{\rm H}^{\Phi}$, $A_{\rm K}^{\Phi}$ в отличие от $A_{\rm H}$, $A_{\rm K}$ имеют сдвиг в об-

ласть повышенных температур. На рис. 1: $A_{\rm H}^{\Phi}$, $A_{\rm K}^{\Phi}$ – температуры термического формовосстановления; $A_{\rm H}$, $A_{\rm K}$ – точки начала и конца обратного мартенситного превращения; $M_{\rm H}$, $M_{\rm K}$ – температуры начала и конца прямого мартенситного превращения; $\sigma_{\rm де\phi}$, – напряжения деформирования мартенсита неупругости; $\sigma_{\rm R}$ – напряжения термомеханического возврата; ΔT_{\Im} – интервал температур эксплуатации; $\Delta T_{\rm d}$ – интервал температур деформации в зоне мартенситной неупругости. Величина реактивных напряжений зависит от степени недовосстановления и жесткости противодействия. Верхняя граница температур эксплуатации для деталей из TiNi составляет $T_{\rm маx} = \sim 280^{\circ}$ С, которая определяется началом развития в материале процесса релаксирования, приводящего к необратимой пластичности [5].

Эти материалы, после начальной деформации способны самопроизвольно принимать исходную форму, которой они обладали до деформации, при незначительном нагреве, например, на $2 \pm 50^{\circ}$ С в зависимости от вида превращений и состава сплава [6, 7].

Высокие характеристики параметров сплавов с $\Im \Pi \Phi$ на основе TiNi, такие как степень восстановления, развиваемые усилия, величина накопленной обратимой деформации при повышенной пластичности, высокая коррозионная стойкость, определяют перспективу его широкого применения в технике. Обеспечение высоких и стабильных термомеханических характеристик никелида титана в конкретных устройствах во всем интервале температур эксплуатации требует умения варьировать параметрами $\Im \Pi \Phi$ и сверхупругости в широких пределах [8]. Научный подход к решению таких за-



Рис. 2. Способы сварки и пайки для соединений трубопроводов: (а) — сварное встык; (б) — сварное внахлестку: (в) — паяные соединения.

дач заключается в выяснении природы и механизмов проявления ЭПФ на основе глубоких исследований свойств материала.

Основными критериями оценки работоспособности гидро- и пневмосистем является надежность трубопроводов и их соединений [1].

Было установлено [9], что основную массу неисправностей и отказов в работе гидросистем составляют монтажные работы.

Трубопроводы в процессе эксплуатации подвергаются различным нагрузкам (статические, температурно-циклические, динамические, вибрационные и т.д.). Кроме того, они должны быть герметичны. Наиболее нагруженными являются трубопроводы в летальных аппаратах, на которые эти нагрузки действуют в комплексе [10–13].

Давление рабочей жидкости в современных гидросистемах [14] постоянно возрастает. Увеличение давления в гидросистемах вызвано стремлением уменьшить массу трубопроводов и исполнительных механизмов, т.к. с увеличением давления уменьшаются размеры силового привода и требующиеся расходы рабочей жидкости.

В конструкциях гидро- и пневмосистем летательного аппарата получили широкое распространение разъемные и неразъемные виды соединений трубопроводов. Наиболее распространены разъемные соединения по наружному конусу (ГОСТ 13954-68 – ГОСТ 13977-68) для трубопроводов из стали 12Х18Н10Т.

Разъемные соединения трубопроводов в настоящее время все в большей степени заменяют на более надежные неразъемные соединения.

Неразъемные соединения – это наиболее перспективный вид соединений (рис. 2). Неразъемные соединения трубопроводов обеспечивают не только высокую герметичность и надежность, но и обладают сравнительно низкой трудоемкостью их изготовления. В отечественной промышленности изготовление неразъемных соединений трубопроводов осуществляется в основном сваркой и пайкой (рис. 2), поэтому материалы труб подбираются с близкими по химическому составу свойствами.

Эти соединения в настоящее время не допускают многократного демонтажа и последующего монтажа соединяемых элементов, а ремонтные работы, как правило, выполняются путем вырезки дефектного участка с заменой отдельных элементов [1].

Степень надежности, при прочих равных условиях, определяется качеством и совершенством технологии их изготовления.

Сварка — наиболее распространенный способ соединений, который осуществляется как на специализированных участках, так и на изделии.



Рис. 3. Зависимость температур мартенситного превращения от соотношения компонентов: $M_{\rm H}$ – температура начала мартенситного превращения, $A_{\rm K}$ – температура конца аустенитного превращения.

Сварка. Известно, что в современном машиностроении, для обеспечения высокой технологичности деталей и узлов, широко применяются сварные соединения. Сварка титана, никеля и сплавов на их основе, при соблюдении специальных технологических режимов, обеспечивают достаточную прочность и надежность соединений.

Бинарное соединение никелид титана, являющееся интерметаллидом, обладает относительно невысокой температурой плавления ($T_{nn} = ~1200^{\circ}$ C) и легко поддается для формирования ванны расплавленного металла. Эффектами памяти формы и свойствами проявления термоупругих мартенситных превращений в основном обладает марица TiNi.

На рис. 3 представлена диаграмма соотношений Ті⇔Ni в матрице, которая определяет области существования TiNi и температуры фазовых превращений. Превышение в составе сплава Ti или Ni сверх области существования TiNi, приводит к выделению фаз Ti2Ni или Ti2Ni3, которые не только загрязняют сплав, но и являются концентраторами разрушения при силовых воздействиях. Кроме того, эти соединения имеют температуры эвтектики и перетектической реакции ниже, чем температура плавления TiNi [15].

Для практической оценки свариваемости материала [16] с технологической точки зрения необходимо обеспечивать, следующие основные требования: химический состав, структура и свойства металла шва должны соответствовать основному материалу; структура и механические характеристики металла в околошовной зоне не должны отличаться; отсутствие склонности основного материала к образованию трещин.

Для исследования свариваемости сплава TH1 применялись заготовки с температурой прямого МП + (40–60)°С в виде листов толщиной 2 мм и использовалась аргонодуговая (АрДС) без присадка или с присадком из того же сплава, электронно-лучевая (ЭЛС) или точечная (ТЭС) сварка.

Сварные соединения (АрДС) осуществленные по режиму I = 120 A, $V_{cB} = 20-40$ м/час показали, что сварочных трещин не наблюдается. Характер формирования шва с усад-

кой в центре сходно с формированием шва для тугоплавких сплавов. Усадочный подрез, как концентратор напряжений, ведет к разрушению сварного соединения.

Электронно-лучевая сварка осуществлялась в вакууме по режиму U = 30 kB, I = 50 мA, $V_{cB} = 40 \text{ м/час и показала возникновение трещины по всей длине шва.$

При высоких температурах в вакууме Ni испаряется примерно в два раза интенсивнее, чем Ti. Данное явление приводит к тому, что сплав в зоне шва имеет повышенное содержание Ti. Изменение соотношения компонентов химического состава шва по отношению к основному материалу на 0.1% приводит к смещению температур MП примерно на 20°C. Это способствует резкому снижению температур MП шва в область низких температур (вплоть до криогенных температур) и снижению его пластичности. Локальный нагрев приводит к выделению вторичных фаз Ti2Ni обладающих низкой пластичностью не только в сварном шве, но и околошовной зоне [17]. Применение высокотемпературных методов сварки, особенно в вакууме, приводит к резкому изменению характеристик фазового состава материала в зоне сварного шва от мартенситного к аустенитному, что при эксплуатации сплавов с ЭПФ нецелесообразно.

Для получения надежных видов соединений, с образованием ванны сварного шва, необходимо использовать механические методы. Соединение отдельных элементов из материалов для никелида титана в настоящее время нет.

Точечная и роликовая сварка применяется для соединения деталей толщиной от 0.3 + 0.3 до 7.0 + 7.0 мм. Свариваемость никелида титана методом ТЭС определяется технологически — на отрыв. Вследствие низкой тепло- и электропроводности никелида титана, для сварки используются режимы, как в случае с титановым и жаропрочным материалами. Происходящее в процессе ТЭС плотное сжатие между собой свариваемых деталей и кратковременность теплового воздействия препятствует доступу воздуха в зону сварки, следовательно, не требует специальной защиты [18].

Установлено, что оптимальными режимами для листовых полуфабрикатов толщиной 2.0 + 2.0 являются: I = 10 мкА; P = 375 кг; $\tau = 0.04$ сек.

При испытаниях на отрыв разрушения наблюдаются по основному материалу, а не по точке сварки.

На основании контроля микрошлифов в зоне шва или околошовной зоне, значительных изменений температуры фазовых превращений, по образованию термического мартенсита при охлаждении, не установлено. В связи с кратковременностью процесса сварки и замкнутостью объема при ТЭС, процессов преимущественного испарения одного из элементов, приводящего к изменению соотношений компонентов состава матрицы TiNi не происходит. Термомеханические характеристики материала шва, по сравнению с основным материалом аналогичны, значительных выделений вторичных фаз (TiNi2 и Ti2Ni3), не наблюдается.

Пайка. Пайка осуществляется токами высокой частоты как непосредственно на изделии, так и на специализированных участках.

На основании диаграммы состояния Ti \leftrightarrow Ni (рис. 3) между сплавом TiNi и титаном находится интерметаллидное соединение Ti2Ni, имеющее с β -твердым раствором титана эвтектику с температурой 955°C. Соединение Ti2Ni имеет перетектическую реакцию при 1015°C.

Наиболее подходящим припоем для пайки никелида титана между собой, а также с титаном и титановыми сплавами является припой на титановой основе с температурой плавления $910-920^{\circ}$ C BПp16 (Zr – 0.3%; Cu – 23%; Ni – 9%; ост. – Ti).

Пайка образцов из TiNi, а также с образцами из титановых сплавов BT3-1, BT6C, BT15 и BT20 проводилась в вакууме 10^{-4} тор припоем BПр16. Перед пайкой поверхности подвергаются процедуре зачистки и травления.

В ходе исследования установлено, что применение высокотемпературных методов сварки, особенно в вакууме приводит к резкому изменению характеристик фазового

состава материала в зоне сварного шва от мартенситного к аустенитному. Что при эксплуатации сплавов с ЭПФ нецелесообразно.

Формирование паяных соединений проходит удовлетворительно.

Выводы. При конструировании сварных или паяных соединений деталей в которых используются материалы обладающие ЭПФ, необходимо учитывать следующее обстоятельство. Сплав является "живым" материалом, в котором при МП генерируются не только значительные напряжения, но и перемещения связанные с обратимостью деформации в пределах до 8%. При МП смещение поверхности, исследуемого материала, относительно конструкционного, допускающего деформацию не более 0.5% приводит к разрушениям из-за несовместимости значительных перемещений на поверхности раздела.

Надежное соединение элементов из конструкционных материалов и сплавов с ЭПФ может быть обеспечено механическим способом или созданием условий предотвращающих мартенситные превращения в зоне контакта.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Батурин А.Т. Детали машин. М.: Машиностроение, 1958. 423 с.
- 2. Хасьянова Д.У. Технологическое обеспечение качества изготовления муфт ТМС и сборки трубопроводов. Дис. ... канд. наук. МГУПИ, Москва, 2012. 115 с.
- 3. Лотков А.И. Фазовые превращения в системе вблизи эквиатомного состава. Сверхупругость, эффект памяти формы и их применение в новой технике. Тез. докл. всесоюз. науч. конф. Томск, изд-во Том. ун-та, 1985. С. 87.
- 4. Шишкин С.В., Махутов Н.А. Расчет и проектирование силовых конструкций на сплавах с эффектом памяти формы // Регулярная и хаотическая динамика. М.: НИЦ, 2007. 412 с.
- 5. *Hust J.G., Weitzel D.H., Rowell R.L.* Thermal conductivity, electrical resistivity and Thermopower of aerospace alloys from 4 to 300 K // J. Nat. But. Standards 75 A. № 4. P. 269.
- 6. *Хисаси Токэути, Тосио Хомма, Кэндзо Судзуки*. Сборник докладов на 58 симпозиуме общества металлистов Японии, 1966. 46 с.
- 7. Хисаси Токэути, Тосио Хомма, Кэндзо Судзуки, Сигэру Ямадзаки. Сборник докладов на 60 симпозиуме общества металлистов Японии, 1967. 197 с.
- 8. *Khasyanova D.U.* Conditions for Operational Reliability and Tightness of Thermomechanical Joining Pipelines Using Couplers // J. Mach. Manuf. Reliab. 2020. V. 49. № 2. https://doi.org/10.3103/S1052618820020089
- 9. Сапожников В.М., Лагосюк Г.С. Прочность и испытания трубопроводов гидросистем самолетов и вертолетов. М.: Машиностроение, 1973. 274 с.
- 10. Евстигнеев М.И., Морозов И.А., Подзей А.В. и др. Изготовление основных деталей авиадвигателей. М.: Машиностроение, 1972. 166 с.
- 11. Запунный А.И. Контроль герметичности конструкций. Киев: Техника, 1976. 152 с.
- 12. Камеритейн А.Г., Рождественский В.В., Ручинский М.Н. Расчет трубопроводов на прочность. М.: Гостехиздат, 1969. 440 с.
- 13. *Поздней А.В.* Изготовление основных деталей авиадвигателей. М.: Машиностроение, 1972. 152 с.
- 14. *Сапожников В.М.* Монтаж и испытания гидравлических и пневматических систем ЛА. М.: Машиностроение, 1979. 158 с.
- 15. *Корнилов И.И., Белоусов О.К., Качур Е.В.* Никелид титана и другие сплавы с памятью формы. М.: Наука, 1977. 178 с.
- 16. *Рыкалин Н.Н.* Расчеты тепловых процессов при сварке. "Справочник по сварке". Машгиз, 1961. Т. 1. Гл. 11.
- 17. Шоршоров М.Х., Назаров Г.В. Сварка титановых сплавов. Справочник "Конструкционные материалы". "Советская энциклопедия", 1963. Т. 3.
- 18. Поплавко В.М. и др. Сварка титановых сплавов. Сб. "Сварка цветных металлов и сплавов", Оборонгиз, 1961.

– НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ — МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 620.173.

О КОНТАКТНОЙ ДЕФОРМАЦИИ КРУГОВЫХ ЦИЛИНДРОВ

© 2021 г. Ф. Г. Нахатакян

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия e-mail: filnahat7@mail.ru

> Поступила в редакцию 20.08.2019 г. После доработки 29.09.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

Показана ошибочность мнения о независимости контактной деформации круговых цилиндров от его радиуса. Показано, что от радиуса не зависит суммарная деформация ролика и плиты, что наблюдается в экспериментах, когда ролик сжимается двумя плитами из одинаковых материалов. Указывается, что известная формула для расчета контактной деформации цилиндров в справочниках не точная. Показано, что утверждение о линейной зависимости контактной деформации роликов от нагрузки — неверно. Дано объяснение, почему при постоянной нагрузке, когда радиус цилиндра растет, растет и его контактная деформация. Указывается, что произвольными поправочными коэффициентами нельзя подправить формулу H.M. Беляева.

Ключевые слова: контактная деформация, сжатие ролика плитами, суммарная контактная деформация, сжатие цилиндра плитами из одинаковых материалов, решение Ковальского контактной задачи

DOI: 10.31857/S0235711921020103

Определение упругих деформаций в деталях машин при линейном контакте имеет существенное практическое значение. На этой основе можно определить контактную жесткость в зубчатых зацеплениях, роликовых опорах качения, цилиндрических катках, в том числе и мостовых опорах и т.д.

Однако используемые в расчетной практике методы определения контактных деформаций упругих тел при начальном касании по линии противоречивы и требуют уточнения. Нет единого мнения, и не однозначно трактуются формулы по определению контактной деформации круговых цилиндров и результаты экспериментальных исследований. В формулы по определению контактной деформации цилиндров необоснованно вводятся так называемые "поправочные коэффициенты".

Вначале уточним терминологию, принятую в научной литературе и которая будет использована в настоящей статье.

Силовой контакт — это взаимодействие двух упругих тел, когда начальное касание при отсутствии нагрузки происходит в точке (например, контакт шарика с плоской плитой) или по линии (например, контакт ролика с плитой).

Контактная деформация цилиндров с параллельными осями — полная деформация цилиндра, т.е. изменение его диаметра в результате сжатия (а не только деформация в зоне контакта).

Остановимся подробнее на контактной деформации цилиндров.



Рис. 1. Два бесконечных параболических цилиндра соприкасаются по образующей – (а); эквивалентная расчетная схема исходной системы – (б).

Известно, что Г. Герц впервые решивший контактную задачу, не привел зависимостей для контактной деформации цилиндров с параллельными осями, ограничившись лишь зависимостями для максимальных контактных напряжений $\sigma_{\rm H}$ и полуширины $b_{\rm H}$ полоски контакта [1].

В дальнейшем этой проблемой занимались многие отечественные и зарубежные ученые [2–6]. Многие авторы, например [2, 4–6], полагали теорию Г. Герца непригодной для определения сближения двух цилиндров при начальном касании по линии, считая, что она дает логарифмическую бесконечность для контактной деформации. Некоторые, например, автор работы [6], считали, что перемещения определенной точки в случае плоской задачи определить с помощью модели упругого полупространства нельзя, их можно определить только относительно произвольно выбранных отсчетных значений. Поэтому, для определения этого параметра они использовали другую расчетную модель – сжатие диска в двух диаметрально расположенных зонах распределенной нагрузкой.

В работах [7–10] исследовали контактные деформации и напряжения цилиндров при их сжатии плоскими поверхностями. В работе [10] задача исследована численными методами с помощью метода конечных элементов. В работе [8] проведено сравнение существующих формул и сделан анализ их результатов в реальном диапазоне изменения сил.

Некоторые решения различных авторов с разными расчетными моделями, приведены в табл. 1.

Проблема заключается в следующем. Рассматривается силовой контакт двух параболических цилиндров *1* и *2* (рис. 1а). Точку *О* примем за начало прямоугольной системы координат, направляя ее таким образом, чтобы оси *Ох* и *Оу* находились в общей касательной плоскости, при этом ось *Ох* направим по общей образующей, а оси $z_{1,2}$ – внутрь каждого тела. После приложения нагрузки *q* первоначальная линия касания переходит в полоску, при этом давление p(x, y) по этой площадке распределяется в виде половины эллиптического цилиндра. Эквивалентная расчетная схема данной системы будет такой, как показана на рисунке (рис. 16).

Автор	Расчетная модель	Формула контактной деформации круговых цилиндров	Закон распределения нагрузки
А.Н. Динник по методу Герца		ln∞ (1)	Эллиптический
А.Н. Динник, Феппль 1907 г. Хоприх, Цантопулос 1974 г.		$\frac{4(1-v^2)q}{\pi E} \left[\ln \frac{4R}{b} - 0.36 \right] $ (2)	Параболический
Н.М. Беляев 1924 г.		$\frac{4(1-\nu^2)q}{\pi E} \left[\frac{1}{2} - \ln\frac{b}{2}\right] $ (3)	Эллиптический
Б.С. Ковальский 1941 г.		$\frac{4(1-v^2)q}{\pi E} \left[\ln \frac{4R}{b} - 0.286 \right] $ (4)	Эллиптический
Хоприх, Цантопулос 1974 г. Джонсон 1985 г.		$\frac{4(1-v^2)q}{\pi E} \left[\ln \frac{4R}{b} - 0.5 \right] $ (5)	
Э.Л. Айрапетов 2000 г.		$\frac{4.86q}{E} \tag{6}$	
А.В. Орлов 2006 г.		$\frac{5.5q}{E} \tag{7}$	
М.М. Матлин, А.И. Мозгунова, А.А. Стариков 2009 г.		$\frac{5.27q}{E} \tag{8}$	
Ф.Г. Нахатакян 2011 г.		$\frac{4(1-v^2)q}{\pi E} \left[\ln \frac{4R}{b} - 0.5 \right] $ (9)	Эллиптический

Таблица 1. Контактная деформация круговых цилиндров радиуса *R* у различных авторов

Далее определяются напряжения σ_x , σ_y , σ_z , в плоскости симметрии (y = 0) и используя соотношения закона Гука – $E \frac{\partial w}{\partial z} = \sigma_z - v (\sigma_x + \sigma_y)$, определяются перемещения w(z) точек в плоскости симметрии

$$w(z) = f(z, q, \mathbf{v}, E, b), \tag{10}$$

где v, E — коэффициент Пуассона и модуль упругости материала соответственно; q — погонная нагрузка; b — полуширина площадки контакта по Герцу; z — меняется от нуля до бесконечности.

Если получить аналогичную формулу для контактной деформации пространственной задачи [2], то там при стремлении z к бесконечности, перемещение w(z) будет стремиться к конечному числу, которое принимается за меру контактной деформации. Там 97% сближения приходится на участок, равный удесятеренному диаметру круга давления. Остальное пространство играет сравнительно ничтожную роль. Здесь же, в формуле (10) при стремлении z к бесконечности, перемещение w(z) также будет



Рис. 2. Сжатие ролика плитами из одинаковых материалов в виде эллиптического полуцилиндра – (a); сжатие плиты распределенной нагрузкой – (б).

стремиться к бесконечности. Именно на основании этого обстоятельства многие делают заключение о непригодности метода Г. Герца и указанной модели к рассматриваемой задаче.

Поэтому, для решения проблемы, некоторые авторы [2, 4–6] решили задачу сжатия диска нагрузкой, приложенной в двух диаметрально противоположных зонах. Получили формулы (2), при распределении нагрузки по параболическому закону, и формулы (4), (5) – по эллиптическому. В итоге, во все учебники и справочники, в том числе [12, 13], вошла формула Б.С. Ковальского (4). Однако, как следует из выводов работы [11], решение Б.С. Ковальского приближенное.

В работе [11] показано, что задачу по определению контактной деформации круговых цилиндров можно решить на основе теории Г. Герца с использованием модели упругого полупространства, где предложен метод и с использованием указанной модели решена задача и получена зависимость для контактной деформации цилиндров в виле

$$\alpha = -4q\theta \left[\ln \frac{4R}{b_H} - \frac{1}{2} \right],$$

где $\theta = \frac{\lambda + 2\mu}{4\pi \mu (\lambda + \mu)}$. Здесь постоянные Ламе λ и μ определяются как $\lambda = \frac{E\nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}$; $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$; из последних выражений следует, в частности, что $\theta = \frac{1-\nu^2}{\pi E}$; $E, \nu - \text{мо-}$ дуль упругости и коэффициент Пуассона материалов; q – погонная нагрузка; $b_H = 2\sqrt{2qR_{np}\overline{\theta}}$ – полуширина площадки контакта по Г. Герцу; $\overline{\theta} = \frac{\theta_1 + \theta_2}{2}$, если мате-

риалы цилиндров одинаковы $-\theta_1 = \theta_2 = \theta$, то $\overline{\theta} = \theta$.

Некоторые формулы, например (6), (7), (8) получены либо на основе экспериментальных данных, либо с использованием так называемой базовой точки. Несколько
слов об экспериментах по определению контактной деформации круговых цилиндров. В литературе имеется множество таких работ, например [14, 15], которые схематично выглядят так, как показано на рис. 2а.

Суть таких экспериментов заключается в следующем. Ролик радиуса *R* сжимается плоскими плитами силой *P*. Деформация фиксируется индикаторами *i*, установленными между плитами *a* и *b*. Далее, для получения деформации на одном контакте показания индикатора делятся на два, и утверждается, что таким способом получают деформацию ролика.

Получается любопытный результат, а именно, "деформация ролика", при варьировании в широких пределах его радиуса, не зависит от R, т.е. можно записать

$$\alpha = K_{\alpha}q/E,\tag{11}$$

где K_{α} константа, в работах [15–17] соответственно $K_{\alpha} = 5.5$; 4.86; 5.27. Видно, что структура формулы (11) качественно отличается, например, от формулы (4).

Здесь необходимо отметить следующее. Индикатор *i*, установленный таким образом, будет показывать суммарную деформацию ролика и плит *a* и *b*, а не только деформацию ролика. Действительно, при приложении нагрузки деформируются участки *AO*, (что определяется суммарной деформацией участков *AD* и *DO*), и *OB* (деформации *OF* и *FB*) плит и ролика, и этими деформациями и формируется величина сближения точек *A* и *B*, (или точек 1 и 2), ведь длины отрезков 1-3 и 2-4 в процессе деформации системы не меняются. Соответственно, после деления показания индикатора на два, получаем деформацию не ролика, а отрезка *AO* (изменение именно этого расстояния).

У сторонников такой (11) структуры зависимости контактной деформации следующее обоснование. Из формулы (9) контактной деформации цилиндров следует, что при увеличении радиуса цилиндра R контактная деформация α растет при q = const, и при стремлении R к бесконечности, α также стремится к бесконечности, что противоречит, по их мнению, экспериментальным данным. Ведь в экспериментах радиус Rбыл варьирован в широком диапазоне, и оказалось, действительно, в таких экспериментах, сближения точек A и B не зависит от R ролика. На самом деле здесь нет никакого противоречия. Как уже отмечено выше, в таком эксперименте при такой схеме нагружения, индикатор фиксирует суммарную деформацию ролика и плиты, а не только деформацию ролика.

Покажем аналитически, что суммарная деформация плоской плиты и цилиндрического ролика, действительно, не зависит от радиуса последней. В работе [18] показано, что под действием распределенной в виде эллиптического полуцилиндра нагрузки (что имеет место, например в контакте плита—цилиндр) контактная деформация плоской плиты (рис. 26) — изменение расстояния *FB*, определяется как

$$w_{F/B} = \frac{2q\left(1-\nu^2\right)}{\pi E} \left[\ln\frac{4C}{b} - \frac{1}{2}\frac{\nu}{(1-\nu)}\right],$$

где С – толщина плиты.

Тогда складывая контактную деформацию (согласно схеме эксперимента) плит и ролика, с учетом (9), имеем

$$w_{F/B} = \frac{4q\left(1-v^2\right)}{\pi E} \ln\left[1.842\sqrt{\frac{EC}{q}}\right],\tag{12}$$

т.е. при сжатии ролика двумя плоскими плитами из одинаковых материалов, сближение плит не зависит от радиуса ролика.

Факт независимости суммарной деформации в контакте ролик—плита с использованием так называемой базовой точки также показан (правда, координаты последней авторы взяли вольным способом) в работе [14].



Рис. 3. Зависимость безразмерного коэффициента K_{α} от погонной нагрузки.



Рис. 4. Нагружение бесконечно длинного полупространства нагрузкой в виде эллиптического полуцилиндра – (а); нагружение цилиндра нагрузкой в виде эллиптического полуцилиндра – (б).

Что же касается коэффициента K_{α} в формуле (11), то из формулы (12) следует, что этот коэффициент не константа и определяется (на одном контакте) формулой

$$K_{\alpha} = 4\left(1-\nu^{2}\right)\left[\ln\left(1.842\sqrt{EC/q}\right)\right]/\pi E.$$

На рис. 3 показан график зависимости $K_{\alpha} - q$ по последней формуле для параметров плит: *C*, *E*, $\nu - из$ эксперимента работы [14]. Из графика следует, что в широком диапазоне изменения *q* величина K_{α} меняется от 5.0 до 6.0. Однако при уменьшении *q* он стремительно растет.

Теперь остается вопрос, почему при стремлении радиуса R к бесконечности, α также стремится к бесконечности по формуле (9). И это обстоятельство вызывает у многих авторов возражения, и убеждения в том, что структура формулы (9) неверна. На самом деле здесь также ничего парадоксального нет. Действительно, пусть цилиндр радиуса R нагружен распределенной в виде эллиптического полуцилиндра нагрузкой (рис. 4а), что имеет место, например, в контакте двух цилиндров с параллельными осями. При стремлении радиуса цилиндра R к бесконечности, вместо кругового цилиндра получаем полупространство (рис. 4б), нагруженное прежней суммарной нагрузкой. Однако деформация для него, в отличие от кругового цилиндра, уже будет бесконечно большой. Объясним почему.

Стоит отметить, что в некоторых источниках, например [13], объясняют это обстоятельство тем, что величина нагрузки стремится к бесконечности в силу того, что нагрузка действует по всей бесконечно большой длине X, и поэтому деформация, по их мнению, также получается бесконечной.



Рис. 5. Нагружение призматического стержня равномерно распределенной нагрузкой.

Однако это мнение ошибочное. Видно, что и для кругового цилиндра бесконечной длины (рис. 4а) нагрузка будет бесконечной, хотя там деформация конечна (9), что и естественно. Наглядно это можно объяснить на стержневой модели, как это сделано в работе [19]. Можно развить эту модель (рис. 5). Пусть имеется призматический стержень длиной *a* с закрепленным нижним концом. Сверху на стержень действует равномерно распределенное давление *p*. Тогда верхний конец стержня опустится на величину $\Delta l = Pl/EF$, где *P* – суммарная внешняя нагрузка; *EF* – жесткость стержня при сжатии. При увеличении размера *a* нагрузка растет, и при стремлении *a* к бесконечности, нагрузка также стремится к бесконечности. Однако при этом Δl не меняется, в то же время при увеличении длины *l*, растет и Δl , причем при $l \rightarrow \infty$ (закрепление на бесконечности полупространства нагрузкой в виде эллиптического полуцилиндра, по сути имеем плоскую задачу нагружения, закрепленного на бесконечности полуплоскости, и т.к. расстояние от точки приложения нагрузки *A* до места закрепления *H* стремится к бесконечно большую деформацию.

Дело в том, что компоненты напряжений и деформаций в упругой полуплоскости убывают медленнее по мере удаления от места приложения нагрузки (уменьшение имеет порядок 1/r) по сравнению с упругим полупространством в неплоской задаче (уменьшение здесь имеет порядок $1/r^2$) и при их интегрировании появляется логариф-мическая особенность.

Несколько слов о решении проблемы Н.М. Беляевым, формула (3) (табл. 1). Он считал, что по методу Герца можно решить задачу с использованием модели упругого полупространства, и решил, получив формулу (3). Однако, как видно из нее, она неточна, ею нельзя пользоваться, там под знаком логарифма находится размерная величина. Это обстоятельство, не раз отмеченное многими исследователями, послужило основанием считать метод Н.М. Беляева в части определения контактной деформации круговых цилиндров, неверным. Следует отметить, что произвольными поправками нельзя ее подправить, как справедливо указано в работе [20].

Однако если даже и не было этой ошибки в его решении, подход Н.М. Беляева не определил бы контактную деформацию цилиндра целиком, а лишь только часть ее. А именно, он определил бы разность перемещений точек в упругом полупространстве с координатами Z_1 и Z_2 , вычисленную по формуле (10), т.е.

В работе [21] подробно изложен его метод, и показано, что он дает приближенное решение задачи, а именно $\alpha = -4q\theta \left[\ln \frac{4R}{b_H} - 0.693 \right]$, которое отличается от точного решения (9), хотя отличие несущественно.

Заключение. Полученные результаты данной статьи: о контактной деформации круговых цилиндров; о сжатии кругового цилиндра плоскими плитами; об экспериментальных исследованиях сжатия ролика плитами из одинаковых материалов, могут быть полезны для фундаментальных и экспериментальных исследований контактных деформаций деталей машин и механизмов, находящихся в силовом контакте по линии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Hertz H*. Uber die Beruchtung fester elastischen Korper, Gesamelte Werke, Bd. 1. Leipzig, 1895. P. 155.
- 2. Динник А.Н. Избранные труды. Киев: АН УССР, 1952. Т. 1. 151 с.
- 3. Беляев Н.М. Труды по теории упругости и пластичности. М.: Гостехтеориздат, 1957. 632 с.
- 4. *Ковальский Б.С.* Напряженное состояние и критерий прочности при контактном сжатии. Научные Записки Харьковского авиационного института. Харьков, 1941. Т. 5.
- 5. Foppl A. Lectures on Technical Mechanics, Fifth Volume, B.G. Teubner, Leipzig, 1907.
- 6. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. М.: Мир, 1989. 510 с.
- 7. *Puttock M.J., Thwaite E.G.* Elastic Compression of Spheres and Cylinders at Point and Line Contact // Commonwealth Scientific and Industrial Research Organization, Australia, Melbourne, 1969.
- 8. *Norden B.N.* On the Compression of a Cylinder Contact with a Plane Surface // Institute for Basic Standards National Bureau of Standards Washington D. C. 20234, Final Report, July 19, 1973.
- 9. *LeCain N.* Tutorial of Hertzian Contact Stress Analysis // OPTI 521 College of Optical Sciences, University of Arizona, Tucson, AZ USA 85721, December 3, 2011.
- Brezeanu L.C. Contact stresses between two cylindrical bodies: cylinder and cylindrical cavity with parallel axes // 8th international Conference Interdisciplinarity in Engineering, INTER ENG 2014, 9–10 Oktober, Tirgu-Mures, Romania, 2014.
- 11. Нахатакян Ф.Г. Решение плоской контактной задачи теории упругости с помощью модели упругого полупространства // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011. № 5. С. 63.
- Прочность, устойчивость, колебания. Справочник / Под ред. И.А. Биргера и Я.Г. Пановко. М.: Машиностроение, 1968. Т. 2. 464 с.
- 13. *Пономарев С.Д., Бидерман В.Л., Лихарев К.К. и др.* Расчеты на прочность в машиностроении. М.: Машгиз, 1958. Т. 2. 974 с.
- 14. *Hoeprich M.R., Zantopulos H. (Хоприх, Цантопулос)*. Контактные деформации вдоль прямой линии: цилиндр между двумя плоскими плитами // Тр. Американского общества инженеров-механиков. Проблемы трения и смазки. М.: Мир, 1974. № 3. С. 193.
- 15. *Орлов А.В.* Упругие деформации и напряжения на линейном контакте // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006. № 6. С. 31.
- 16. Айрапетов Э.Л. Состояние и перспективы развития методов расчета нагруженности и прочности передач зацеплением. Ижевск-Москва: ИГТУ, 2000. 116 с.
- 17. *Матлин М.М., Мозгунова А.И., Стариков А.А., Куликова М.А.* К вопросу расчетного определения упругого сближения при первоначально линейном контакте деталей машин // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2009. № 1. С. 44.
- 18. *Нахатакян* Ф.Г. Сближение упругих тел конечных размеров при начальном касании по линии // Вестник машиностроения. 2014. № 2. С. 24.
- 19. Ишлинский А.А. О перемещениях упругой полуплоскости // Учен. зап. МГУ. 1940. Вып. 39. С. 83.
- 20. *Косарев О.И*. Контактная деформация цилиндра при сжатии его двумя плоскими плитами // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2010. № 4. С. 66.
- 21. *Нахатакян Ф.Г.* Напряженно-деформированное состояние упругих элементов зубчатых механизмов и сооружений при их линейном и кромочном контакте // Дисс. ... докт. техн. наук. ИМАШ РАН, Москва. 2014.

= НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ =

УДК 53.06;54.03;54.05;615.26

ПОЛУЧЕНИЕ БИОРАЗРУШАЕМЫХ ПЛЕНОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ КРАХМАЛА ДЛЯ ПРОЛОНГИРОВАННОГО ВЫСВОБОЖДЕНИЯ БИОЛОГИЧЕСКИ АКТИВНЫХ СОЕДИНЕНИЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ ВОЛНОВОЙ ТЕХНОЛОГИИ

© 2021 г. С. Р. Ганиев^{1,*}, В. П. Касилов¹, О. Н. Кислогубова¹, О. А. Бутикова¹, Н. Е. Кочкина^{1,2}

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия ² Институт химии растворов им. Г.А. Крестова РАН, Иваново, Россия *e-mail: secretar@imash.ru

> Поступила в редакцию 06.10.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

В настоящей статье предложена волновая технология получения пленочных композитных материалов на основе нативного крахмала с Na-монтмориллонитом, предназначенных для пролонгированного выделения биологически активных соединений. Показано, что использование волновых воздействий на стадии подготовки суспензии для пленочных композитных материалов способствует формированию композитов, характеризующихся улучшенными параметрами кинетики высвобождения биологически активных соединений из пленок в сравнении с таковыми для материалов, полученных с помощью ультразвука.

Ключевые слова: волновые технологии, волновое диспергирование, лекарственные композитные пленки, биоразрушаемые полимеры

DOI: 10.31857/S023571192102005X

Задача создания пленочных композитных материалов для пролонгированного высвобождения биологически активных соединений (БАС) является актуальным направлением исследований во всем мире. Особый интерес представляет получение подобных композитных пленок на основе биоразрушаемых полимеров, получаемых из ежегодно возобновляемого сырья. Такие системы востребованы в пищевой промышленности в качестве "активной" упаковки, способной повышать срок хранения и безопасность, а также улучшать внешний вид и вкусовые качества продукта; в медицине для контролируемой доставки лекарственных препаратов, в сельском хозяйстве в качестве пленок для мульчирования.

Настоящее исследование посвящено получению пленочных композиционных материалов для пролонгированного высвобождения БАС на основе недорогого производимого промышленностью в больших масштабах биополимера – крахмала, наполненного частицами слоистого алюмосиликата – Na-монтмориллонита (ММТ). Свойства полимерных композитов [1, 2], наполненных (модифицированных) микро- и нанодобавками, во многом определяются не только типом и количеством добавки, но и степенью ее диспергирования, а также равномерностью распределения в матрице. Проведенные в ИМАШ РАН (НЦ НВМТ) исследования показали, что качественно новых результатов в направлении диспергирования микро- и нанонаполнителей в вязком



Рис. 1. Экспериментальная установка волнового смешивания ВМ-58.

составе полимерной матрицы можно достичь за счет применения волновых техноло-гий [3–5].

В настоящей статье приведены результаты серии сравнительных экспериментов, позволяющих оценить влияние ультразвуковых и волновых воздействий на эффективность процесса подготовки суспензии ММТ, оказывающего существенное влияние на структуру и физико-химические свойства формируемых композитов.

Выбор исследуемой модели определялся развитием новых лекарственных форм (ЛФ), доставляющих лекарственные вещества в пораженный участок организма в точно регулируемых количествах. К таким видам относятся ЛФ с модифицированным действием. Данные формы по сравнению с обычной формой характеризуются измененным временем наступления эффекта, продолжительностью и выраженностью действия лекарственных средств. Среди лекарственных форм с модифицированным высвобождением актуальны в использовании пролонгированные ЛФ в виде лекарственных пленок, которые обеспечивают увеличение продолжительности действия лекарственного вещества путем замедления его высвобождения. Преимуществом таких форм является точность дозирования и длительность воздействия лекарственного препарата, что позволяет уменьшить расход и токсичность действия лекарственного вещества и минимизировать побочные эффекты. В качестве модели биологически активного соединения использовали окситетрациклин гидрохлорид (ОТЦ). Изучали высвобождение ОТЦ из композитных пленок в дистиллят и физиологический раствор Рингера.

Волновая технология применялась на стадии диспергирования MMT в воде перед введением его в дисперсную систему для приготовления жидкофазного композита крахмал/MMT. Концентрация MMT в композите варьировалась в течение эксперимента и составляла 1.5%; 3%; 5% к весу крахмала.

Волновое диспергирование проводили на экспериментальной установке волнового смешивания ВМ-58 (рис. 1) с электромеханическим резонансным генератором, в которой обеспечиваются интенсивные сдвиговые напряжения как непериодического, так и волнового воздействия.

Получение пленочных материалов с окситетрациклином гидрохлоридом (ОТЦ). Предварительное диспергирование ММТ в воде осуществляли по следующему режиму: ам-



Рис. 2. Кинетика выделения ОТЦ в воду из композитных пленок на основе крахмала и ММТ, полученных различными способами.

плитуда на границе формирования волнового воздействия — 6 мм; частота — 42.7 Гц; время обработки 40 минут. В процессе перемешивания в рабочую емкость постепенно доливали воду. В результате получили желеобразную дисперсную систему с массовым соотношением ММТ/вода = 1 : 7. Крахмальный клейстер с ММТ и глицерином получали из предварительно диспергированного ММТ в воде. Взвешивали расчетное количество геля (ММТ/вода), растворяли в небольшом количестве дистиллированной воды (до исчезновения агрегатов ММТ). Затем добавляли глицерин, крахмал и оставщуюся воду, тщательно перемешивали, нагревали до 80°С и выдерживали при данной температуре в течение 20 минут.

Далее в охлажденный крахмальный клейстер вносили расчетное количество окситетрациклина гидрохлорида ОТЦ и формировали пленки методом полива на обезжиренную гидрофобную подложку. Сушка формируемых пленочных материалов проходила при комнатной температуре.

Параллельно получали систему аналогичного состава, применяя для создания жидкого композита ультразвуковое диспергирование.

Так же были получены лекарственные пленки с той же концентрацией ОТЦ без ММТ для оценки эффективности введения последнего в состав пленочного композита с целью улучшения его свойств.

Исследование кинетики высвобождения ОТЦ из пленочных материалов. Кинетические изотермы десорбции ОТЦ были получены следующим образом. В емкость с бидистиллятом вносили образец пленки и помещали в термостат WithBath, в котором поддерживалась температура $30 \pm 1^{\circ}$ С. Через определенные промежутки времени отбирали пробы водного раствора, в котором определяли концентрацию ОТЦ. После измерения пробы возвращали в емкость с образцом.

Концентрацию ОТЦ определяли спектрофотометрическим методом с использованием спектрофотометра BiochromlibraS4, измеряя оптическую плотность на длине волны, соответствующей максимуму спектра поглощения раствора ОТЦ ($\lambda_{max} = 365$ нм). Концентрация высвободившегося ОТЦ рассчитывали из калибровочного графика.

Результаты исследования кинетики высвобождения ОТЦ из сформованных композитных пленок представлены на рис. 2. Как видно, время высвобождения ОТЦ из композитных пленок, полученных с применением волновой технологии, возрастает в сравнении с пленками, сформованными с использованием ультразвуковых воздействий и пленок, не содержащих ММТ. Увеличение концентрации ММТ в пленках также способствует пролонгированию выделения ОТЦ.

Таким образом, представленные результаты выполненного исследования демонстрируют принципиальную возможность получения недорогих и эффективных пленочных композитных материалов на основе крахмала и Na-монтмориллонита (MMT) для контролируемого высвобождения БАС. Применение волнового метода подготовки суспензии MMT в технологии формирования композитных лекарственных пленок обеспечивает улучшение качества последних с точки зрения регулирования процесса диффузии БАС.

Представленные данные показывают перспективность применения волновых технологий для решения задач данного направления.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Кербер М.Л., Головкин Г.С., Горбаткина Ю.А. Полимерные композиционные материалы. Структура. Свойства. Технология: учеб. пособие, 4-е испр. и доп. изд./ под ред. А.А. Берлина ред., СПб.: ЦОП "Профессия", 2014. 592 с.
- 2. Шевченко А.А. Физикохимия и механика композиционных материалов: Учебное пособие для вузов, СПб: ЦОП "Профессия", 2010. 224 с.
- 3. Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Пустовгар А.П. Волновые технологии в инновационном машиностроении, Москва: Институт компьютерных исследований, 2014. С. 106.
- 4. Ганиев Р.Ф. Волновые машины и технологии, М.: Научно-издательский центр "Регулярная и хаотическая динамика", 2008. С. 192.
- 5. Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Кислогубова О.Н., Курменев Д.В., Пустовгар А.П. Перспективы волновых технологий для создания новых полимерных композиционных материалов (нанокомпозитов, высоконаполненных композитов) // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2015. № 4. С. 3.

= НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ =

УДК 666.64 (075.08)

РАЗРАБОТКА НОВЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ КАРБИДА КРЕМНИЯ ДЛЯ ИЗДЕЛИЙ СЛОЖНОЙ ГЕОМЕТРИИ

© 2021 г. М. А. Марков¹, А. В. Красиков¹, И. Н. Кравченко^{2,*}, М. Н. Ерофеев², А. Д. Быкова¹, А. Н. Беляков¹

¹ НИЦ "Курчатовский институт" — ЦНИИ КМ "Прометей", Санкт-Петербург, Россия ² Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru

> Поступила в редакцию 31.08.2020 г. После доработки 07.12.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

Разработан перспективный способ получения конструкционного керамического материала на основе карбида кремния для изделий сложной геометрии. Предлагается проводить механическую обработку подготовленных керамических заготовок на временной органической связке до проведения высокотемпературного спекания. Данный подход можно использовать в машиностроении, морской, авиационной и специальной технике.

Ключевые слова: конструкционная керамика, реакционно-спеченный карбид кремния, пластификатор, механическая обработка, изделие сложной геометрии

DOI: 10.31857/S0235711921020097

Карбид кремния является материалом, обладающим чрезвычайно широким комплексом свойств: высокой прочностью и теплопроводностью, низким коэффициентом линейного термического расширения, сохранением уровня механических свойств в широком температурном интервале, стойкостью к окислению до высоких температур и высокой твердостью, что позволяет использовать SiC в качестве износостойких высокотвердых материалов, работающих в экстремальных условиях [1–4].

Материалы на основе карбида кремния получают разными способами: горячим и горячим изостатическим прессованием, жидкофазным и реакционным спеканием. Максимальные свойства достигаются при использовании первых двух методов, однако из-за высокой энергоемкости и технологической сложности производства они не нашли широкого применения.

Данных сложностей можно избежать, используя метод реакционного спекания. Реакционным спеканием получают материалы с меньшим уровнем механических свойств, в то же время они имеют ряд преимуществ: использование более дешевых крупных исходных порошков, низкие температуры спекания, получение практически безусадочных изделий. Все это делает метод реакционного спекания SiC активно используемым в промышленности [5–10].

Чаще всего метод реакционного спекания используют при производстве крупногабаритных изделий из карбида кремния. Недостатком высокотвердой реакционно-спе-



Рис. 1. Пример механической обработки высокотвердого реакционно-спеченного карбида кремния: (a) – керамическая шайба; (б) – отрыв алмазной вставки от фрезы.



Рис. 2. Пресс гидравлический для прессования керамических порошков.

ченной керамики на основе карбида кремния является трудоемкость процесса механической обработки на станке ЧПУ в изделие сложной геометрической формы (рис. 1).

На рис. 1 изображен общий вид линии реза шайбы из реакционно-спеченного карбида кремния и вышедший из строя алмазный обрабатывающий инструмент.

Цель исследования заключается в разработке инновационного способа получения конструкционного керамического материала на основе реакционно-спеченного карбида кремния для изделий сложной геометрии.

Объект и методика испытаний. Организация экспериментального участка. Для исследований в области керамического материаловедения на территории "Наноцентра" НИЦ Курчатовский институт – ЦНИИ КМ "Прометей" спланирован и подготовлен экспериментальный участок.

Для прессования композиционных керамических порошков установлен и введен в эксплуатацию ручной гидравлический пресс "Rock Force RF45001" усилием 45 тонн (рис. 2). Для задания автоматического усилия пресс дооснащен пневматикой.



(B)



Рис. 3. Пресс-формы для изготовления керамик: (а) — цилиндры, диаметр 40 мм; (б) — цилиндры, диаметр 11 мм; (в) — балки стандартные для механических испытаний.

Для изготовления опытных керамических образцов разработаны и изготовлены металлические пресс-формы (рис. 3).

Подготовка к прессованию исходных композиционных порошковых керамических материалов проводилась на дезинтеграторном оборудовании: барабанный смеситель, молотковая дробилка, чашевый вибрационный истиратель.

Для осуществления спекания и реакции силицирования прессованных заготовок в высокотемпературной защитной среде была скорректирована работа печи Nabertherm VHT 8/22 GR (рис. 4). Диапазон рабочей температуры в печи составляет 100–2100°С. Защитная среда – аргон, азот, вакуум.

Для изучения структурных и физико-механических свойств синтезируемой керамики был комплексно использован Центр коллективного пользования НИЦ "Курчатовский институт"–ЦНИИ КМ "Прометей".

Результаты исследований и их анализ. В настоящее время в доступной литературе наиболее распространенным является способ получения изделий из карбида кремния посредством реакционного спекания [11]. Результат достигается смешиванием порошка карбида кремния с углеродным компонентом. Полученный порошок пластифицируется временным связующим на основе бакелита или декстрина, затем подвергается прессованию. Пропитка прессованных заготовок кремнием проводится в среде его расплава и паров при температурах 1850–2050°С и атмосферном давлении в среде аргона или в вакууме при температуре 1500–1600°С. Побочным эффектом является трудоемкость финишного процесса, связанная с механической обработкой спеченных высокотвердых заготовок дорогостоящим алмазным инструментом при формировании изделий сложной геометрической формы.



Рис. 4. Высокотемпературная печь для получения конструкционной керамики.

В трудах американских ученых [12] проблема механической обработки частично решена, предлагается прессованную углеродсодержащую заготовку на основе карбида кремния предварительно компактировать спеканием в инертной атмосфере при 1900°С. Затем спеченная заготовка подвергается механической обработке до нужной геометрической формы с последующим реакционным спеканием при температуре 2000°С в контакте с расплавленным кремнием.

В последние годы широкое распространение получил инновационный способ получения деталей сложной геометрической формы из композиционного материала, основанный на взаимодействии расплава кремния с углеродом, находящимся в заранее скомпонованной заготовке определенного состава и пористости [13]. В результате происходит существенное понижение прочностных свойств формируемых керамических изделий, вызванное наличием в керамических материалах избыточного количества углеродного компонента, а также отсутствием первичного карбида кремния в исходной заготовке.

В настоящей статье предложен перспективный синтез конструкционных керамических материалов на основе карбида кремния для изготовления изделий сложной геометрической формы, обладающих высокой стойкостью к износу и твердостью.

Экспериментально установлено, что для наилучшей упаковки частиц карбида кремния для прессования требуется использовать порошки карбида кремния с крупным размером зерна порядка 35–45 мкм и мелким размером зерна порядка 3–10 мкм в соотношении 3 : 1 по массе. Перемешивание порошков осуществляют без помола в смесителе барабанного типа. Во избежание формирования частиц осколочной формы перемешивание проводят не более 10 часов с использованием не более 80% масс. корундовых мелющих тел.

Керамический порошок с крупным и мелким размером частиц карбида кремния подвергает плакированию с расчетным количеством сажи порядка 10–20% масс. с использованием перемешивания в чашевом вибрационном истирателе. Экспериментально установлено, что осуществление перемешивания менее пятнадцати мин приводит к наличию скоплений углеродных компонентов в смеси карбидокремниевых частиц. Осуществление перемешивания в течение 15–30 минут приводит к равномер-



Рис. 5. Механическая обработка керамических заготовок (бор-фрезой) с помощью гравера до проведения спекания.

ному распределению (намазыванию) углеродных частиц по объему шихты. Осуществление перемешивания свыше тридцати минут не приводит к качественному улучшению плакирования.

Плакированный композиционный порошок на основе карбида кремния пластифицируют органическим связующим, в качестве которого выступает водный раствор полиэтиленгликоля с содержанием органического компонента в количестве 8–12% масс. Введение менее 8% масс органического связующего приводит к недостаточной прочности и пластичности прессованной заготовки для осуществления механической обработки металлическим инструментом. Введение более 12% масс. органического связующего приводит к образованию спеченного керамического материала с пористостью более 1% об.

Пластифицированная шихта подвергается гранулированию через сито 200 мкм и прессованию гранул. Установлено, что наиболее плотная упаковка керамических частиц карбида кремния обеспечивается давлением порядка 100—130 МПа. При задании давления вне пределов диапазона в прессованной заготовке по всему объему обнаруживаются дефекты в виде расслоений, трещин, пор, связанных с распрессовкой или перепрессовкой.

Для удаления воды прессованные заготовки подвергают сушке в сушильном шкафу на воздухе при температуре 130°С в течение 180 минут.

Эксперимент показывает, что высушенная прессованная заготовка обладает необходимой прочностью и пластичностью для обработки металлическим ручным и автоматизированным инструментом. При необходимости из нее получают заготовку сложной геометрической формы. На рис. 5 продемонстрирован общий вид керамических заготовок, подвергнутых механической обработке бор-фрезой с помощью гравера.

Полученную заготовку устанавливают на подложку из гексагонального нитрида бора и обсыпают высокочистым кремнием в расчетном количестве 70–90% от массы заготовки. Недостаток кремния приводит к образованию избыточного углерода в спеченном материале. Избыток кремния оплавляется на поверхности спеченного материала. Оплавленный кремний в процессе реакции силицирования стекает на подложку из гексагонального нитрида бора и не реагирует с ним, впоследствии диффундируя по поровым каналам в заготовку.

Спекание осуществляется в вакууме при температуре 1500°С в течение 20–30 минут со скоростью нагрева 200°С в час. Для графитизации временной органической связки осуществляется выдержка спекаемого изделия при температуре 900°С в течение одного часа. Реакция силицирования сопровождается формированием из расчетных коли-

Свойства карбида кремния	Значение				
Радиационная стойкость	да				
Микротвердость, ГПа	30-33				
Коэффициент теплопроводности, Вт м $^{-1}$ К $^{-1}$	90-130				
Плотность, г/см ³	3.0-3.1				
Открытая пористость, %	не более 0.01				
Предел прочности на изгиб, МПа	310-390				
Коэффициент термического расширения, 10 ⁻⁶ К ⁻¹	2-5				
Присутствие остаточного кремния в материале, %	10-20				

Таблица 1. Основные характеристики керамических материалов

честв сажи и кремния вторичного карбида кремния, который заполняет поры спекаемого материала. Избыток кремния убирается с поверхности изделия пескоструйной или механической обработкой.

Формируемые высокотвердые керамические изделия сложной геометрической формы в зависимости от варьирования технологических режимов синтеза обладают функциональными характеристиками, представленными в табл. 1.

Сравнивая жидкофазно-спеченные, горячепрессованные, карбидокремниевые, спеченные нитридокремниевые материалы с реакционно-спеченными SiC-материалами можно отметить высокий уровень механических свойств последних, в сочетании с более экономичной технологией производства, что определяет широкий спектр их производства: узлы трения (подшипники скольжения, детали пар трения), лопатки ГТД, сопла для пескоструйной обработки, абразивоустойчивые, коррозионностойкие изделия [14–20].

Заключение. В настоящей статье разработан перспективный способ получения конструкционного керамического материала на основе карбида кремния для изделий сложной геометрии, которые можно применить в машиностроении, морской и авиационной технике.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Huang Q.-W., Zhu L.-H.* High-temperature strength and toughness behaviors for reaction-bonded SiC ceramics below 1400°C // Mater. Lett. 2005. V. 59. № 14–15. P. 1732.
- Clijsters S., Liu K., Reynaerts D., Lauwers B. EDM technology and strategy development for the manufacturing of complex parts in SiSiC // J. of Materials Processing Technology. 2010. V. 210. № 4. P. 631.
- 3. Sangsuwan P., Orejas J.A., Gatica J.E., Tewari S.N., Singh N. Reaction-bonded silicon carbide by reactive infiltration // Industrial & engineering chemistry research. 2001. V. 40. № 23. P. 5191.
- 4. *Wang Y.-X., Tan Sh.-H., Jiang D.-L.* The fabrication of reaction-formed silicon carbide with controlled microstructure by infiltrating a pure carbon preform with molten Si // Ceramics international. 2004. V. 30. № 3. P. 435.
- 5. Параносенков В.П., Чикина А.А., Андреев М.А. Конструкционные материалы на основе самосвязанного карбида кремния // Огнеупоры и техническая керамика. 2006. № 7. С. 37.
- 6. Параносенков В.П., Чикина А.А., Шкарупа И.Л. Самосвязанный карбид кремния ОТМ-923 // Огнеупоры и Техническая Керамика. 2004. № 2. С. 23.

- Гаршин А.П., Чулкин С.Г. Реакционно-спеченные карбидокремниевые материалы конструкционного назначения. Физико-механические и триботехнические свойства // СПб.: Изд. Политехнического университета, 2006. 84 с.
- Perevisiov S.N. Evaluation of the crack resistance of reactive sintered composite boron carbidebased materials // Refractories and Industrial Ceramics. 2019. V. 60. № 3. P. 168.
- 9. Perevislov S.N., Lysenkov A.S., Kim K.A., Frolova M.G., Kargin Y.F., Titov D.D., Tomkovich M.V., Melnikova I.S. Production of ceramic materials based on SiC with low-melting oxide additives // Glass and Ceramics. 2019. V. 75. № 9–10. P. 400.
- 10. Frolova M.G., Leonov A.V., Kargin Y.F., Lysenkov A.S., Titov D.D., Petrakova N.V., Konovalov A.A., Sevostyanov M.A., Perevislov S.N., Melnikova I.S. Molding features of silicon carbide products by the method of hot slip casting // Inorganic Materials: Applied Research. 2018. V. 9. № 4. P. 675.
- 11. Гнесин. Г.Г. Карбидокремниевые материалы. М.: Металлургия, 1977. 216 с.
- 12. Патент США № 4019913, МПК С04В 35/56.
- Shikunov S.L., Kurlov V.N. SiC-Based Composite Materials Obtained by Siliconizing Carbon Matrices. Technical Physics, 2017. V. 62 (12). P. 1869.
- Perevisiov S.N., Lysenkov A.S., Titov D.D., Tomkovich M.V. Hot-pressed ceramic SiC-YAG materials // Inorganic Materials. 2017. V. 53. №. 2. P. 220.
- Lysenkov A.S., Kim K.A., Titov D.D., Frolova M.G., Kargin Y.F., Petrakova N.V., Leonov A.V., Perevislov S.N., Tomkovich M.V., Melnikova I.S. Composite material Si3N4/SiC with calcium aluminate additive // J. of Physics: Conference Series. IOP Pub-lishing. 2018. V. 1134. № 1. P. 012036.
- Perevisiov S.N., Shcherbak P.V., Tomkovich M.V. Phase composition and microstructure of reaction-bonded boron-carbide materials // Refractories and Industrial Ceramics. 2018. V. 59. № 2. P. 179.
- 17. Perevislov S.N., Lysenkov A.S., Titov D.D., Omkovich M.V., Nesmelov D.D., Markov M.A. Materials based on boron carbide obtained by reaction sintering // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. IOP Publishing. 2019. V. 525. № 1. P. 012074.
- Markov M.A., Perevisiov S.N., Krasikov A.V., Gerashchenkov D.A., Bykova A.D., Fedoseev M.L. Study of the microarc oxidation of aluminum modified with silicon carbide particles // Russian Journal of Applied Chemistry. 2018. T. 91. № 4. P. 543.
- Markov M.A., Krasikov A.V., Bykova A.D., Staritsyn M.V., Ordan'yan S.S., Vikhman S.V., Perevislov S.N. Preparation of MoSi₂-SiC-ZrB₂ structural ceramics by free sintering // Refractories and Industrial Ceramics. 2019. V. 60. № 4. P. 385.
- Perevisiov S.N., Afanaseva L.E., Baklanova N.I. Mechanical properties of SiC-fiber-reinforced reaction-bonded silicon carbide // Inorganic Materials. 2020. V. 56. № 4. P. 425.

= НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ =

УДК 621.438

РАДИАЛЬНАЯ ТРЕХСТУПЕНЧАТАЯ СИЛОВАЯ ТУРБИНА

© 2021 г. В. А. Гусаров^{1,*}, Д. Ю. Писарев¹, Е. В. Гусарова²

¹ Федеральный научный агроинженерный центр ВИМ, Москва, Россия ² Российский университет транспорта, Москва, Россия *e-mail: cosinys50@mail.ru

> Поступила в редакцию 28.09.2020 г. После доработки 18.11.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

В статье представлена новая конструкция свободной силовой турбины для мобильных транспортных средств промышленного назначения. Она представляет собой трехступенчатую радиальную турбину, размещенную непосредственно на валу генератора. Такая конструкция представляет единый узел генератора и свободной силовой турбины, что значительно повышает надежность установки, т.к. исключает дополнительные механические узлы передачи вращающего момента от турбины генератору. Представлен расчет приведенной частоты вращения ступеней турбины и ее мощности.

Ключевые слова: свободная трехступенчатая силовая турбина, генератор, рабочие лопатки, рабочее тело, вал генератора

DOI: 10.31857/S0235711921020061

Производство новых машин прямого преобразования одного вида энергии в другой, неразрывно связано с развитием газотурбинных установок. Современные двухвальные газотурбинные установки состоят из газотурбинного двигателя (ГТУ), создающего направленный газовый поток, путем сжигания газовоздушной смеси в камере сгорания, и свободной силовой турбины (ССТ), преобразующей кинетическую энергию этого потока во вращательное движение ротора [1, 2]. Разработанная свободная турбина предназначена для преобразования энергии газа, вырабатываемого газотурбинным двигателем, в мощность на приводном валу ротора [3, 4]. К ротору могут подключаться генераторы и различные механизмы. На рис. 1 показана блок-схема двухвальной газотурбинной установки с трехступенчатой радиальной центробежной свободной силовой турбиной и электрогенератором.

На рис. 1 представлена блок схема двухвальной газотурбинной установки, где: 1 – входное устройство; 2 – компрессор ГТД; 3 – камера сгорания; 4 – вал ГТД; 5 – турбина ГТД; 6 – газовая камера; 7 – направляющий аппарат ССТ; 8 – турбина ССТ; 9 – радиатор охлаждения вала ССТ; 10 – генератор; 11 – вал ССТ; 12 – подшипниковые опоры.

Свободные силовые турбины можно выполнить как осевыми, у которых направление движения рабочего тела практически совпадает с направлением оси турбины, так и радиальными, у которых направление движения рабочего тела совпадает с плоскостью вращения турбины. Движение рабочего тела в свободных силовых турбинах может иметь направление как от центра к периферии, такие турбины называются центробежными, так и от периферии к центру, такие называются центростремительными.



Рис. 1. Блок-схема двухвальной газотурбинной установки.

При высокой частоте вращения осевых турбин, действие центробежных сил на рабочие лопатки приводит к их растяжению, а радиальных — центробежные силы вызывают изгибающие напряжения. Кроме центробежных сил на рабочие лопатки радиальной центробежной турбины оказывают динамическое воздействие струи рабочего тела, эти две силы складываясь, способствует увеличению изгибающих напряжений на лопатках [5, 6]. Фактически рабочая лопатка радиальной центробежной турбины закреплена консольно на диске и имеет одну неподвижную точку опоры.

Для привода электрогенератора разработана свободная трехступенчатая, радиальная, турбина. Ротор турбины размещен на валу генератора [7]. Разработанная трехступенчатая турбина, в силу своих конструктивных особенностей имеет меньший вылет, относительно вылета аналогичных осевых турбин, от подшипниковой опоры до плоскости вращения и меньшую массу вращения.

На одном диске турбины можно закрепить насколько венцов лопаток, такие турбины называются многоступенчатыми радиальными турбинами.

У осевых свободных многоступенчатых турбин все рабочие колеса размещаются на валу поочередно, одно за другим, что предполагает больший вылет до подшипниковой опоры, что является отличием от разработанной многоступенчатой радиальной свободной турбины. На рис. 2 представлены кинематические схемы трехступенчатой осевой и разработанной трехступенчатой радиальной свободной турбины, где наглядно показан вылет вала *l* от подшипниковой опоры до конца вала.

На рис. 2 представлено два типа свободных силовых турбин: 1 - электрогенератор; 2 - вал свободной турбины; <math>3 - ближняя подшипниковая опора; 4 - рабочие колеса; 5 - направление движения рабочего тела. Надежность и долговечность работы узла зависит от длины вала <math>l, т.е. от подшипниковой опоры до конца вала, где размещена турбина. Чем меньше вылет и масса рабочих колес, тем меньше величина радиальных колебаний на конце вала. Разработанная конструкция многоступенчатой радиальной свободной турбины обеспечивает меньшую массу вращения, т.к. имеет одно рабочее колесо с несколькими венцами лопаток.

Изгибающий момент лопаток, определяется окружной скоростью, массой лопаток и динамическим воздействием струй рабочего тела [8].

На рис. 3 представлен макетный образец трехступенчатого рабочего колеса турбины.

Для снижения величины изгибающего момента лопаток рабочего колеса, по свободным концам лопаток устанавливается жестко закрепленное опорное кольцо, объединяющее все лопатки в венец [9, 10]. Это кольцо является второй неподвижной опорой рабочих лопаток, тем самым разгружая динамические напряжения в месте опоры



Рис. 2. Кинематические схемы: (а) – трехступенчатая осевая свободная турбина; (б) – трехступенчатая радиальная свободная турбина.



Рис. 3. Макетный образец трехступенчатого рабочего колеса турбины.

на диск турбины [11, 12]. На каждой ступени рабочих лопаток, находящихся на соответствующих диаметрах, закреплено опорное кольцо. В результате использования этих колец масса рабочего колеса увеличивается на 7.5%. Для повышения эффективности работы ступени, на опорных кольцах выполняются лабиринтные уплотнения, как на венцах турбины, так и на венцах направляющего аппарата [13, 14].

На рис. 4 представлены рабочее колесо и направляющий аппарат свободной турбины с опорными кольцами на каждом венце.

Турбина и направляющий аппарат установлен в газовой камере, куда из двигателя подается организованный газовый поток. Газовая камера жестко прикреплена к стартеру генератора, на ее передней стенке закреплен направляющий аппарат. Венцы лопаток турбины входят в промежутки между венцами направляющего аппарата. Если скорости и количество рабочего тела принять за постоянную величину, то частота вращения и величина крутящего момента свободной турбины регулируется следующим образом: при постоянном диаметре свободной турбины, изменяется длина рабочих лопаток направляющего аппарата и турбины, причем при увеличении длины рабочих лопаток скорость истечения рабочего тела, проходящего через эти лопатки, частота, и крутящий момент вращения уменьшаются; при уменьшении длины лопаток, скорость истечения рабочего тела и крутящий момент вращения, частота и крутящий момент вращения уменьшаются, частота и крутящий момент вращения уменьшаются, частота и крутящий момент вращения, определяемых расчетом.

Свободная турбина выполняется единым модулем с электрогенератором, как отдельный узел и при необходимости ее можно заменить без замены газотурбинного двигателя. Свободная турбина состоит из следующих основных узлов: направляющего



Рис. 4. Рабочее колесо и направляющий аппарат свободной турбины с опорными кольцами.

аппарата; ротора турбины; газовой камеры; генератора. Подвод газа от ГТУ к ССТ осуществляется через переходное устройство, являющееся корпусной частью. Основными силовыми элементами свободной турбины являются вал и подшипниковые опоры. Вал ротора опирается на два шариковых подшипника (передний и задний), расположенных в крышках генератора. Осевые силы, действующие на ротор турбины, воспринимаются упорным шариковым подшипником, установленным в задней крышке генератора. Энергия рабочего тела на лопатках направляющего аппарата и рабочего колеса преобразуется в крутящий момент на валу ротора, на другом конце которого размещен ротор генератора.

Ресурс подшипников, определяется расчетной наработкой, которая установлена технической документацией на конкретные типы электродвигателей серии 4А. Расчетная наработка шариковых подшипников для асинхронных электродвигателей согласно ГОСТ 19523-81 должна быть не менее 14000 часов.

Газодинамический расчет свободной трехступенчатой турбины по среднему диаметру ступени. Свободная трехступенчатая турбина с направляющим аппаратом и направлением вращения, противоположным вращению ротора газотурбинного двигателя имеет исходные данные: 1) обороты турбокомпрессора $n_1 = 96000$ об/мин; 2) обороты выходного вала свободной турбины $n_{2B} = 4000$ об/мин; 3) расход топлива $G_T = 4.5$ г/с = 0.0045 кг/с; 4) расход воздуха через компрессор $G_B = 260$ г/с = 0.26 кг/с; 5) расход газа через сопловой аппарат $G_{\Gamma CA} = G_T + G_B = 0.2628$ кг/с; 6) угол атаки на первой ступени (рис. 5)

$$i_1 = \beta_{1k} - \beta_1 = 35^\circ - 18^\circ 30' = 16^\circ 30'.$$
⁽¹⁾

Окружная скорость на среднем диаметре для первой ступени в горячем состоянии

$$U_{1 \text{cp rop}} = \frac{\pi \times D \times n_2 \times \sqrt{k_2}}{60} = \frac{3.14 \times 0.25 \times 4000 \times 1.05}{60} = 54.95 \text{ m/c.}$$
(2)

Окружная скорость на среднем диаметре для второй ступени в горячем состоянии

$$U_{2 \text{cp rop}} = \frac{\pi \times D \times n_2 \times \sqrt{k_2}}{60} = \frac{3.14 \times 0.28 \times 4000 \times 1.05}{60} = 61.54 \text{ m/c.}$$
(3)

Окружная скорость на среднем диаметре для третьей ступени в горячем состоянии

$$U_{3 \text{cprop}} = \frac{\pi \times D \times n_2 \times \sqrt{k_2}}{60} = \frac{3.14 \times 0.31 \times 4000 \times 1.05}{60} = 68.14 \text{ m/c.}$$
(4)



Рис. 5. Угол атаки на рабочие лопатки первой ступени 16°30' и угол выхода потока газа из рабочих лопаток первой ступени.

Действительная работа расширения газа в турбине

$$L_{T\Sigma} = \frac{C_{\rm pr}}{A} \times \Delta T_{T\Sigma}^* = 23.17 \times 208.24 = 4824.92 \,\frac{\rm K\Gamma M}{\rm K\Gamma}.$$
(5)

Мощность, развиваемая свободной турбиной

$$N_T = \frac{G_{\rm rcB} \times L_{T2}}{104.6} = \frac{0.251 \times 4824.92}{104.6} = 11.53 \text{ kBt.}$$
(6)

Экспериментальные исследования. Первоначально для преобразования мощности газового потока во вращение генератора была применена трехступенчатая осевая свободная турбина.

На рис. 6 представлена ГТЭ-10С с трехступенчатой осевой свободной турбиной. Диаметр рабочих колес составляет: 1 ступень – 265 мм; 2 ступень – 270 мм; 3 ступень – 275 мм. Масса ротора составляет 16.7 кг. Площадь выходного сопла двигателя составляет 1960 мм², площадь решетки соплового аппарата первой ступени составляет 2640 мм². В качестве генератора используется электродвигатель асинхронный АДМ100L2ЖУ2 мощностью 5.5 кВт и 3000 мин⁻¹, подключенный к нагрузке с конденсаторным контуром емкостью С = 300 мкФ и индуктивностью 2 µН между фазами. Передача вращения от свободной турбины к генератору производится ременной передачей с соотношением шкивов 1/3, что обеспечивает частоту вращения ротора генератора 4000 мин⁻¹.

На рис. 7 представлена электрическая схема генератора с системой возбуждения тока.

На рис. 8 представлена установленная на ГТЭ-10С трехступенчатая радиальная свободная турбина. Средние диаметры венцов ступеней рабочего колеса составляют: 1 ступени – 250 мм; 2 ступени – 280 мм; 3 ступени – 310 мм. Масса свободной турбины составляет 9.38 кг.

Одновременно была изменена конструкция ротора, в который установлена пара постоянных магнитов, снижающая уровень напряжения возбуждения генератора. Длина вала генератора составляет 132 мм, расчетная частота вращения ротора 4000 мин⁻¹, критическая частота вращения вала должна не превышать 130% номинальной.

Для сравнения технических характеристик разработанной трехступенчатой радиальной свободной турбины и осевой трехступенчатой турбины, были проведены исследования их работы на активную нагрузку. В качестве активной нагрузки использовались электрические лампы накаливания напряжением 220 В и мощностью по 0.5 кВт. В табл. 1 представлены экспериментальные параметры ГТЭ-10С с осевой и радиаль-



Рис. 6. Осевая свободная силовая турбина на ГТЭ-10С.



Рис. 7. Электрическая схема генератора с системой возбуждения.



Рис. 8. Радиальная свободная силовая турбина на ГТЭ-10С.

Модель		ГТЭ-10С с осевой турбиной		ГТЭ-10С с радиальной турбиной		
№ п/п	Рабочее давление в камере сгорания, кг/см ²	Расход топлива, кг/ч	Частота вращения, мин ⁻¹	Мощность, кВт	Частота вращения, мин ⁻¹	Мощность, кВт
1	2.0	3.79	4035	6.34	4120	7.32
2	1.6	3.00	3220	5.02	3380	5.82
3	1.2	2.28	2410	3.77	2520	4.33
4	0.8	1.55	1620	1.11	1880	1.82

Таблица 1. Экспериментальные параметры ГТЭ-10С с осевой и радиальной турбиной

ной турбиной. Из анализа экспериментальных исследований по определению эффективности осевой и радиальной свободной турбины ГТЭ-10С установлено, что радиальная турбина, за счет меньшей массы вращения, при частоте вращения 4000 мин⁻¹ эффективнее осевой на 13%.

Таким образом, с учетом КПД генератора 65%, мощность трехступенчатой радиальной свободной турбины составляет 12 кВт, что отличается от расчетной мощности на 4%.

Металлоемкость разработанной турбины на 44% ниже осевой турбины, количество технологических операций при ее производстве значительно меньше, из чего можно предположить, что себестоимость производства этих турбин при их массовом производстве будет в 2–2.5 раза дешевле стандартных осевых.

Заключение. Разработанная трехступенчатая свободная силовая турбина новой конструкции размещается и жестко крепится на валу генератора. Эта конструкция представляет собой единый узел генератора и турбины, что значительно повышает надежность установки, заменяющая два отдельных узла: свободную силовую турбину, передающую крутящий момент, через соединительную муфту и генератор.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Финансирование проводится в соответствии с Программой развития Федерального государственного бюджетного научного учреждения "Федеральный научный агроинженерный центр ВИМ" на 2017–2021 гг.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Avgustinovich V.G., Kuznetsova T.A., Nugumanov A.D. Development of neural systems for monitoring and controlling emission of gas transmission and power gas turbine units. Bulletin of the tomsk polytechnic university-geo assets engineering. 2019. P. 142.
- 2. *Kandiloros I., Vournas C.* Use of Air Chamber in Gas-Turbine Units for Frequency Control and Energy Storage in a System with High Wind Penetration. 5-th IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Conference Europe (ISGT Europe). Istanbul. Turkey. OCT 12-15, 2014.
- 3. Рудинский А.В., Александров В.Ю., Ягодников Д.А. Экспериментальное исследование электрофизических характеристик газовых потоков при стендовых испытаниях элементов проточного тракта ПВРД // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2017. № 4. С. 21.
- 4. Aleksandrov V.Yu., Zaikin S.V., Moseev D.S., Yakovchuk A.Y. High enthalpy flow generatorsfor hypersonic wind tunnel facilities // XXXI International Conference on Equations of State for Matter

(ELBRUS 2016) Book of Abstracts devoted to the 70th anniversary of birth of Aleksey Vladimirovich Bushman. 2016. P. 217.

- 5. Лепешкин А.Р., Бычков Н.Г. Исследование температуропроводности материалов деталей ГТД при воздействии центробежных ускорений и виброускорений // Сборник статей научно-технической конференции "Прочность конструкций летательных аппаратов". 2017. С. 283.
- 6. Ножницкий Ю.А., Бычков Н.Г., Хамидуллин А.Ш., Першин А.В., Авруцкий В.В. Метод определения адгезионной прочности отдельных слоев теплозащитных покрытий при рабочих температурах // Авиационная промышленность. 2017. № 1. С. 54.
- 7. Гусаров В.А., Юферев Л.Ю., Майоров В.А., Стребков Д.С., Сагинов Л.Д., Евдокимов В.М., Арбузов Ю.Д., Иродионов А.Е. и др. Методы оценки энергопотенциала возобновляемых источников по сельским регионам. Теоретические и конструкционные основы функционирования инновационных преобразователей энергии и возобновляемых источников различного типа с определением их основных параметров в составе автономных (локальных) энергосетей, различных способов биоэнергетической переработки органических отходов // Отчет о НИР. Федеральное агентство научных организаций. 2018.
- 8. Стечкин Б.С. Теория реактивных двигателей. Лопаточные машины / Б.С. Стечкин, П.К. Казанджан и др. // М.: Оборонгиз. 1956. С. 90.
- 9. Yarullin R.R., Shlyannikov V.N., Ishtyriakov I.S. Stress intensity factors for mixed-mode crack growth in imitation models under biaxial loading // Frattura ed integritastrutturale. 2020. № 53. P. 210.
- 10. *Ekici S*. Thermodynamic mapping of A321-200 in terms of performance parameters, sustainability indicators and thermo-ecological performance at various flight phases // Energy. 2020. V. 202. № 117692.
- 11. Rudenkyi S.G., Timofeeva E.V., Kunchenko A.V. Enhancement of the heat resistance of coatings for the blades of gas turbine engines // Materials science. 2020. V. 55. № 4. P. 569.
- 12. Nikolaidis Th., Wang H., Laskaridis P. Transient modelling and simulation of gas turbine secondary air system // Applied thermal engineering. 2020. V. 170. № 115038. P. 1.
- 13. *Petrov E.P.* Analytical Formulation of Friction Contact Elements for Frequency-Domain Analysis of Nonlinear Vibrations of Structures With High-Energy Rubs // J. of engineering for gas turbines and power-transactions of the ASME. 2019. V. 141 (12). № 121006.
- 14. Fischer T., Welzenbach S., Meier F. Modeling the rubbing contact in honeycomb seals // Continuum mechanics and thermodynamics. 2018. V. 30. № 2. C. 381.

= НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ =

УДК 621.9.04

ОБРАБОТКА КРУПНОГАБАРИТНОГО БАНДАЖА ЦЕМЕНТНОЙ ПЕЧИ СТАНКОРОБОТОМ

© 2021 г. С. Н. Санин^{1,*}, Н. А. Пелипенко²

¹ Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова, Белгород, Россия

² Белгородский государственный национальный исследовательский университет, Белгород, Россия *e-mail:osup-sns@vandex.ru

> Поступила в редакцию 23.09.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

В статье приведена концепция базирования крупногабаритных деталей диаметром до 8300 мм и массой до 120 т типа бандажа вращающейся цементной печи при механической обработке с использованием мобильного станкоробота. Рассмотрен вопрос управляемого резания для обеспечения точного формообразования крупногабаритной детали при толщине снимаемого слоя металла до 6 мм. Обработка осуществляется методом силового шлифования с помощью специального инструмента – абразивного ремня. Обеспечение жесткости в системе "деталь—инструмент" реализуется локальным методом жесткого сопровождения.

Ключевые слова: крупногабаритная деталь, жесткость, мобильный станкоробот, формообразование и точность, абразивный ремень, сварная конструкция, безрамная технология

DOI: 10.31857/S0235711921020115

Анализ современного состояния рассматриваемой проблемы. Многие промышленные агрегаты в России создавались раньше и создаются сейчас по принципу: чем больше, тем выше производительность. Такие крупногабаритные агрегаты находят свое применение в атомной, горной промышленности и промышленности строительных материалов. Их производство и эксплуатация связаны со значительными издержками. Поэтому одним из важнейших и актуальнейших вопросов тяжелого машиностроения является разработка оптимальных производственных технологий и методов восстановления изношенных деталей [1–8].

Например, длительность обработки бандажа вращающейся цементной печи (ВЦП) диаметром 6300 мм массой 62000 т в стационарных условиях составляет более 600 станкочасов. Цена бандажа ВЦП составляет более 15 млн рублей. Приводная шестерня для стандартной цементной печи длиной 180000 мм составляет более 42 млн рублей.

В работах [9–11] были рассмотрены технологические возможности по изготовлению новых или восстановлению изношенных крупногабаритных деталей типа тел вращения, размеры которых превышают 4000 мм с использованием небольших мобильных станков. Однако вопросам базирования крупногабаритных деталей в процессе их производства и механической обработки внимания было уделено не достаточно.

Цель статьи. Авторы ставят целью ознакомление читателя со своими существующими разработками в области механической обработки крупногабаритных деталей с использованием средств безрамной технологии.



Рис. 1. Схема базирования кольцеобразной детали.

Постановка задачи. Создание и применение мобильных станкороботов [12, 13] способствует существенному расширению технологической вооруженности предприятий, включая предприятия горнорудного и атомного машиностроения, промышленности строительных материалов. Для успешного применения средств безрамной технологии необходимо обеспечить правильное базирование обрабатываемых крупногабаритных изделий, а также обеспечить возможность компенсации неопределенности положения режущего инструмента относительно обрабатываемой поверхности крупногабаритной детали.

Изложение существа решения задачи. Механическая обработка наружных поверхностей бандажей ВЦП в заводских условиях [14] осуществляется с использованием схемы базирования (рис. 1), включающей установочную базу — одну из торцовых поверхностей бандажа и центрирующую базу — поверхность отверстия бандажа. Это типовая схема базирования деталей типа кольца, применяемая как для мелких или средних, так и для крупных деталей.

Используя типовую схему базирования можно исключить влияние гравитации на искажения формы обрабатываемой поверхности бандажа, ввиду того, что жесткость сечения бандажа в поперечном направлении на порядок выше, а вес бандажа равномерно распределен вдоль его круговой образующей. Таким образом, именно типовая схема базирования обеспечивает возможность получения наибольшей точности размеров, формы и взаимного расположения поверхностей обрабатываемых крупногабаритных кольцеобразных деталей. Следовательно, ее и следует применять при механической обработке поверхностей бандажей ВЦП.

Применение типовой схемы базирования может сопровождаться двумя методами формообразования. Первый метод формообразования предполагает неподвижное размещение бандажа ВЦП на некоторой опорной поверхности приспособления, при этом режущий инструмент должен совершать перемещение по круговой образующей относительно оси вращения бандажа ВЦП, как это происходит, например, при растачивании отверстий или при ротационном фрезеровании цилиндрических поверхностей.

Второй вариант формообразования предполагает возможность вращения самого бандажа, наподобие того, как это происходит в условиях цеха, например на планшайбе токарно-карусельного станка.

Основным требованием при принятии решения о применяемом методе формообразования является мобильность применяемых средств. Рассмотрим первый вариант формообразования и возможные в его рамках технологические решения.

Бандаж ВЦП должен быть установлен неподвижно на опорные поверхности специального приспособления. Приспособление может быть:

- изготовлено в виде сборной металлоконструкции, которую:

■ перемещают транспортными средствами к месту эксплуатации вместе с мобильным станкороботом, развертывают, монтируют на заранее подготовленной площадке цементного завода, выверяют по уровню и пр.;



Рис. 2. Схема устройства базовой плиты для выполнения механической обработки бандажей ВЦП вне условий механического цеха: *1* – бандаж ВЦП; *2* – стальная защитная накладка; *3* – базовая плита из железобетона с возвышением; *4* – установочные пластины.

■ заблаговременно изготавливают для нужд цементного завода, хранят на его территории и монтируют на заранее подготовленной площадке цементного завода постоянно или в периоды потребности завода в новых или отремонтированных бандажах;

 изготовлено из железобетона в виде стационарной строительной конструкции, укрепленной стальными листами, снабженной необходимыми конструктивными элементами для базирования заготовки бандажа ВЦП (по типу плаза), может:

 находиться под открытым небом или под навесом (капитальным, съемным, надувным и пр.);

■ использоваться в межремонтые периоды для хозяйственных целей цементного завода, отличных от прямого назначения по базированию бандажей ВЦП.

Для целей изготовления или механической обработки бандажей цементному заводу понадобится подготовить специальную железобетонную площадку необходимой площади, выровненную по горизонту и имеющую достаточную прочность (толщиной не менее 600...800 мм), со встроенными стальными элементами под опоры. Эту площадку можно с некоторой натяжкой именовать базовой плитой или плазом по аналогии с плазами, применяемыми в тяжелом машиностроении. Площадка может быть прямоугольной или круглой формы. Диаметр вписанной окружности площадки должен не менее чем в два раза превышать диаметр обрабатываемых бандажей ВЦП.

Бандажи ВЦП имеют ограниченную жесткость в радиальном направлении и чуть большую в осевом. При базировании заготовки бандажа на планшайбе токарно-карусельного станка торцом, он соприкасается с опорной поверхностью планшайбы станка во многих точках своей поверхности, поэтому низкая жесткость конструкции бандажа не играет в процессе резания существенной роли.

Однако в полевых условиях при механической обработке следует учитывать недостаточную жесткость конструкции бандажей. Лучшим вариантом с точки зрения обеспечения точности формы бандажа было бы создание на поверхности плиты сплошной кольцеобразной опоры из бетона или стали (рис. 2, 3).

Возвышение *3* над базовой плитой должно обеспечить режущему инструменту доступ по всей длине образующих линий к наружной поверхности катания, к свободному торцу и к поверхности отверстия бандажа ВЦП без необходимости переустановки, т.к. каждая переустановка бандажа — это трудоемкий процесс, сопряженный с рисками тяжелого травмирования людей, разрушения строений и оборудования, деформаций самого бандажа.

Если конструкцию возвышения делать съемной, например, из стального профиля (рис. 3), то для последующей точной установки этого возвышения потребуется в базо-



Рис. 3. Схема установки бандажей ВЦП на базовой плите со съемным кольцевым возвышением: *1* – бандаж ВЦП; *2* – возвышение из профильного проката; *3* – установочные пластины; *4* – базовая плита.

вой плите предусмотреть опорные поверхности в виде вмонтированных в бетон пластин 4 с отверстиями, в том числе резьбовыми (рис. 3) или пальцами.

С другой стороны наличие сплошной кольцеобразной опоры не является рациональным решением в связи с тем, что заготовка бандажа может оказаться с браком в виде существенного отклонения от параллельности его торцов, отклонения от плоскостности торцов, эксцентриситета отверстия относительно наружной поверхности, овальности и пр. Кроме того базовую плиту может со временем повести, а если не правильно выполнены геологические изыскания, плита может наклониться, получить несимметричную осадку, смещение. В результате может потребоваться выполнение комплекса строительно-монтажных работ по выравниванию плиты, исправлению опорных площадок или изменению положения бандажа на опоре для установки его по уровню.

В любом случае правильным решением будет являться установка бандажа не на монолитное возвышение, а на систему регулируемых опор (рис. 4). Трех опор не достаточно, должны быть предусмотрены дополнительные опоры, расположенные между тремя основными. Таким образом, общее количество опор должно составлять не менее шести [14], а лучше, если их количество будет достигать девяти или даже двенадцати для распределения нагрузки от установленной детали между ними.

Выбор варианта конструкции опор под установку бандажа ВЦП требует глубокого экономического анализа и сложного проектирования. Однако нам представляется необходимым предварительно сформулировать следующие требования к опорам: 1) опора крепится к основанию анкерными болтами; 2) грузоподъемность одной опоры должна быть достаточна для удержания половины полного веса бандажа (в случае неравномерного нагружения опор при установке бандажа краном); 3) опоры должны быть регулируемыми по высоте и иметь управляемый привод (гидравлический или электрический); 4) опоры должны иметь возможность радиального перемещения для корректировки их положения с учетом диаметра устанавливаемой заготовки за счет продольных пазов на подошве опоры; 5) опоры должны иметь встроенные элементы системы измерения: уровня, величины нагрузки, пределов перемещений для автоматизации процесса выверки положения установленного бандажа; 6) рабочие поверхности опор должны иметь плоскую площадку (возможно с рифлениями) с возможностью самоустановления (для обеспечения наибольшей площади контакта с базовым торцом бандажа); 7) опоры должны легко монтироваться и демонтироваться.

Съемная конструкция опор имеет следующие положительные свойства: 1) съемные опоры можно хранить на специальном складе или транспортировать вместе с мобильным станкороботом с одного цементного завода на другой завод (достаточно иметь



Рис. 4. Схема установки бандажей ВЦП на базовой плите с регулирумыми опорами: *1* – бандаж ВЦП; 2 – регулируемая самоустанавливающаяся опора со встроенными датчиками; *3* – механизм радиального перемещения; *4* – установочная пластина; *5* – базовая плита.

один комплект основной и один запасной, а не изготавливать комплект для каждого завода); 2) повышается надежность и ремонтопригодности системы базирования; 3) на территории цементного завода вне периода ремонта или строительства специальная площадка может использоваться для целей складирования материалов или иных хозяйственных целей и не будет содержать ненужных возвышений; 4) отпадает необ-ходимость в дополнительных средствах для защиты высокотехнологичных опор от атмосферных воздействий и загрязнений, достаточно защитить опорные поверхности плиты основания; 5) при использовании на цементном заводе разных типоразмеров ВЦП, как это имеет место на Белгородском цементном заводе, съемные опоры достаточно передвинуть ближе к центру площадки или дальше от него, а не строить дополнительную площадку под другой типоразмер бандажей.

Из типовой схемы базирования (рис. 1) мы видим, что кроме установочной базы деталям типа кольца требуется центрирующая база. В случае базирования на опорные поверхности (рис. 2–4) контактную центрирующую технологическую базу выделить не представляется возможным. Можно говорить лишь об использовании настроечной технологической базы, в качестве которой может выступать или отверстие бандажа, или его наружная поверхность.

Если в качестве настроечной технологической базы рассматривать именно центральное отверстие бандажа ВЦП, то будет соблюдаться принцип единства баз в части совпадения с конструкторской основной базой детали: своим отверстием бандаж устанавливается на поверхность обечайки ВЦП (вваривается или центрируется и закрепляется системой башмаков).

Вопрос базирования бандажа ВЦП следует рассматривать в совокупности с вопросом обеспечения точности траекторий движения режущего инструмента относительно выбранных базовых поверхностей.

Траекторией движения режущего инструмента, каким бы он ни был (резец, фреза, абразивный ремень) [15, 16], должна быть правильная окружность с центром, совпадающим с центром отверстия бандажа. В условиях безрамной обработки решение этого вопроса всегда оказывалось наиболее трудоемким и трудноосуществимым. Однако на



Рис. 5. Вариант консольного размещения мобильного станкоробота: *1* – консоль мобильного станкоробота; *2* – обрабатываемый бандаж ВЦП; *3* – модуль режущего инструмента; *4* – опора.

смену простым технологическим методам [1, 2, 4, 6] пришли современные цифровые технологии контроля и управления.

В связи с этим вопрос обеспечения точности размеров и формы обрабатываемого бандажа в большей степени возлагается на мобильный станкоробот и его систему автоматического управления [13]. Иначе говоря, нет необходимости в очень точной установке бандажа на опоры, нет необходимости в очень точной установке направляющих мобильного станкоробота или очень высокой жесткости его конструкции. Вопрос обеспечения точности формообразования решается в системе "бандаж–инструмент". И поэтому очень важно обеспечить точность траектории движения именно режущего инструмента относительно обрабатываемого бандажа. И эта задача возложена на сам станкоробот за счет предусмотренных в его конструкции технологических возможностей, конструктивных особенностей и информационных алгоритмов.

Чтобы мобильный станкоробот мог перемещать режущий инструмент по круговой траектории относительно обрабатываемых поверхностей бандажа ВЦП, сам станкоробот должен иметь соответствующую круговую или квазикруговую траекторию движения. Это обеспечивается: размещением мобильного станкоробота на вращающейся относительно центра бандажа консоли (рис. 5); размещением мобильного станкоробота на круговых рельсовых направляющих.

Использование консольного размещения мобильного станкоробота имеет ряд ограничивающих недостатков: 1) станкоробот предположительно имеет большой вес, а следовательно консоль, длина которой может превышать 3 м, и ее подшипники будут подвержены высоким нагрузкам от удержания веса станкоробота, а также от сил резания; 2) требуется подвод электропитания через консоль с использованием скользящего контакта, который может оказаться весьма ненадежным и создавать электромагнитные помехи системе управления; 3) при установке бандажа на опорную поверхность возвышенности консоль станкоробота нужно демонтировать или сворачивать (регулировать вылет, отклонять или поднимать сам станкоробот); 4) ввиду большой длины консоли возможно снижение жесткости технологической системы.

Преимуществом консольного размещения является точное центрирование самого станкоробота.

Размещение мобильного станкоробота на рельсовых направляющих предполагает высокую точность изготовления самих направляющих и относительно высокую точность их монтажа для обеспечения круговой (или квазикруговой) траектории движе-



Рис. 6. Вариант размещения мобильного станкоробота на рельсовых направляющих: *1* – опора; *2* – обрабатываемый бандаж ВЦП; *3* – модуль режущего инструмента; *4* – мобильный станкоробот.

ния режущего инструмента. Рельсовые направляющие размещаются по кругу вне кольца обрабатываемого бандажа на базовой плите (рис. 6).

Среди недостатков применения рельсовых направляющих можно выделить: 1) если подводить электропитание через центральную консоль, то также придется использовать скользящие контакты; 2) высокая сложность и трудоёмкость монтажа и выверки рельсовых направляющих относительно горизонта и центра; 3) рельсовые направляющие предполагается транспортировать теми же средствами, что и мобильный станкоробот, и они будут занимать много места, имея при этом большой собственный вес.

Преимущества размещения станкоробота на рельсовых направляющих: 1) возможность подводить электропитание через рельсы; 2) высокая жесткость направляющих, размещенных на базовой плите; 3) маленький вылет станкоробота относительно рельсовых направляющих и, как следствие, уменьшенные нагрузки от его веса и повышенная жесткость технологической системы; 4) станкоробот не мешает установке бандажа на опоры.

Сравнивая преимущества и недостатки вариантов установки мобильного станкоробота, получаем вывод о превалировании достоинств рельсового варианта. При этом подводить электроэнергию следует через рельсы, а трудоемкость монтажа рельсовых направляющих следует минимизировать за счет оптимальных конструктивных решений. Погрешности выверки рельсовых направляющих наравне с другими погрешностями должен будет компенсировать сам мобильный станкоробот, управляемый интеллектуальной цифровой системой.

Заключение. Благодаря имеющимся у авторов практического опыта и наработкам в области безрамной технологии предлагаемое технологическое решение, касающееся станочной обработки крупногабаритных деталей с помощью небольших станко-роботов, является экономически оправданной, актуальной, реализуемой и открывает широкие перспективы для применения в условиях России. Предлагаемая концепция механической обработки крупногабаритных деталей позволяет снять ограничения по их габаритным размерам и массе и исключает потребность в раздельном изготовлении элементов одной детали, их транспортировке на большие расстояния, сборке на месте эксплуатации и последующей трудоемкой доработке или выверке.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа выполнена за счет собственных сил и средств авторов в рамках выполнения диссертационной работы "Проведение проблемно-ориентированных комплексных исследований и разработка научно-технических решений модернизации технологии восстановительной обработки, повышающей эффективность производства цемента с изготовлением опытных образцов оборудования для наращивания рабочих диаметров бандажей и опорных роликов" в БГТУ им. В.Г. Шухова при содействии теоретических разработок, выполненных в НИУ "БелГУ".

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов. Профессор Пелипенко Н.А. является официальным научным консультантом докторанта Санина С.Н.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Бондаренко В.Н., Кудеников А.А., Куденикова М.В. Комплексный подход к ремонтной обработке поверхностей катания цементных печей // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. 2011. № 5. С. 274.
- 2. *Мурыгина Л.В., Шрубченко И.В.* Математическая модель оптимизации ленточно-абразивной обработки базовых поверхностей опор технологических барабанов // СТИН. 2012. № 3. С. 31.
- 3. Рыбалко В.Ю., Мурыгина Л.В., Шрубченко И.В. Оптимизация режимов ленточного шлифования поверхностей бандажей по гарантированному обеспечению заданного уровня шероховатости // Молодежь и научно-технический прогресс: сб. докл. Междунар. науч.-практич. конф. студ., аспир. и молодых ученых. Губкин, 2012. С. 47.
- 4. Стативко А.А. Обеспечение процесса формообразования при бесцентровой обработке бандажей цементных печей // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. 2003. № 7. С. 64.
- Шрубченко И.В., Рыбалко В.Ю., Мурыгина Л.В., Щетинин Н.А. К исследованию режимов ленточного шлифования поверхностей качения бандажей и роликов технологических барабанов // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. 2013. № 3. С. 77.
- 6. Шрубченко И.В., Хуртасенко А.В., Гончаров М.С. Контактные проявления погрешности формы и расположения в технологических барабанах // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. 2016. № 2. С. 81.
- Chepchurov M.S., Tyurin A.V., Zhukov M.Eu. Getting Flat Surfaces in Turning // World Applied Sciences Journal. 2014. V. 30 (10). P. 1208.
- 8. Shrubchenko I.V., Hurtasenko A.V., Voronkova M.N., Murygina L.V. Optimization of cutting conditions for the processing of bandages of rotary cement kilns at a special stand // World Applied Sciences Journal. 2014. V. 31. № 9. P. 1593.
- 9. *Pelipenko N.A., Sanin S.N., Pikalova A.A., Dujun T.A., Gunkin A.A.* Theoretical Basis of the Principle of Roundness Ensuring Under Centreless Machining of Large Capacity Parts // Research Journal of Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences. 2014. № 5 (5). P. 1748.
- 10. Пелипенко Н.А., Санин С.Н. Технология прецизионного формообразования крупногабаритных пустотозаполненных колец диаметром более 4000 мм // Тяжелое машиностроение. 2016. № 5. С. 34.
- 11. Pelipenko N.A., Sanin S.N., Afanasjev A.A., Dujun T.A., Gunkin A.A. Introduction to Theory of Transverse Centerless Grinding of Large Cylindrical Surfaces // Research Journal of Applied Sciences. 2014. № 9. P. 696.
- Tratar J., Kopač J. Robot Milling Of Welded Structures // Journal of Production Engineering. 2013.
 V. 16. № 2. P. 29.
- Санин С.Н., Пелипенко Н.А. Инновационная технология изготовления крупногабаритных изделий // Записки Горного института. 2018. Т. 230. С. 185. https://doi.org/10.25515/PMI.2018.2.185
- 14. Санин С.Н., Оникиенко Д.А. Разработка концепции мобильного стенда для механической обработки бандажей вращающихся печей с базированием по торцовой поверхности и отверстию // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. 2016. № 2. С. 104.
- 15. Qingni Y., Jian L., Weiji P., Qingyun Y. Dynamics analysis and simulation of roll grinder components // Manufacturing Technology. 2014. № 14 (4). P. 600.
- 16. *Gostimirović M., Rodić D., Kovač P., Jesić D., Kulundžic №* Investigation Of The Cutting Forces In Creep-Feed Surface Grinding Process // Journal of Production Engineering. 2015. V. 18. № 1. P. 21.

— НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ —

УДК 536.2:518.355.4

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В НАГРЕВАТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЕ

© 2021 г. А. А. Шульженко^{1,*}, М. Б. Модестов¹

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: aa shulzhenko.01@mail.ru

> Поступила в редакцию 23.08.2020 г. После доработки 30.11.2020 г. Принята к публикации 18.12.2020 г.

В настоящей статье, с использованием математического моделирования, проведен анализ распространения отклика на тепловой сигнал, в нагревательной системе: тело человека-промежуток-тканый электронагреватель-теплоизоляционный слойвнешняя среда. На основе исследования было установлено, что тканый электронагреватель, может выступать не только в качестве нагревателя, но и в качестве приемника внешних тепловых сигналов, вызванных воздействием нагревателя на человека, что представляет новизну. Это возможно благодаря определенному сочетанию собственных физико-технических параметров нагревателя с параметрами всех остальных элементов, входящих в систему, в рамках которой осуществляется контактный обогрев человека. Результаты исследования могут иметь интерес у медицинских работников различного профиля, а также специалистов, занимающихся разработкой устройств на основе нагревателей, в том числе и тканых.

Ключевые слова: тканый электронагреватель, контактный обогрев, математическое моделирование, потовыделение, кожно-гальванические реакции **DOI:** 10.31857/S0235711921020140

Тканые электронагреватели уже сегодня имеют широкое применение при решении различных технических задач, например: при запуске холодных механических устройств, в технологических процессах, связанных с обработкой продуктов растительного происхождения, например, при их сушке, при фасовке загустевших жидких продуктов, например, при роспуске меда и т.д. [1, 2]. В то же время, тканые электронагреватели находят свое применение и в медицине при решении самых разнообразных задач. Например, от тривиальных – по компенсации тепловых потерь у переохлажденных людей, до создания целых нагревательных комплексов, обеспечивающих разноуровневое температурное воздействие на различные области тела ожоговых больных, предотвращающих возникновение гипотермии, мышечной дрожи и т.д. Анализ источников показывает, что тканые электронагреватели, благодаря своей эластичности, в основном используются именно в тех случаях, когда необходимо осуществлять одну из наиболее экономичных форм обогрева – контактный обогрев [3–5].

При исследовании режима контактного обогрева проявилась еще одна способность – не только генерировать тепло, но и принимать обратные сигналы, вызванные у человека под воздействием этого тепла. Измерение сигналов при этом осуществлялось термопарой, установленной на поверхности нагревателя.

Одним из таких ответных сигналов у человека является потовыделение [6]. Некоторые задачи, связанные с изучением потовыделения решались с помощью методов



Рис. 1. Расположение элементов в нагревательной системе. X0 – поверхность тела человека; X0-X1 – пространство между телом человека и нагревателем – промежуток; X1-X2 – нагреватель; X2-X3 – теплоизоляционный слой на поверхности тканого электронагревателя; $X3 \rightarrow$ внешняя среда.

У. Фере и Р. Тарханова [7]. Метод У. Фере основан на изменении электрического сопротивления на поверхности кожи, а метод Р. Тарханова — на фиксации изменения электрического потенциала. В обоих методах использовались электролитические свойства пота и его влияние на электрические изменения на поверхности кожи. Недостатком данных методов является затрудненность проведения точной оценки количества выделенного пота, т.к. при измерениях необходимо измерительные щупы прижимать к телу человека, а это существенно изменяет картину распределения пота на поверхности кожи. Кроме того, в этом случае, само выделение пота только фиксируется.

Рассмотрим подробнее способ, построенный на контактном обогреве тела и позволяющий проводить не только фиксацию потовыделения, но и создавать предпосылки и получать во времени реальную картину потовыделения.

На рис. 1 показана данная тепловая система. В нее входят: человек, как внешняя среда; промежуток между телом человека и тканым электронагревателем (далее – про-межуток); тканый электронагреватель (далее – нагреватель); теплоизоляционный слой на поверхности нагревателя со стороны внешней среды; внешняя среда.

Проведем моделирование теплового процесса, проходящего в тепловой системе. Для этого рассмотрим, как формируется и распространяется возникающий в промежутке тепловой сигнал во времени и по пространству, и как он зависит от параметров: нагревателя, изоляционного слоя, внешних сред, составляющих эту нагревательную систему.

Сначала рассмотрим, как формируется переменный температурный сигнал в промежутке. При тепловом воздействии (в нашем случае с помощью нагревателя) на человека, на его тепловые рецепторы, расположенные в коже, при достижении определенной температуры на поверхности кожи происходит выделение пота. В результате в промежутке между телом человека и нагревателем изменяются такие тепловые параметры как теплоемкость, плотность, теплопроводность. Как следствие — в промежутке между телом человека и нагревателем происходит изменение температуры — температура падает. Далее, пот испаряется. В результате — опять изменяются тепловые параметры, приводящие к возрастанию температуры. При достижении определенной температуры снова происходит потовыделение и т.д. То есть эти изменения носят периодический характер. Данные процессы были подробно исследованы в работе [6]. В ней отмечалось, что выброс пота происходит, с поверхности кожи человека в область промежутка, а затем пот испаряется. Испарение, носящее диффузионный характер [8, 9], и осуществляется по экспоненциальному закону

$$Q = H(e^{-gt}),$$

где t – время испарения; Q – количество неиспарившейся жидкости на единицу площади межфазной поверхности к моменту времени t; H – постоянный коэффициент; g – постоянный коэффициент.

Изменения параметров связаны с процессами замены, вытеснения, в промежутке воздушной среды потом. Затем, в среде промежутка происходит фазовый переход, связанный с испарением пота. Причем эти процессы характерны тем, что невозможно определить четкие границы фазового перехода. Учитывая, что фазовые преобразования происходят в очень тонком промежутке и, согласно [10], они рассматриваются как единовременные изменения тепловых параметров сразу по всему объему промежутка. В работе [6] было проведено математическое моделирование данного процесса с помощью аналитического метода, и были получены довольно сложные математические соотношения, описывающие эти тепловые процессы. Учитывая результаты моделирования, при дальнейшем рассмотрении будем описывать реакцию тепловых параметров промежутка на тепловой сигнал более простым выражением

$$a_{1}(t) = k \frac{\lambda_{1}}{\rho_{1}c_{1}} \cos(gt), \qquad (1)$$

где $a_1(t)$ — коэффициент температуропроводности промежутка; ρ_1 — плотность среды промежутка; c_1 — теплоемкость среды промежутка; λ_1 — коэффициент теплопроводности среды промежутка; k, g — постоянные коэффициенты.

Теперь ответим на основной вопрос: как происходит распространение реакции на тепловой сигнал вдоль оси *X* в пределах нагревательной системы, при различных тепловых параметрах ее элементов: промежутка, нагревателя, теплоизоляционного слоя, внешней среды.

Для этого проведем математическое моделирование, имитирующее тепловые процессы в нагревательной системе. Сформулируем математическую задачу, описывающую тепловые процессы, происходящие в системе (рис. 1).

Слои, из которых состоит тепловая система: среда промежутка-нагреватель-теплоизоляционный слой, можно рассматривать как тонкие стенки, т.к. толщина каждого из слоев намного меньше длины и ширины поверхности нагревателя, воздействующего на человека. Тогда распространение тепла в этой трехслойной тонкой стенке будем рассматривать, как одномерный, нестационарный тепловой процесс, который можно описать с помощью системы взаимосвязанных одномерных уравнений Фурье. Проведение такого моделирования связано еще и с тем, что слои настолько тонкие, что практически невозможно проведение натурных исследований тепловых процессов, происходящих в них. Т.к. размер нагревателя существенно меньше тела человека, то можно считать, что человек исполняет роль внешней среды по отношению к этой стенке. Таким образом, с одной стороны стенки внешней средой является человек, а с другой стороны — окружающая среда. То есть, имеем разные уровни теплового воздействия со стороны сред. Будем полагать, что температуры этих сред в течение времени не изменяются. В начальный момент времени температура в точке x_0 (поверхность тела человека) будет равна: $t = 0, x = x_0, T = T_{ch}$, где T_{ch} – температура тела человека. Также будем считать, что температура в точке х₃ в начальный момент времени равна: $t = 0, x = x_3, T = T_{sr}$, где T_{sr} – температура окружающей среды.

Предположим, что на границе тела человека и промежутка, в точке x_0 действуют условия III рода

$$t > 0$$
, $x = x_0$: $-\lambda_1(t) \frac{\partial \Delta T}{\partial x} = -\alpha_{ch} (\Delta T'_{ch} - \Delta T)$,

где λ_1 – коэффициент теплопроводности промежутка; $\Delta T = T - T_{sr}$ – текущее значение температуры относительно внешней среды; α_{ch} – коэффициент теплоотдачи в тело человека; $\Delta T_{ch}' = T_{ch} - T_{sr}$ – разность температур в начальный момент времени t = 0в точке $x = x_0$.

Тепловые процессы, происходящие в каждом тонком слое, довольно сильно отличаются друг от друга, да и среды этих слоев, их физические параметры, так же имеют существенные отличия, поэтому опишем каждый слой своим выражением, основанным на уравнении Фурье.

Для первого слоя — промежутка между телом человека и нагревателем уравнение Фурье, учитывая (1), можно записать в виде

$$t > 0, \quad x_0 \le x \le x_1: \quad \frac{\partial \Delta T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \Big(a(t) \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \Big), \quad$$
или $\rho_1 c_1 \frac{\partial \Delta T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \Big(\lambda_1(t) \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \Big).$

Далее, среда промежутка контактирует с нагревателем, поэтому для описания тепловых процессов на границе двух сред в точке $x = x_1$ будем использовать граничные условия IV рода

$$t > 0, \quad x = x_1: \quad -\lambda_1 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \bigg|_{x = x_1} = -\lambda_2 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \bigg|_{x = x_1}$$

где λ_2 – коэффициент теплопроводности материала нагревателя. Будем считать, что нагреватель представляет собой однородную среду.

Одновременно на границе первой и второй среды выполняется условие

$$t > 0, \quad x = x_1: \quad \Delta T_h(t, x_1) = \Delta T_i(t, x_1),$$

где $\Delta T_h = T_h - T_{sr}$, T_h – температура со стороны промежутка в точке x_1 ; $\Delta T_i = T_i - T_{sr}$, T_i – температура нагревателя в точке x_1 .

Работу нагревателя можно описать как $q_v = b \frac{P}{S} (1 - e^{-j \cdot t})$, где q_v – объемная плотность; P – мощность нагревателя; S – площадь поверхности нагревателя; b, j – постоянные коэффициенты.

Тепловой процесс по оси X во втором слое, где находится нагреватель, опишем с помощью уравнения Фурье для нестационарного процесса с внутренним тепловым источником

$$t > 0, \quad x_1 \le x \le x_2: \quad \rho_2 c_2 \frac{\partial \Delta T}{\partial t} = \lambda_2 \frac{\partial^2 \Delta T}{\partial x^2} + q_v,$$

где ρ_2 – плотность материала нагревателя; c_2 – теплоемкость материала нагревателя.

На границе второго (нагревателя) и третьего (теплоизоляционного слоя на внешней поверхности нагревателя) слоев будут также выполняться условия IV рода

$$t > 0, \quad x = x_2: \quad -\lambda_2 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \bigg|_{x = x_2} = -\lambda_3 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \bigg|_{x = x_2},$$

где λ_3 – коэффициент теплопроводности материала теплоизоляционного слоя.

Тогда одновременно на границе второго и третьего слоев, в точке x_2 , выполняется условие

$$t > 0$$
, $x = x_2$: $\Delta T_{h2}(t, x_2) = \Delta T_{i2}(t, x_2)$,

где $\Delta T_{h2} = T_{h2} - T_{sr}$, T_{h2} – температура со стороны нагревателя в точке x_2 ; $\Delta T_{i2} = T_{i2} - T_{sr}$, T_{i2} – температура теплоизоляционного слоя в точке x_2 .

Тепловой процесс в третьем слое описывается выражением

$$t > 0, \quad x_2 \le x \le x_3: \quad \rho_3 c_3 \frac{\partial \Delta T}{\partial t} = \lambda_3 \frac{\partial^2 \Delta T}{\partial x^2},$$

где ρ_3 — плотность материала теплоизоляционного слоя; c_3 — теплоемкость материала теплоизоляционного слоя.

Будем считать, что на внешней поверхности теплоизоляционного слоя, окруженного внешней средой действуют условия III рода

$$t > 0, \quad x = x_3: \quad -\lambda_3 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} = -\alpha_{sr} (\Delta T'_{sr} - \Delta T),$$

где α_{sr} – коэффициент теплоотдачи во внешнюю среду; $\Delta T'_{sr} = T_{sr1} - T_{sr}$, где $\Delta T'_{sr}$ – разность температур во внешней среде; T_{sr1} – температура на поверхности теплоизоляционного слоя в точке x_3 .

Отметим, что рассмотрение тепловых процессов, происходящих в этой трехслойной стенке, проводятся не только по оси *X*, но и по времени.

Таким образом, можно считать, что смешанная задача Коши с описанием тепловых процессов в каждом слое трехслойной стенки, с начальными и граничными условиями, как на краях трехслойной стенки, так и на границах слоев, сформулирована в виде

$$T = T_{ch} \quad \text{при} \quad t = 0, \quad x = x_0,$$

$$T = T_{sr} \quad \text{при} \quad t = 0, \quad x = x_3,$$

$$-\lambda_1 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} = -\alpha_{ch} (\Delta T_{sr} - \Delta T) \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_0,$$

$$\rho_1 c_1 \frac{\partial \Delta T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_1(t) \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \right) \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x_0 < x < x_1,$$

$$-\lambda_1 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \Big|_{x = x_1} = -\lambda_2 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \Big|_{x = x_1} \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_1,$$

$$\Delta T_{h1}(t, x) = \Delta T_{i1}(t, x) \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_1,$$

$$\rho_2 c_2 \frac{\partial \Delta T}{\partial t} = \lambda_2 \frac{\partial^2 \Delta T}{\partial x^2} + q_v \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_2,$$

$$-\lambda_2 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \Big|_{x = x_2} = -\lambda_3 \frac{\partial \Delta T}{\partial x} \Big|_{x = x_2} \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_2,$$

$$\rho_3 c_3 \frac{\partial \Delta T}{\partial t} = \lambda_3 \frac{\partial^2 \Delta T}{\partial x^2} \quad \text{при} \quad t > 0, \quad x = x_3.$$
(2)

Решение системы (2) было проведено с помощью численного, разностного метода. Для этого была осуществлена аппроксимация уравнений, входящих в эту систему. При проведении этой процедуры в основном использовался метод разностной аппроксимации. При этом применялись двухуровневые, четырехточечные шаблоны неявных схем, работа которых хорошо известна и описана [10–12].

Исключение составили тепловые процессы в среде промежутка. Здесь имеет место переменный во времени коэффициент теплопроводности. В этом случае, для аппроксимации тепловых процессов был применен интегро-интерполяционный метод [13]. Погрешность аппроксимации различных элементов нагревательной системы имела различный порядок. После повышения уровня аппроксимации до уровня второй степени при рассмотрении граничных условий, порядок погрешности аппроксимации составил $O(\tau + h^2)$, где τ – шаг сетки по времени, h – шаг сетки по пространству.


Рис. 2. Модель пространственно-временных тепловых процессов, происходящих в нагревательной системе при использовании тканого электронагревателя.

С помощью разработанной программы, получена возможность проводить моделирование тепловых процессов в пределах нагревательной системы с варьированием различными параметрами ее элементов: линейных размеров, временных интервалов, мощностей нагревателя, коэффициентов теплопроводности и т.д.

Применение неявных схем позволило обеспечить высокую устойчивость работы программы в целом при решении поставленных задач.

Теперь с помощью программы рассмотрим состояние тепловой системы в случаях, когда работают нагреватели (тканого типа, водяная грелка, произвольного типа) с одинаковыми уровнями нагрева.

Начнем с моделирования распространения по оси *X* отклика, возникающего под воздействием на человека теплового сигнала *тканого электронагревателя*.

Пусть последовательность расположения элементов рассматриваемой тепловой системы соответствует рис. 1. Результат решения, полученный с помощью программы (рис. 2), показывает, что данная тепловая система обеспечивает изменение температуры не только за счет генерации теплового сигнала самим нагревателем, но и принимает переменный во времени тепловой сигнал-отклик, сформированный за счет изменения тепловых параметров во времени в области промежутка. Больше того, суммарный переменный тепловой сигнал-отклик, сформированный в промежутке, по оси X действует не только в области промежутка, но и распространяется на области нагревателя и, даже, теплоизоляционного слоя, находящегося с внешней стороны нагревателя (колебания в диапазоне 0 < x < 1). Следовательно, нагреватель, типа тканого, может одновременно служить не только в качестве источника тепла, но и принимать отклик на этот тепловой сигнал, в котором учтено потовыделение.

Теперь представим, что в качестве нагревателя выступает *водяная грелка*, имеющая тот же уровень разогрева, что и тканый электронагреватель.

(Резиновые стенки грелки, как тепловые элементы, ввиду существенно меньшего теплового сопротивления по сравнению с теплоносителем — водой, отдельно учитывать не будем.) Будем считать, что данная нагревательная система представляет собой двухслойную тонкую стенку. В нагревательной системе имеем ту же последователь-



Рис. 3. Модель пространственно-временных тепловых процессов в нагревательной системе, происходящих при использовании в качестве нагревателя водяной грелки, полученная при таком же уровне теплового воздействия на человека, что и в случае использования тканого электронагревателя.

ность расположения элементов, за исключением отсутствующего теплоизоляционного слоя. В первом слое — в промежутке, имеем такие же тепловые параметры, как и в первом примере. Во втором слое изменяются: габариты нагревателя, плотность теплоносителя в нагревателе, теплоемкость теплоносителя нагревателя, теплопроводность теплоносителя в нагревателе. Третий, теплоизоляционный слой, отсутствует. Используя немного видоизмененную программу (исключаем цикл, связанный с отсутствующим третьим — теплоизоляционным слоем), получаем результат решения этой задачи, показанный на рис. 3.

Можно отметить, что в нагревательной системе переменный тепловой сигнал-отклик, сформированный в результате теплового воздействия грелки на человека, по оси X, в области промежутка (колебания в диапазоне 0 < x < 0.4), существенно уменьшился, и не выходит за границы промежутка, а в области грелки отсутствует полностью. Поэтому, использовать грелку с такими тепловыми параметрами в качестве приемника реакции на тепловой сигнал невозможно. В первую очередь, это связано с тем, что водяная грелка по сравнению с тканым электронагревателем обладает существенно большими габаритами нагревателя, более высоким уровнем теплоемкости теплоносителя, большей массой и т.д., — т.е. водяная грелка является более массивной и обладает большей тепловой инерцией.

Однако для получения сигнала-отклика в области нагревателя не обязательно применять в качестве нагревателей только тканые электронагреватели. Подбирая габариты и свойства нагревателя, в сочетании с параметрами других элементов нагревательной системы, можно добиться возможности распространения теплового сигнала-отклика по оси X на область нагревателя. Один из вариантов решения задачи при таком подборе параметров элементов системы, полученный с помощью программы, показан на рис. 4. Переменный сигнал-отклик зафиксирован в диапазоне $0 \le x \le 0.75$.



Рис. 4. Модель пространственно-временных тепловых процессов в нагревательной системе при использовании произвольного нагревателя, с подобранными тепловыми параметрами других элементов нагревательной системы, позволяющими получать в области нагревателя отклик человека на тепловой сигнал нагревателя.

Выводы. Обеспечение режима контактного обогрева человека, при одновременном наличии промежутка, являются необходимыми, но недостаточными условиями при формировании нагревательной системы, способной принимать отклик на тепловой сигнал нагревателя в области нагревателя в виде потовыделения. В качестве дополнительных условий выступает определенное сочетание тепловых параметров всех элементов, входящих в нагревательную систему: габаритов, мощностей нагревателей, теплопроводностей, теплоемкостей, граничных условий и т.д.

Для определения возможности применения нагревателей в качестве датчиков, обеспечивающих устойчивый прием в области нагревателя сигнала-отклика на тепловое воздействие, необходимо решить многокритериальную задачу оптимизации параметров нагревательной системы, в том числе, размеров промежутка и тепловых параметров его среды.

Решение задачи в рамках построенной модели тепловой системы позволяет утверждать, что использование электронагревателей, типа тканых, обладающих габаритами и тепловыми параметрами материалов, из которых они изготовлены, позволяет устойчиво принимать реакцию на создаваемый ими же тепловой сигнал в широком диапазоне тепловых параметров элементов системы. Размещение измерителя температуры на поверхности нагревателя позволяет зафиксировать температурные изменения, происходящие во времени. Проведение моделирования предоставляет возможность априорно получить оценку распространения отклика на тепловой сигнал в рамках, рассматриваемой нагревательной системы.

Рассмотренный способ, базирующийся на работе тканого нагревателя в пределах рассматриваемой системы: человек-среда промежутка-нагреватель-теплоизоляционный слой, позволяет проводить изучение процессов потовыделения одновременно и по амплитуде (по количеству выделяемого пота), и во времени. Связано это с тем, что нагреватель обеспечивает прецизионное тепловое воздействие, а наличие промежутка позволяет избежать искажений тепловых сигналов при исследовании потовыделения. Данный способ можно использовать как основу для создания неинвазивного метода исследования процесса потовыделения.

Результаты настоящей статьи представляют интерес для медицинских работников, а также для специалистов, занимающимся разработкой нагревательных систем, особенно предназначенных для биологических объектов.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Тарубаров А.Н. Электронагревательная ткань. РФ Патент 154172, 2020.
- 2. Саттаров Р.Р., Галиакберова Э.Ф., Туманов А.А., Губайдуллин И.З. Электронагревательная ткань с защитой от электромагнитного излучения (Варианты). РФ Патент 184744 U1, 2018.
- 3. *Luka J., Muller A.* Electro-conduction textile sheeting for motor vechicle seat, has electro-conductive filaments adapted as heating conductor. DE Patent 102006017732 (A1), 2007.
- 4. Динджелис А.Р., Уолайенс Э. Термоткань. РФ Патент 2278190 (С2), 2006.
- 5. *Walter T.K., Burcart W.* Composite textile for use in rescue blankets has controllable heater. DE Patent 19853249 (A1), 2000.
- 6. *Шульженко А.А., Модестов М.Б.* Моделирование реакции человека на тепловое воздействие // М. Вестник научно-технического развития. 2017. № 5. С. 23.
- 7. *Суходоев В.В.* Модифицированная методика измерений и оценки кожно-гальванических реакций. М.: ИП РАН, 1990. 84 с.
- Ольшанский А.И., Ольшанский В.И. Исследование кинетики сушки влажных тонких плоских материалов // М.: Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. Промышленность. Прикладные науки. Машиностроение и приборостроение. 2010. № 8. С. 86.
- Липатов Д.А. Динамика нестационарного испарения в условиях естественной конвекции в газовой фазе. Диссертация. ИМАШ РАН. 2011. 142 с. Институт общей неорганической химии им. Н.С. Курнакова (ИОНХ РАН). 2006. 163 с.
- 10. Самарский А.А., Вабишевич П.Н. Вычислительная теплопередача. М., Книжный дом "ЛИБРОКОМ", 2009. 784 с.
- 11. Галанин М.П., Савенков Е.Б. Методы численного анализа математических моделей. М. Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2018. 591 с.
- 12. *Кузнецова А.Э.* Разработка численно-аналитических методов решения задач тепломассопереноса и термоупругости для однослойных и многослойных тел. Диссертация. СГТУ. 2014. 145 с.
- 13. *Марчук Г.И*. Методы вычислительной математики. М., Главная редакция физико-математической литературы издательства "Наука", 1977. 456 с.