



ISSN 0130-3082

Российская Академия наук

Дефектоскопия



Неразрушающий контроль

Техническая диагностика

Анализ материалов

№ 11

2024



НАУКА

— 1727 —

ДЕФЕКТОСКОПИЯ

Журнал ежемесячный
Основан в феврале 1965 года
Екатеринбург

№ 11
2024

СОДЕРЖАНИЕ

Акустические методы

- Е.В. Глушков, Н.В. Глушкова, А.А. Татаркин, О.А. Ермоленко.** Моделирование отраженного ультразвукового поля в составных образцах 3
- В.В. Муравьев, О.В. Муравьева, Л.В. Волкова, К.В. Колпаков, Д.И. Девятериков, Е.А. Кравцов.** Анизотропия акустических свойств в тонколистовом прокате низкоуглеродистой марганцовистой стали..... 15
- Чжао Вэньтун, Чжоу Бин, Бай Вэньруй, Ван Чжаньюн.** Ультразвуковой метод одновременного контроля остаточных напряжений и толщины изделия 30

Электромагнитные методы

- А.В. Егоров, В.В. Поляков.** Многочастотный вихретоковый контроль листов конструкционной стали 46

Комплексное применение методов неразрушающего контроля

- Д.О. Долматов, А.О. Чулков, Д.А. Нестерук, Е.Б. Кашкаров, В.П. Вавилов.** Синтез результатов акустического и теплового контроля металлополимерных композитных материалов..... 56

Другие методы дефектоскопии

- К.Р. Муратов, Д.А. Лихачев, Р.А. Соколов, А.М. Чехунова, М.А. Осинцева, А.Л. Ваганов.** Влияние крепления каната на спектр его собственных поперечных колебаний..... 65
- Информация 78

МОДЕЛИРОВАНИЕ ОТРАЖЕННОГО УЛЬТРАЗВУКОВОГО ПОЛЯ В СОСТАВНЫХ ОБРАЗЦАХ

© 2024 г. Е.В. Глушков^{1,*}, Н.В. Глушкова^{1,**}, А.А. Татаркин^{1,***}, О.А. Ермоленко^{1,****}

¹Кубанский государственный университет, Россия 350040 Краснодар, ул. Ставропольская, 149

E-mail: *evg@math.kubsu.ru; **nvg@math.kubsu.ru;

tiamatory@gmail.com; *o.ermolenko.a@gmail.com

Поступила в редакцию 22.08.2024; после доработки 21.09.2024

Принята к публикации 24.09.2024

Ультразвуковой неразрушающий контроль предполагает исследование закономерностей распространения, отражения и преломления упругих волн, возбуждаемых контактными или бесконтактными пьезопреобразователями в inspected объекте. Использование для этих целей конечно-элементного моделирования обычно требует больших вычислительных затрат и дополнительной постпроцессорной обработки результатов для выделения отдельных составляющих волнового поля из суммарного решения. При зондировании соединений однородных материалов, например, лопаток турбин, изготавливаемых из жаростойких монокристаллических сплавов, граница соединения мало контрастна и отраженные сигналы сравнительно слабы. Это создает дополнительные трудности для выделения их из суммарного волнового поля и корректной интерпретации приносимой ими информации. Для решения этой проблемы в настоящей работе строятся явные асимптотические представления для отраженных и прошедших волн в двухслойном упругом полупространстве с поверхностным источником, которые позволяют проводить быстрый параметрический анализ. Они могут быть использованы для анализа данных ультразвукового зондирования, например, для оценки состояния зоны соединения или определения взаимной ориентации главных осей кристаллов.

Ключевые слова: ультразвуковой контроль, соединения монокристаллических сплавов, отражение и преломление на внутренней границе, интегральные и асимптотические представления волнового поля.

MODELING OF REFLECTED ULTRASONIC FIELDS IN COMPOSED SAMPLES

© 2024 E.V. Glushkov^{1,*}, N.V. Glushkova^{1,**}, A.A. Tatarkin^{1,***}, O.A. Ermolenko^{1,****}

¹Institute for Mathematics, Mechanics and Informatics, Kuban State University,

Russia 350040 Krasnodar, Stavropolskaya str., 149

E-mail: *evg@math.kubsu.ru; **nvg@math.kubsu.ru; ***tiamatory@gmail.com;

****o.ermolenko.a@gmail.com

Ultrasonic nondestructive testing involves the study of propagation, reflection and refraction patterns of elastic waves excited by contact or non-contact piezoelectric transducers in the inspected object. The finite element modeling usually requires high computational costs and additional postprocessing to select individual waves from the total solution. When probing joints of homogeneous materials, such as turbine blades made of heat-resistant monocrystalline alloys, the joint boundary is low-contrast, and the reflected signals are relatively weak. This causes additional difficulties for their separation from the total wave field and correct interpretation of the information they bring. To solve this problem, explicit asymptotic representations for reflected and transmitted waves in a two-layer elastic half-space with a surface source are proposed in the present work, which allow fast parametric analysis. They can be used to analyze ultrasonic probing data, for example, to estimate the state of the junction zone or to determine the mutual orientation of the crystals' principal axes.

Keywords: ultrasonic inspection, single-crystal alloy joints, reflection and refraction at the interface, integral and asymptotic wave field representations.

DOI: 10.31857/S0130308224110014

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время в различных областях промышленности, например, при производстве лопаток аэрокосмических и судовых турбинных двигателей, используются детали из высокоэффективных сплавов (никелевые суперсплавы [1, 2]), которые отливаются в виде монокристаллов и обладают отличными прочностными свойствами, сохраняющимися и при повышенных температурах. Для выявления скрытых внутренних дефектов и предотвращения внезапного разрушения деталей, которое приводит к выходу из строя или даже потере двигателя, проводится регулярная диагностика изделий, в том числе и методами ультразвукового (УЗ) неразрушающего контроля [3, 4]. Анализ изменения амплитудно-частотных характеристик отраженных и прошедших УЗ сигналов, проводимый на основе адекватного компьютерного

моделирования протекающих волновых процессов, позволяет получать информацию не только о наличии внутренних дефектов, но и об изменениях механических свойств материала и прочности соединения. Аналогичные проблемы выделения конкретных отраженных волн из сигналов суммарного волнового поля, регистрируемых на поверхности, возникают при дефектоскопии внутренних трещин и других объектов с плоскими границами [5, 6], а также в сейсмологии и сейсморазведке [7].

Законы распространения, отражения и преломления волн, падающих на границу раздела упругих сред, хорошо известны [8], однако количественная оценка их амплитудно-частотных характеристик с учетом параметров источника остается сложной задачей. Полное волновое поле, возбуждаемое заданным источником (УЗ преобразователем), можно рассчитать с помощью конечно-элементного моделирования (МКЭ), которое, как правило, требует больших вычислительных затрат и без дополнительной постобработки не позволяет выделить отдельные бегущие или объемные волны из суммарного численного решения. Явные интегральные и асимптотические представления для волн различного типа, возбуждаемых заданным источником, удастся получить в рамках полуаналитического интегрального подхода, базирующегося на представлении решения через матрицу Грина рассматриваемой слоистой структуры [9—12]. Асимптотические представления для возбуждаемых источником бегущих волн получают как вклад вычетов в полюсах фурье-символа матрицы Грина, а объемных волн — методом перевала и стационарной фазы.

Настоящая работа посвящена построению асимптотики отраженных упругих волн в двухслойном полупространстве с поверхностным источником колебаний, исходя из интегрального представления решения через фурье-символы матрицы Грина рассматриваемой слоистой структуры и поверхностной нагрузки, моделирующей воздействие зондирующего УЗ преобразователя. Для верификации полученных асимптотических представлений проводится сопоставление с результатами численного интегрирования и конечно-элементного моделирования.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ И ИНТЕГРАЛЬНОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ РЕШЕНИЯ

Рассматриваются установившиеся гармонические колебания $\mathbf{u}(\mathbf{x})e^{-i\omega t}$ двухслойного упругого полупространства (гармонический множитель $e^{-i\omega t}$ далее опущен). В декартовой системе координат $\mathbf{x} = (x, y, z)$ верхний слой занимает объем $-\infty < x, y < +\infty, -h \leq z \leq 0$, а нижнее полупространство — $-\infty < x, y < +\infty, z \leq -h$ (рис. 1а). В общем случае анизотропного материала комплексная амплитуда вектора перемещений $\mathbf{u} = (u, v, w) = (u_1, u_2, u_3)$ удовлетворяет уравнениям движения:

$$C_{ijkl}u_{i,jk} + \rho\omega^2 u_i = 0, \quad i = 1, 2, 3, \quad (1)$$

в которых упругие модули C_{ijkl} и плотность ρ постоянны в пределах каждого слоя.

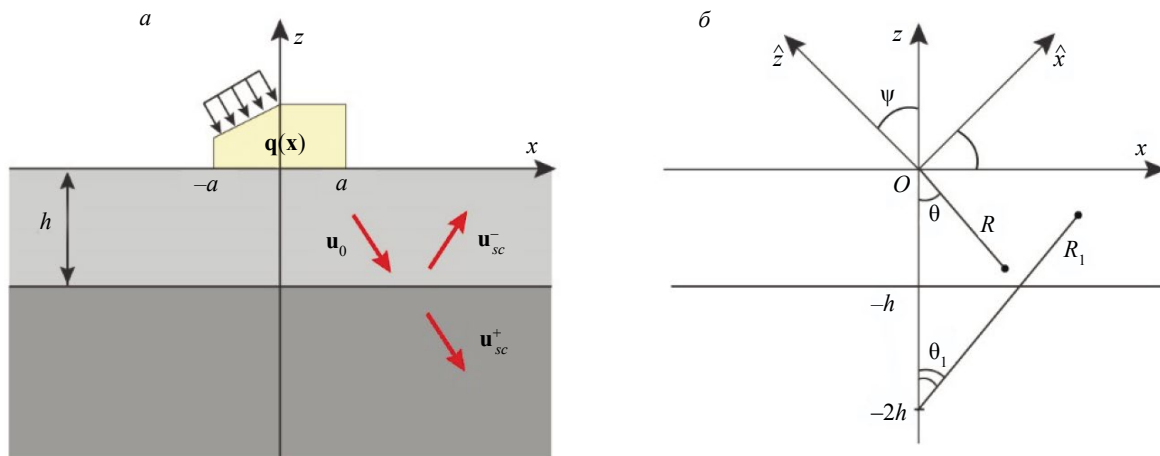


Рис. 1. Геометрия задачи (а); полярные координаты (R, θ) для асимптотики поля источника $\mathbf{u}_0$ и (R_1, θ_1) для отраженного поля $\mathbf{u}_{sc}^+$; угол ψ определяет ориентацию главных осей анизотропии $(\hat{x}, \hat{z})$ (б).

На границе контакта упругого слоя с полупространством $z = -h$ выполняются условия непрерывности перемещений $\mathbf{u}$ и напряжений $\boldsymbol{\tau} = (\tau_{xz}, \tau_{yz}, \sigma_z)$:

$$[\mathbf{u}] = 0, [\boldsymbol{\tau}] = 0 \text{ при } z = -h \quad (2)$$

(квадратными скобками обозначен скачок соответствующей вектор-функции в рассматриваемой точке z : $[f(z)] = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} (f(z - \varepsilon) - f(z + \varepsilon))$). Действие УЗ преобразователя (источник колебаний) моделируется нагрузкой $\mathbf{q}$, приложенной к свободной поверхности $z = 0$ в ограниченной области Ω :

$$\boldsymbol{\tau}|_{z=0} = \mathbf{q}(x, y), \mathbf{q}(x, y) \equiv 0 \text{ при } x, y \notin \Omega. \quad (3)$$

Замыкают постановку задачи (1)–(3) условия излучения на бесконечность, вытекающие из принципа предельного поглощения [13].

Применение преобразования Фурье F_{xy} к уравнениям (1) и граничным условиям (2), (3) по горизонтальным координатам x и y позволяет получить интегральное представление решения в виде обратного преобразования Фурье от произведения фурье-символов матрицы Грина двухслойного полупространства K и заданной нагрузки $\mathbf{Q} = F_{xy}[\mathbf{q}]$ [9]:

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}) = F_{xy}^{-1}[\mathbf{U}] = \frac{1}{4\pi^2} \int_{\Gamma_1} \int_{\Gamma_2} K(\boldsymbol{\alpha}, z) \mathbf{Q}(\boldsymbol{\alpha}) e^{-i(\alpha_1 x + \alpha_2 y)} d\alpha_1 d\alpha_2. \quad (4)$$

Здесь $\boldsymbol{\alpha} = (\alpha_1, \alpha_2)$ — параметры преобразования Фурье; $\mathbf{U} = F_{xy}[\mathbf{u}] = K\mathbf{Q}$ — фурье-символ вектора смещений. Алгоритм построения матрицы K в общем случае многослойного упругого полупространства с произвольной анизотропией слоев описан в работах [11, 12]. Контуры интегрирования Γ_1, Γ_2 идут вдоль вещественной оси, отклоняясь от нее в комплексную плоскость α_1 или α_2 при обходе вещественных полюсов элементов матрицы K ; направление обхода определяется принципом предельного поглощения.

В силу геометрии задачи волновое поле $\mathbf{u}$, возбуждаемое заданной нагрузкой $\mathbf{q}$, можно представить в виде:

$$\mathbf{u} = \begin{cases} \mathbf{u}_0 + \mathbf{u}_{sc}^-, & -h \leq z \leq 0 \\ \mathbf{u}_{sc}^+, & z \leq -h \end{cases}, \quad (5)$$

где $\mathbf{u}_0$ — поле источника, падающее на границу раздела сред $z = -h$; $\mathbf{u}_{sc}^-$ — поле отраженных волн в верхнем слое; $\mathbf{u}_{sc}^+$ — волны, прошедшие через границу в нижнее полупространство (см. рис. 1а). Поле $\mathbf{u}_0$ описывается решениями задач (1), (3) для однородного упругого полупространства ($h = \infty$) со свойствами верхнего слоя. Его интегральное представление имеет тот же вид (4), но уже с матрицей Грина рассматриваемого однородного полупространства K_0 .

При наличии суммарного решения $\mathbf{u}$ и поля источника $\mathbf{u}_0$ рассеянное поле в верхнем слое можно получить как их разность: $\mathbf{u}_{sc}^- = \mathbf{u} - \mathbf{u}_0$. Оно является результатом реверберации исходного поля $\mathbf{u}_0$, т.е. содержит все переотражения от границ $z = 0$ и $z = -h$: $\mathbf{u}_{sc}^- = \mathbf{u}_1^- + \mathbf{u}_2^- + \mathbf{u}_3^- + \dots$ (рис. 2а).

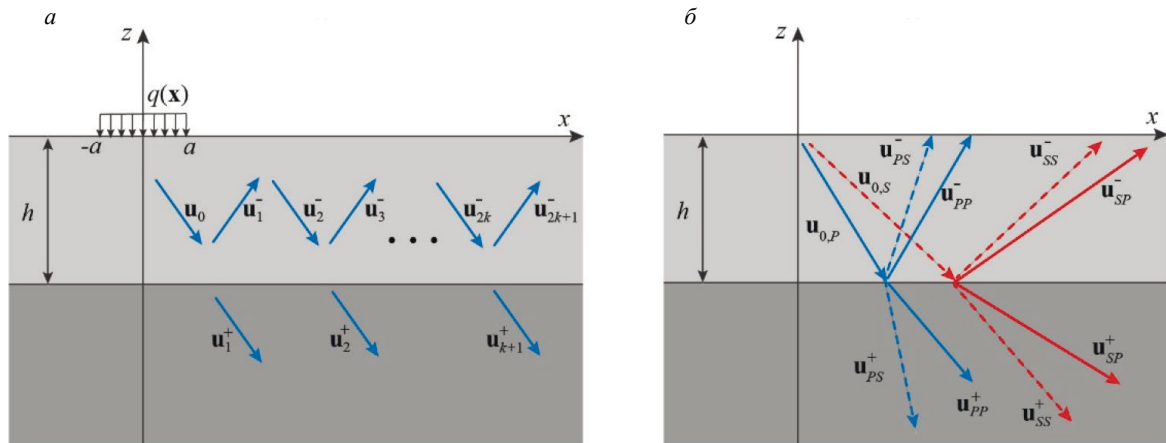


Рис. 2. Реверберация поля источника в верхнем слое (а); возникновение отраженных и прошедших объемных волн PP , PS , SP и SS при падении P и S -составляющих поля источника $\mathbf{u}_0$ на границу раздела сред (б).

Известно, что в однородном изотропном полупространстве поверхностная нагрузка возбуждает две сферические объемные волны (продольную и поперечную или P и S -волны) и поверхностную волну Рэлея. Амплитуда последней убывает с глубиной экспоненциально, поэтому при толщине слоя больше нескольких длин волны она практически не взаимодействует с границей раздела сред, а отражение вверх и прохождение сигнала в нижнее полупространство происходит при падении на границу P и S -составляющих поля источника $\mathbf{u}_0$. Причем, в соответствии с законами преломления и отражения волн на границе раздела упругих сред [8], падение каждой из них также порождает по две объемные P и S -волны в каждом слое. Таким образом, на поверхности могут быть зарегистрированы сигналы, приносимые отраженными волнами PP , PS (результат отражения $\mathbf{u}_{0,P}$) и SP , SS (отражение $\mathbf{u}_{0,S}$) (рис. 2б).

Для получения первого отражения $\mathbf{u}_1^-$ достаточно рассмотреть задачу о падении заданного поля $\mathbf{u}_0$ на границу раздела составного пространства, состоящего из полупространств $z \geq -h$ и $z \leq -h$ со свойствами верхнего и нижнего материала. Рассеянное поле $\mathbf{u}_1 = \mathbf{u}_1^+$ удовлетворяет тем же уравнениям (1), а из граничных условий остается только условие непрерывности (2), которое при подстановке суммарного решения $\mathbf{u} = \mathbf{u}_0 + \mathbf{u}_1$ принимает вид:

$$[\mathbf{u}_1] = -\mathbf{u}_0, [\tau_1] = -\tau_0 \text{ при } z = -h. \quad (6)$$

Пусть L — фурье-символ матрицы Грина составного пространства. Ее столбцами также являются векторы смещений, но в отличие от столбцов матрицы K они вызваны не сосредоточенными поверхностными нагрузками, приложенными вдоль координатных осей, а точечными скачками смещений на границе соединения. Фурье-символ $\mathbf{U}_1$ первого слагаемого рассеянного поля выражается через поле источника в виде $\mathbf{U}_1(\boldsymbol{\alpha}, z) = L(\boldsymbol{\alpha}, z)\mathbf{U}_0(\boldsymbol{\alpha}, -h)$. Общая схема и алгоритм построения L аналогичны алгоритмам построения матрицы K .

Учитывая соотношение $\mathbf{U}_0 = K_0\mathbf{Q}$, фурье-символ $\mathbf{U}_1$ также может быть выражен через моделирующую источник нагрузку $\mathbf{Q}$:

$$\mathbf{U}_1(\boldsymbol{\alpha}, z) = M_1(\boldsymbol{\alpha}, z)\mathbf{Q}(\boldsymbol{\alpha}), \quad (7)$$

где $M_1(\boldsymbol{\alpha}, z) = L(\boldsymbol{\alpha}, z)K_0(\boldsymbol{\alpha}, -h)$ — матрица Грина для первого отражения от внутренней границы (при $z \geq -h$) и прохождения через нее (при $z \leq -h$). Соответственно, для полей $\mathbf{u}_1^+$ также справедливо представление (4), но с матрицей M_1 вместо K . Это представление является исходным для вывода асимптотики первого отражения от внутренней границы методом стационарной фазы аналогично тому, как ранее была выведена асимптотика поля источника и прошедших волн в нижнем изотропном [10] и анизотропном [14] полупространстве.

Предварительно рассмотрим результаты двумерного конечно-элементного моделирования, полученные с помощью пакета COMSOL Multiphysics 6.2, позволяющие оценить влияние мало-контрастной внутренней границы на формирование суммарного поля $\mathbf{u}$ и отраженного $\mathbf{u}_{sc}^-$.

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

Для определенности численные примеры здесь и ниже приводятся для параметров, задающих упругие свойства соединений сплава никеля CMSX-4 [1,2], обладающего кубической анизотропией. Материал верхнего слоя и нижнего полупространства отличаются только ориентацией главных осей, что делает границу мало-контрастной.

Таблица 1

Упругие модули C_{pq} , ГПа

Материал	C_{11}	C_{12}	C_{13}	C_{22}	C_{23}	C_{33}	C_{44}	C_{55}	C_{66}
M1	235	142	142	235	142	235	131	131	131
M2	319,5	142	57,5	235	142	319,5	131	46,5	131

Примеры приводятся для двух вариантов материала:

- 1) главные оси совпадают с осями координат (материал M1; $\psi = 0$);
- 2) оси повернуты в плоскости (x, z) на 45° (материал M2, $\psi = \pi/4$) (см. рис. 1б).

В обоих случаях плотность $\rho = 8720 \text{ кг/м}^3$; упругие модули даны в табл. 1 в матричных обозначениях Фойгта: $C_{pq} = C_{ijkl}$, где $p = i$ при $i = j$ и $p = 9 - i - j$ при $i \neq j$, аналогично $q = k = l$ и $q = 9 - k - l$ при $k \neq l$.

В расчетах использовалась нагрузка $\mathbf{q} = q_0(0, 0, e^{ik_p x \cos \theta_0})$, моделирующая действие наклонного УЗ-преобразователя со скошенной под некоторым углом гранью пьезокристалла, к которой прикладывается управляющий электрический сигнал (см. рис. 1а); касательные компоненты $\mathbf{q}$ отсутствуют из-за тонкого слоя смазки в области контакта; $k_p = \omega/c_p$ — волновое число объемных Р-волн в верхнем слое; θ_0 — угол наклона плоского фронта после преломления в области контакта пьезокристалла с поверхностью образца (ожидаемая направленность излучения). Нагрузка распределена в полосовой области $|x| \leq a$ полуширины $a = 2 \text{ мм}$; толщина верхнего слоя $h = 5 \text{ мм}$; диапазон частот от 1 до 10 МГц. Для рассматриваемых материалов такая нагрузка не дает антиплоской компоненты смещений в сечении (x, z) ($u_z = 0$). Поэтому расчеты проводятся в упрощенной плоской постановке: $\mathbf{u} = (u, w)$, позволяющей тем не менее анализировать особенности формирования отраженных и прошедших волн в рассматриваемых соединениях. В этой постановке работают только упругие коэффициенты, связанные с осями x и z , а именно C_{11} , C_{13} , C_{33} и C_{55} .

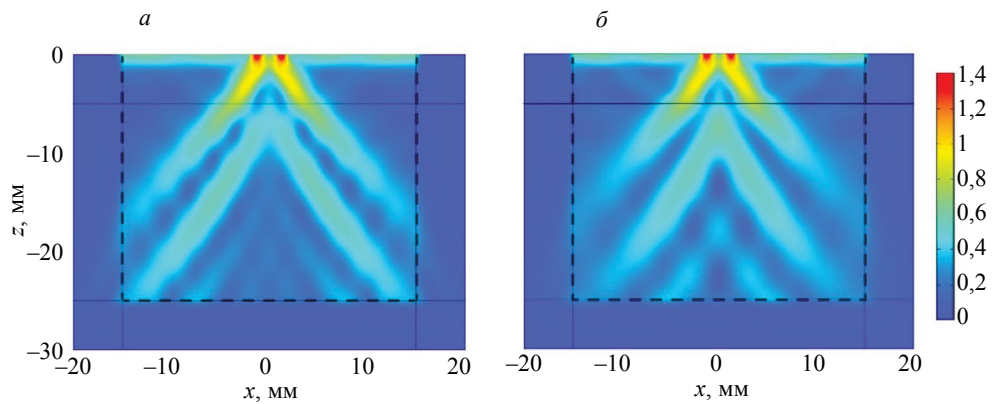


Рис. 3. Волновое поле вертикального источника ($\theta_0 = 0$) в однородной полуплоскости $M1$ ($\psi_1 = \psi_2 = 0$) (а) и в двухслойной $M1/M2$ ($\psi_1 = 0$, $\psi_2 = \pi/4$) (б); частота $f = 1 \text{ МГц}$.

На рис. 3 дается пример сопоставления пространственного распределения амплитуды суммарного волнового поля $|\mathbf{u}| = \sqrt{|u|^2 + |w|^2}$ в однородной полуплоскости из материала $M1$ и в двухслойной $M1/M2$, иллюстрирующий слабое влияние изменения взаимной ориентации осей анизотропии. Наличие отраженного поля здесь визуально почти неразлично. Тем не менее его вклад удастся выделить, рассмотрев график амплитуды разности вертикальных компонент смещения на поверхности (см., например, рис. 4 для двухслойных образцов $M1/M2$ и $M2/M1$). Рис. 5 иллюстрирует изменение поля в этих средах с ростом частоты до 10 МГц.

Результаты МКЭ расчетов на рис. 3—5 даны в относительных единицах: амплитуды смещений отнесены к осредненному в области контакта вертикальным смещениям $\tilde{w} = \frac{1}{2a} \int_{-a}^a w(x, 0) dx$,

вызванным нормальной нагрузкой $\mathbf{q} = q_0(0, 0, 1)$ в однородной полуплоскости $M1$ на рассматриваемой частоте f . Это позволяет проследить относительное изменение амплитуды в зависимости от вида среды. Излучение на бесконечность учитывается в пакете COMSOL введением поглощающих слоев (Perfect Match Layers — PML). На рис. 3—5 их границы показаны штриховыми линиями ($x = \pm 15 \text{ мм}$, $z = -25 \text{ мм}$).

Пики графиков амплитуды $|w_{sc}^-(x, 0)|$, появившиеся на рис. 4 справа от начала координат, указывают на наличие отраженных волн, но не дают, однако, более детальной информации о том, из чего складывается поле $\mathbf{u}_{sc}^-(x, z)$, выделенное из суммарного МКЭ-решения. Каков, например, отдельно вклад продольных и поперечных объемных волн в поле первого отражения $\mathbf{u}_1^-$, насколько сильны помехи, вносимые в $\mathbf{u}_{sc}^-(x, z)$ поверхностными волнами рэлеевского типа, и т.п. Такой более детальный анализ позволяют провести асимптотические представления для различных составляющих поля $\mathbf{u}_1^-$, полученные ниже из интегрального представления вида (4), но для символа Фурье (7) и решения в плоской постановке.

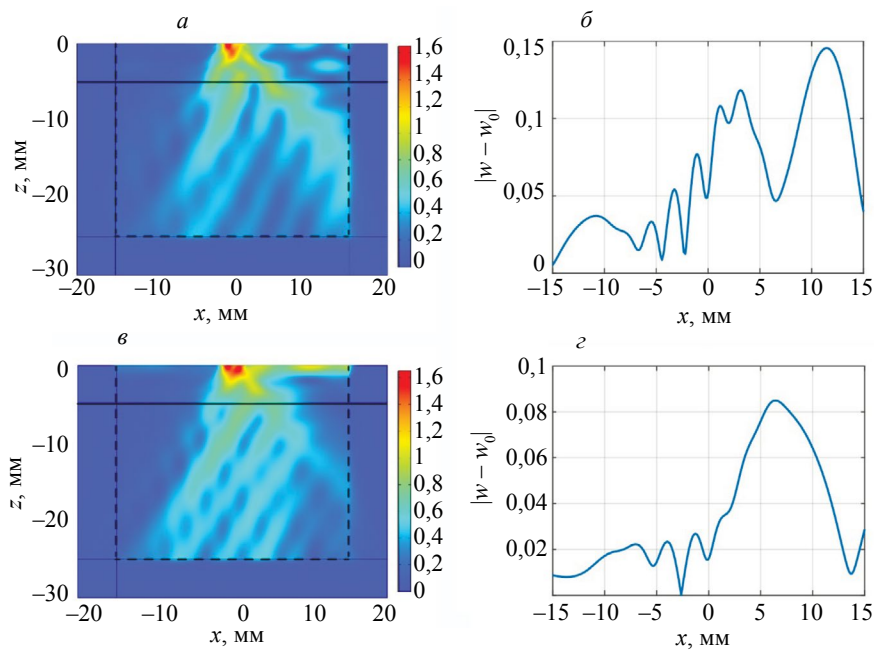


Рис. 4. Поле наклонного источника ($\theta_0 = \pi/4$, слева) и амплитуда вертикальной компоненты перемещений отраженного поля $|w_{sc}^-| = |w - w_0|$ на поверхности $z = 0$ (справа) в средах $M1/M2$ (вверху) и $M2/M1$ (внизу); частота $f = 1$ МГц.

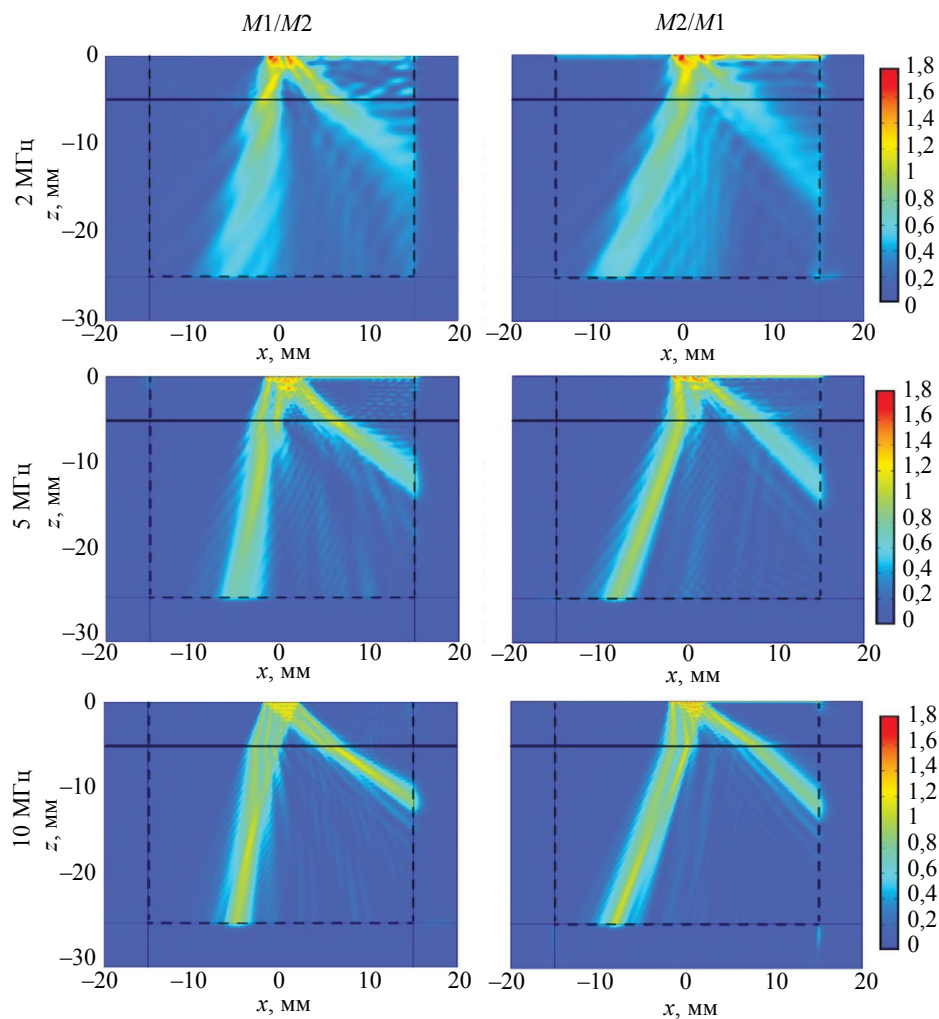


Рис. 5. Изменение поля смещений $|u|$ наклонного источника ($\theta_0 = \pi/4$ как на рис. 4) в полуплоскости $M1/M2$ (слева) и $M2/M1$ (справа) на частотах $f = 2, 5$ и 10 МГц.

АСИМПТОТИКА ОТРАЖЕННОГО ПОЛЯ

Для наглядности общая схема вывода асимптотики отраженных волн дается для частного случая изотропных материалов, когда элементы матриц Грина K_0 и L в представлении (7) записываются в явном виде. Ее обобщение на случай произвольно-анизотропных упругих сред обсуждается ниже в заключительных замечаниях.

Для выбора упругих параметров изотропной модели, аппроксимирующей волновые свойства рассмотренных выше соединений материала с кубической анизотропией, первоначально определяются фазовые и групповые скорости c_n и v_n распространяющихся в нем плоских волн $\mathbf{u}(\mathbf{x}) = A \mathbf{p} e^{i\kappa(\mathbf{n} \cdot \mathbf{x})}$; $\kappa = \omega/c$ — волновое число; c — фазовая скорость; $\mathbf{n}$ — единичная нормаль к фронту волны; $\mathbf{p}$ — вектор поляризации колебаний; A — амплитудный множитель. Фазовые скорости c_n вычисляются как корни характеристического уравнения Кристоффеля, а групповые v_n — используя восходящее к работам Меркулова [15] представление для компонент вектора групповой скорости $v_n = (v_{n,1}, v_{n,2}, v_{n,3})$ через найденные c_n и компоненты векторов $\mathbf{p}$ и $\mathbf{n}$: $v_{n,j} = C_{ijkl} p_i p_k n_l / (c_n \rho)$ [2, 16].

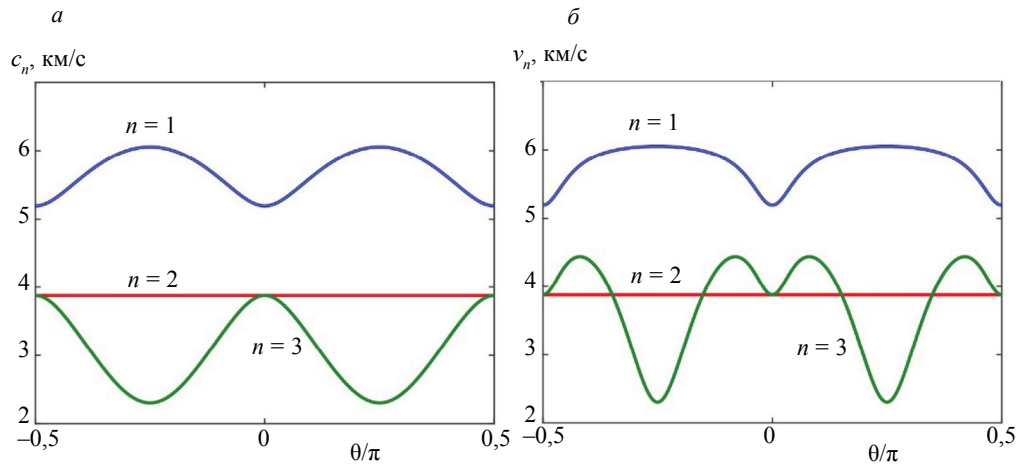


Рис. 6. Зависимость фазовых (а) и групповых (б) скоростей плоских волн от направления распространения θ в материале $M1$.

Для материала $M1$ зависимость скорости волн с нормалью к фронту $\mathbf{n} = (\sin \theta, 0, -\cos \theta)$, лежащей в плоскости (x, z) , от угла θ , задающего отклонение от направления строго вниз ($\theta = 0$), приведены на рис. 6. Векторы поляризации $\mathbf{p}_n$ первой и третьей волны лежат в той же плоскости (x, z) , это квазипродольная волна qP ($n = 1$) и квазипоперечная волна qS ($n = 3$). У второй волны вектор поляризации ортогонален к плоскости (x, z) , это горизонтально-поляризованная (антиплоская) волна SH . Она не возбуждается рассматриваемой нагрузкой, поэтому здесь распространяются только два типа объемных волн, как в изотропной среде. Их скорости в направлениях $\theta = 0$ и $\theta = \pi/4$ выбраны в качестве скоростей c_P и c_S объемных волн P и S в изотропных материалах $ИМ1$ и $ИМ2$, свойства которых используются далее в численных примерах (табл. 2). Отметим, что для этих направлений волновые свойства наиболее контрастны, а групповая и фазовая скорости совпадают между собой. Причем в направлении $\theta = 0$ (материал $ИМ1$) соотношение $c_S^2/c_P^2 = 0,558 > 0,5$, т.е. это ауксетик с отрицательным коэффициентом Пуассона $\nu = -0,131$ [17,18].

Объемные волны, возбуждаемые поверхностной нагрузкой в дальней от источника зоне $R/\lambda \gg 1$ (λ — длина волны), описываются вкладом стационарных точек фазовой функции в асимптотику осциллирующих интегралов (4) [10, 14]. По Теореме 2.1 [19] вклад внутренней невырожденной стационарной точки $\mathbf{a}_0$ фазовой функции $S(\mathbf{a})$ в m -кратный осциллирующий интеграл имеет вид:

$$\int_D \mathbf{U}(\mathbf{a}) e^{iRS(\mathbf{a})} d\mathbf{a} = \left(\frac{2\pi}{R |\det S''_0|} \right)^{m/2} \mathbf{U}(\mathbf{a}_0) e^{i(RS_0 + \text{sgn} \pi/4)} [1 + O(R^{-1})], \quad R \gg 1, \quad (8)$$

где D — ограниченная область в m -мерном пространстве $\mathbf{a} = (a_1, \dots, a_m)$; $\mathbf{a}_0 \in D$ — корень фазового уравнения $\nabla S(\mathbf{a}) = 0$; $S_0 = S(\mathbf{a}_0)$ — значение фазовой функции в стационарной точке,

Параметры изотропных материалов ИМ1 и ИМ2, аппроксимирующие волновые свойства материалов М1 и М2

Материал	c_p , км/с	c_s , км/с	ρ , 10^3 кг/м ³	$\lambda+2\mu$, ГПа	μ , ГПа	ν
ИМ1	5,191	3,876	8,72	235	131	-0,131
ИМ2	6,053	2,309	8,72	319,5	46,5	0,415

$S_0'' = S''(\alpha_0)$ — матрица вторых производных (матрица Якоби); $\text{sgn} = \nu_+ - \nu_-$ — разность между числом положительных и отрицательных собственных чисел матрицы S_0'' .

В интегральных представлениях вида (4) для полей $\mathbf{u}_0$ и $\mathbf{u}_1$ фазовые функции $S(\alpha)$ выделяются, учитывая экспоненциальную зависимость их фурье-символов от z . В изотропном случае:

$$K_0(\alpha, z) = K_{0,1}(\alpha)e^{\sigma_1 z} + K_{0,2}(\alpha)e^{\sigma_2 z}, \quad L(\alpha, z) = \begin{cases} L_1(\alpha)e^{-\sigma_1(z+h)} + L_2(\alpha)e^{-\sigma_2(z+h)}, & z > -h \\ \tilde{L}_1(\alpha)e^{\tilde{\sigma}_1(z+h)} + \tilde{L}_2(\alpha)e^{\tilde{\sigma}_2(z+h)}, & z < -h \end{cases} \quad (9)$$

где $\sigma_n = \sqrt{\alpha^2 - \kappa_n^2}$, $\kappa_n = \omega/c_n$ — волновые числа объемных волн в верхнем полупространстве $z > -h$ ($c_1 = c_p$, $c_2 = c_s$); волной сверху обозначены аналогичные величины для нижнего полупространства $z < -h$. Входящие в (9) матрицы несложно получить в явном виде, подставляя общее решение $\mathbf{U}_0 = t_1 \mathbf{m}_1 e^{\sigma_1 z} + t_2 \mathbf{m}_2 e^{\sigma_2 z}$ в преобразованные по Фурье граничные условия (3), а аналогичное представление для $\mathbf{U}_1$ — в условия (6) на границе $z = -h$.

В плоском случае интегралы однократные ($m = 1$, $\alpha = \alpha_1 = \alpha$), а областью D в формуле (8) являются отрезки $D_n: |\alpha| < \kappa_n$, на которых радикалы σ_n принимают чисто мнимые значения: $\sigma_n = -i\hat{\sigma}_n$, где $\hat{\sigma}_n = \sqrt{\kappa_n^2 - \alpha^2} \geq 0$. Для $\mathbf{u}_0$ фазовые функции получаются при объединении показателей осциллирующих экспонент $e^{-i\hat{\sigma}_n z}$ и $e^{-i\alpha x}$:

$$S_n(\alpha) = -(\hat{\sigma}_n z + \alpha x) / R = \hat{\sigma}_n \cos \theta - \alpha \sin \theta. \quad (10)$$

Здесь $R = \sqrt{x^2 + z^2}$ и θ — радиус и угол полярных координат $x = R \sin \theta$, $z = -R \cos \theta$ (см. рис. 1б). Каждая из функций S_n имеет по одной стационарной точке $\alpha_{0,n} = -\kappa_n \sin \theta$, которые дают следующий вклад в асимптотику поля источника:

$$\mathbf{u}_0 = \sum_{n=1}^2 \mathbf{a}_n(\theta) e^{i\kappa_n R} / \sqrt{\kappa_n R} [1 + O((\kappa_n R)^{-1})], \quad \kappa_n R \gg 1, \quad |\theta| < \pi/2; \quad (11)$$

$$\mathbf{a}_n = i |\cos \theta| K_{0,n}(\alpha_{0,n}) Q(\alpha_{0,n}) \kappa_n.$$

С учетом гармонического множителя $e^{-i\omega t}$ каждое из слагаемых (11) описывает волны $e^{i(\kappa_n R - \omega t)}$, круговой фронт которых распространяется от источника со скоростью объемных P или S -волн: $R = c_n t + \text{const}$.

В соответствии со структурой (9) матриц K_0 и L , матрица M_1 в представлении (7) для отраженных волн $\mathbf{u}_1^-$ может быть представлена в виде четырех слагаемых:

$$M_1 = \sum_{m=1}^2 \sum_{n=1}^2 M_{mn}(\alpha) e^{-\sigma_m h} e^{-\sigma_n(z+h)}, \quad M_{mn} = L_n K_{0,m}. \quad (12)$$

Соответственно здесь появляются четыре фазовые функции S_{mn} :

$$S_{mn}(\alpha) = [\hat{\sigma}_n(z+h) + (\hat{\sigma}_m - \hat{\sigma}_n)h - \alpha x] / R_1 = \hat{\sigma}_n \cos \theta_1 + \alpha \sin \theta_1 + (\hat{\sigma}_m - \hat{\sigma}_n)b, \quad (13)$$

в которых $R_1 = \sqrt{x^2 + (z+2h)^2}$ и θ_1 — радиус и угол полярных координат $x = -R_1 \sin \theta_1$, $z + 2h = R_1 \cos \theta_1$ с центром в точке $(0, -2h)$ (см. рис. 1б); $b = h/R_1 \leq 1/2$. Таким образом, $\mathbf{u}_1^- = \mathbf{u}_{11} + \mathbf{u}_{12} + \mathbf{u}_{21} + \mathbf{u}_{22}$, где

$$\mathbf{u}_{mn}(R_1, \theta_1) = \frac{1}{2\pi} \int_{\Gamma} M_{mn}(\alpha) Q(\alpha) e^{iR_1 S_{mn}(\alpha, \theta_1)} d\alpha. \quad (14)$$

Слагаемые с индексами $mn = 11, 12, 21$ и 22 содержат отраженные объемные волны PP , PS , SP и SS (см. рис. 2б), которые описываются вкладом стационарных точек α_{mn} функций S_{mn} в асимптотику вида (8):

$$\mathbf{u}_{mn} = \mathbf{a}_{mn}^-(\theta_1) e^{i\kappa_{mn} R_1} / \sqrt{\kappa_{mn} R_1} [1 + O((\kappa_{mn} R_1)^{-1})], \quad \kappa_{mn} R_1 \gg 1, \quad |\theta_1| < \pi/2; \quad (15)$$

$$\mathbf{a}_{mn}^- = \frac{|\cos \theta_1|}{\sqrt{2\pi i}} M_{mn}(\alpha_{mn}) \mathbf{Q}(\alpha_{mn}) \kappa_{mn}, \quad \kappa_{mn} = S_{mn}(\alpha_{mn}).$$

При $m = n$ функции S_{mn} сводятся к виду (10) с $\theta = -\theta_1$, поэтому для отраженных PP и SS -волн стационарные точки также находятся в явном виде: $\alpha_{mn} = \kappa_n \sin \theta_1$, а при $m \neq n$ корни уравнения $\partial S_{mn} / \partial \alpha = 0$ определяются численно. Причем они зависят не только от θ_1 , но и от параметра b , который стремится к нулю при $R_1 \rightarrow \infty$, т.е. стационарные точки α_{mn} стремятся к тем же значениям $\kappa_n \sin \theta_1$, как и для PP и SS -волн.

В качестве примера на рис. 7 приводятся диаграммы направленности для каждой из четырех составляющих отраженного поля $\mathbf{u}_1^-$, т.е. зависимость нормированных амплитудных множителей $|\mathbf{a}_{mn}^-|$ в представлении (15) от θ_1 ; $R_1/\lambda_p = 20$, где $\lambda_p = 2\pi/\kappa_p$ — длина P -волн в верхней полуплоскости; источник — вертикальная сосредоточенная нагрузка. Для верификации сплошными линиями даны также результаты численного интегрирования представлений (14). С ростом R_1/λ_p их значения сближаются, при этом затраты на численное интегрирование быстро растут, а для асимптотик — остаются несущественными при любых R_1/λ_p .

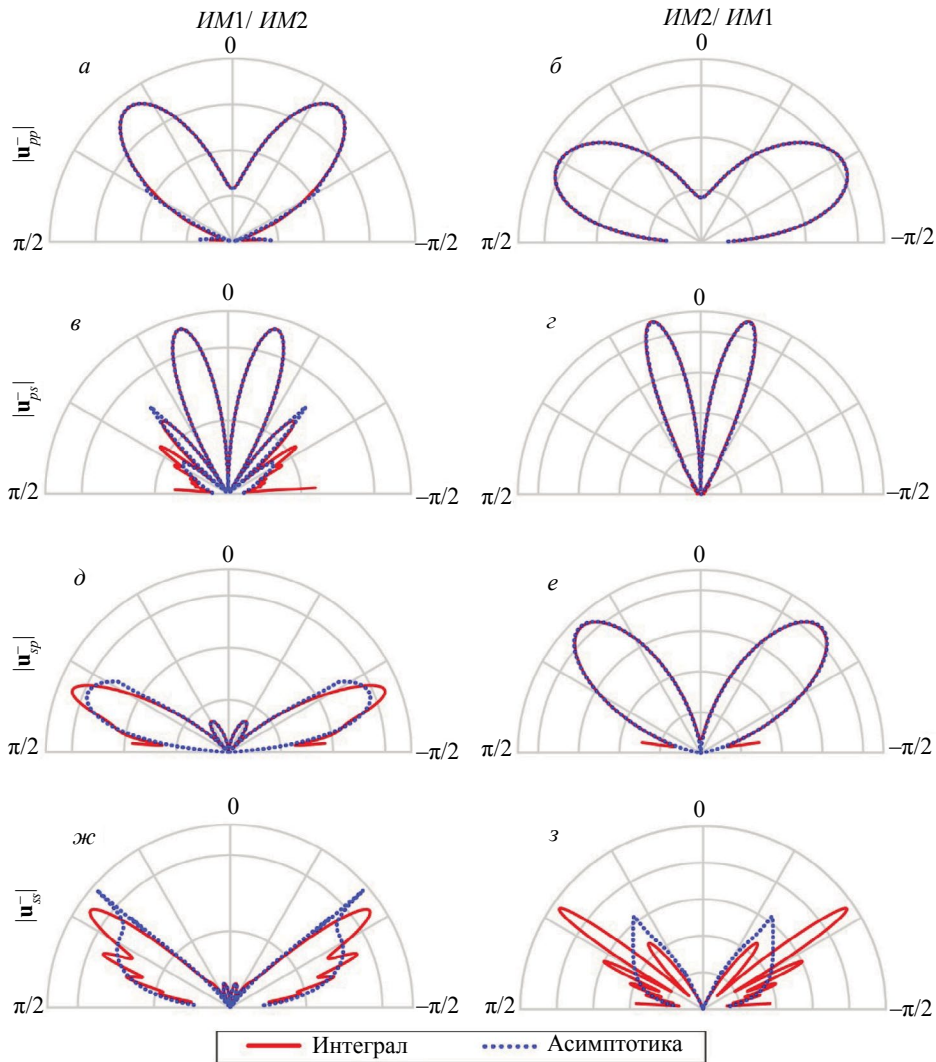


Рис. 7. Диаграммы направленности составляющих отраженного поля $\mathbf{u}_1^-$ в средах $IM1/IM2$ и $IM2/IM1$ на расстоянии $R_1 = 20\lambda_p$ (значения нормированы на максимум).

На рис. 8 приводятся аналогичные диаграммы направленности для составляющих прошедшего поля $\mathbf{u}_1^+$, интегральные представления и асимптотика которых выражаются через матрицы $M_{mn} = \tilde{L}_n K_{0,m}$. Отметим, что численное интегрирование в представлениях вида (14) ведется по всей оси α (точнее по контуру Γ), а не только по отрезку $D_n: |\alpha| < \kappa_n$, дающему объемные волны. Поэтому в соответствующих диаграммах учитывается вклад не только отраженных или прошедших объемных волн, но и всех других волн, возникающих при взаимодействии поля $\mathbf{u}_0$ с границей раздела материалов. Таких, например, как головные волны, возникающие при падении на границу под углом больше критического [20, 21], бегущие волны Стоуни, просачивающиеся моды и др. Как правило, их вклад несущественен, так как их амплитуда быстро убывает при удалении от границы, но в некоторых случаях он становится заметным. Так, например, отличия в диаграммах на рис. 8в и 8ж объясняются трансформацией прошедшей волны в головную для углов, больше критического, когда стационарная точка выходит за границы отрезка D_n и асимптотика (15) перестает работать.

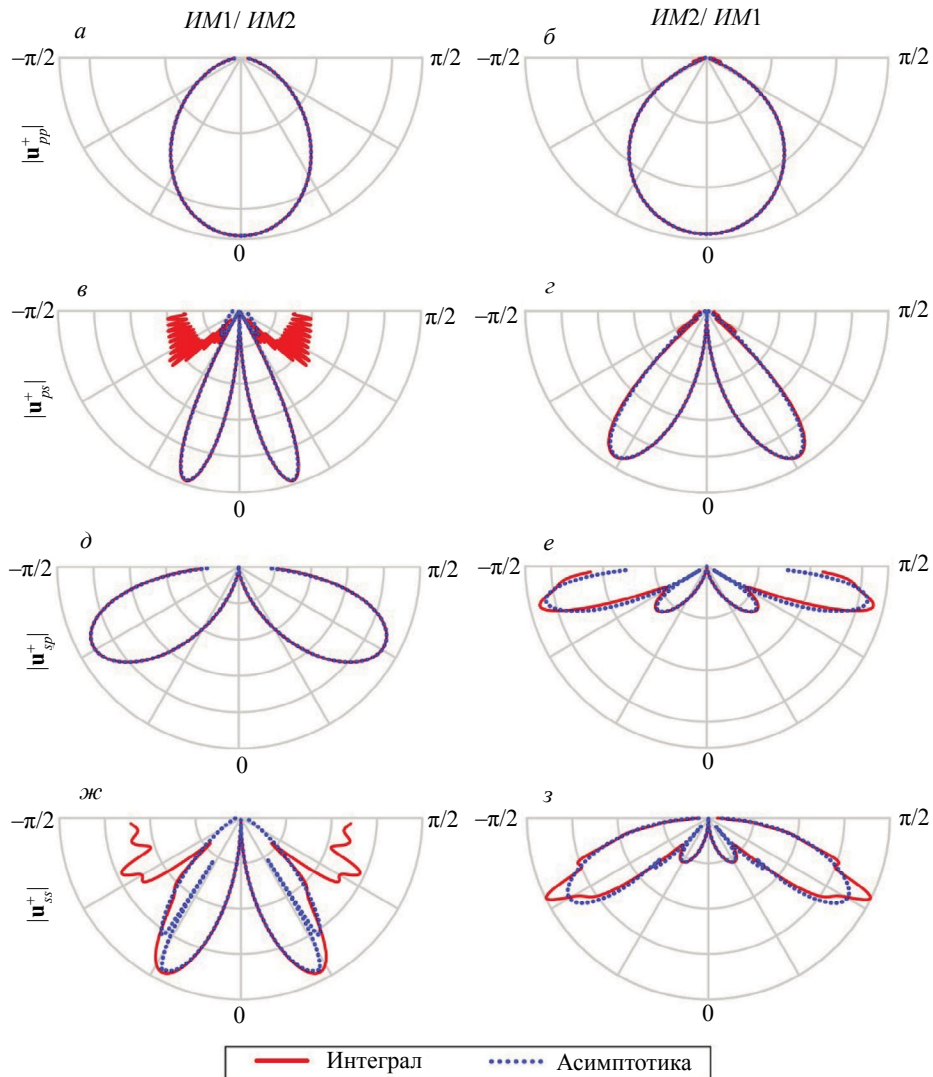


Рис. 8. Диаграммы направленности составляющих прошедшего поля $\mathbf{u}_1^+$ в средах $ИМ1/ИМ2$ и $ИМ2/ИМ1$ на расстоянии $R = 20\lambda_p$ (значения нормированы на максимум).

В большинстве остальных примеров, приведенных на рис. 7 и 8 для расстояния $R_1 = 20\lambda_p$, вклад одной точки α_{mn} в асимптотику (15) дает практически такие же диаграммы, как и интегрирование (14) по всей оси α . А там, где отличия заметны (например, для отраженных волн SS , рис. 7ж, з), численный анализ показывает, что они нивелируются с ростом R_1 .

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для составных образцов с большим отношением толщины верхнего слоя к длине рэлееской волны, исключаяющим ее заметное влияние на отраженное поле, возникающее при взаимодействии поля поверхностного источника с внутренней границей соединения, получены асимптотические представления для отраженных и прошедших объемных волн (PP , PS , SP и SS), возникающих при работе УЗ преобразователя на внешней поверхности образца. Верификация полученных асимптотических представлений проводится путем сопоставления с результатами численного интегрирования.

Асимптотика строится в плоской постановке, исходя из интегрального представления решения через фурье-символы матриц Грина составного упругого изотропного пространства и заданной нагрузки, моделирующей воздействие УЗ преобразователя. Она позволяет проводить малозатратный физически наглядный параметрический анализ амплитудно-частотных характеристик и диаграмм направленности каждой из возникающих волн, в то время как их выделение из массива экспериментальных данных или из данных о суммарном волновом поле, полученных с помощью прямых численных методов (например, МКЭ), требует сложной постпроцессорной обработки, точность которой существенно падает в случае малоконтрастных границ соединения материалов с близкими свойствами.

Аналогичные асимптотические представления можно получить и в пространственном случае, а также обобщить их на случай соединения анизотропных материалов, опираясь на хорошо отработанные методы построения пространственного поля источника в изотропных средах [10] и недавно полученные асимптотики для полупространства с произвольной анизотропией упругих свойств [14].

Работа выполняется в рамках проекта РНФ № 24-11-00140.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Reed R.C. The superalloys: fundamentals and applications. Cambridge: Cambridge University Press, 2006.
2. Lane C. Wave Propagation in Anisotropic Media / In: The Development of a 2D Ultrasonic Array Inspection for Single Crystal Turbine Blades. Springer Theses. Cham: Springer, 2014.
3. Giurgiutiu V. Structural health monitoring with piezoelectric wafer active sensors. UK, Oxford: Elsevier Academic Press, 2014. P. 1024.
4. Пьянков В.А., Пьянков И.Н. Акустические методы контроля лопаток газотурбинных двигателей // В мире неразрушающего контроля. 2019. Т. 22. № 1 (83). С. 36—44.
5. Ермолов И.Н. Теория и практика ультразвукового контроля. М.: Машиностроение, 1981. 240 с.
6. Данилов В. Н. К расчету характеристик эхосигналов поперечных и продольных волн от отражателей с плоскими поверхностями // Дефектоскопия. 2010. № 1. С. 34—55.
7. Гурвич И.И., Номоконов В.П. Сейсморазведка. Справочник геофизика. М.: Недра, 1981. 464 с.
8. Бреховских Л.М. Волны в слоистых средах. М.: Наука, 1973. 342 с.
9. Ворович И.И., Бабешко В.А. Динамические смешанные задачи теории для неклассических областей. М.: Наука, 1978. 319 с.
10. Бабешко В.А., Глушков Е.В., Глушкова Н.В. Анализ волновых полей, возбуждаемых в упругом стратифицированном полупространстве поверхностными источниками // Акуст. журн. 1986. Т. 32. Вып. 3. С. 366—371.
11. Глушков Е.В., Глушкова Н.В., Кривonos А.С. Возбуждение и распространение упругих волн в многослойных анизотропных композитах // Прикл. математика и механика. 2010. № 74. С. 297—305.
12. Glushkov E., Glushkova N., Eremin A. Forced wave propagation and energy distribution in anisotropic laminate composites // J. Acoust. Soc. Am. 2011. V. 129 (5). P. 2923—2934.
13. Свеишников А.Г. Принцип предельного поглощения для волновода // Докл. АН СССР. 1951. Т. 80. № 3. С. 345—347.
14. Glushkov E.V., Glushkova N.V., Kiselev O.N. Body wave asymptotics for an anisotropic elastic half-space with a surface source / 2023 Days on Diffraction (DD), St.Petersburg, Russian Federation. 2023. P. 78—82.
15. Меркулов Л.Г., Яковлев Л.А. Особенности распространения и отражения ультразвуковых лучей в кристаллах // Акуст. журн. 1962. Т. 8. № 1. С. 99—106.
16. Auld B.A. Acoustic fields and waves in solids. New York: Wiley, 1973. 423 p.
17. Гольдштейн Р.В., Городцов В.А., Лисовенко Д.С., Волков М.А. Отрицательный коэффициент Пуассона для кубических кристаллов и нано/микротрубок // Физическая мезомеханика. 2013. Т. 16. № 6. С. 13—31.
18. Демин А.И., Волков М.А., Городцов В.А., Лисовенко Д.С. Ауксетики среди двухслойных композитов из кристаллов с кубической симметрией. Аналитический и численный анализ // Известия Российской академии наук. Механика твердого тела. 2023. Вып. №1. С. 166—180.
19. Федорюк М.В. Метод перевала. М.: Наука, 1977. 368 с.

20. Бреховских Л.М., Годин О.А. Акустика слоистых сред. М.: Наука, 1989. 411 с.
21. Разыграев Н.П. Физика, терминология и технология в ультразвуковой дефектоскопии головными волнами // Дефектоскопия. 2020. № 9. С. 3—19.

REFERENCES

1. Reed R.C. The superalloys: fundamentals and applications. Cambridge: Cambridge University Press, 2006.
2. Lane C. Wave Propagation in Anisotropic Media / In: The Development of a 2D Ultrasonic Array Inspection for Single Crystal Turbine Blades. Springer Theses. Cham: Springer, 2014.
3. Giurgiutiu V. Structural health monitoring with piezoelectric wafer active sensors. UK, Oxford: Elsevier Academic Press, 2014. P. 1024.
4. Pyankov V.A., Pyankov I.N. Akusticheskiye metody kontrolya lopatok gazoturbinnnykh dvigateley (Acoustic inspection methods of turbine blades of gas-turbine engines) // V mire nerazrushayushchego kontrolya. 2019. V. 22. No 1. (83). P. 36—44.
5. Ermolov I.N. Teoriya i praktika ul'trazvukovogo kontrolya (Theory and practice of ultrasonic testing). Moscow: Mashinostroyeniye, 1981. 240 p.
6. Danilov V.N. On the calculation of characteristics of echo signals of transverse and longitudinal waves from reflectors with flat surfaces // Defektoskopiya. 2010. No. 1. P. 26—41.
7. Gurchikov I.I., Nomokonov V.P. Seysmorazvedka. Spravochnik geofizika (Seismic exploration. Geophysics handbook). Moscow: Nedra, 1981. 464 p.
8. Brekhovskikh L.M. Waves in Layered Media. 2nd Edition. New York: Academic Press, 1980.
9. Vorovich I.I., Babeshko V.A. Dinamicheskiye smeshannyye zadachi teorii uprugosti dlya neklassicheskikh oblastey (Dynamic Mixed Problems on Theory of Elasticity for Non-Classical Fields). Moscow: Nauka, 1979. 320 p.
10. Babeshko V.A., Glushkov E.V., Glushkova N.V. Analysis of wave fields generated in a stratified elastic half-space by surface sources // Sov. Phys. Acoust. (USA). 1986. V. 32. No. 3. P. 223—226.
11. Glushkov E.V., Glushkova N.V., Krivonos A.S. The excitation and propagation of elastic waves in multilayered anisotropic composites // Journal of Applied Mathematics and Mechanics. 2010. No. 74. P. 297—305.
12. Glushkov E., Glushkova N., Eremin A. Forced wave propagation and energy distribution in anisotropic laminate composites // J. Acoust. Soc. Am. 2011. V. 129 (5). P. 2923—2934.
13. Sveshnikov A.G. Printsip predel'nogo pogloshcheniya dlya volnovoda (The limit absorption principle for a waveguide) // Dokl. Akad. Nauk SSSR. 1951. V. 80. No. 3. P. 345—347.
14. Glushkov E.V., Glushkova N.V., Kiselev O.N. Body wave asymptotics for an anisotropic elastic half-space with a surface source / 2023 Days on Diffraction (DD), St. Petersburg, Russian Federation. 2023. P. 78—82.
15. Merkulov L.G., Yakovlev L.A. Some features of propagation and reflection of ultrasound in monocrystals // Sov. Phys. Acoust. (USA). 1962. V. 8. No. 1. P. 99—106.
16. Auld B.A. Acoustic fields and waves in solids. New York: Wiley, 1973. 423 p.
17. Goldstein R.V., Gorodtsov V.A., Lisovenko D.S., Volkov M.A. Negative poisson's ratio for cubic crystals and nano/microtubes // Physical Mesomechanics. 2014. V. 17. No. 2. P. 97—115.
18. Demin A.I., Volkov M.A., Gorodtsov V.A., Lisovenko D.S. Auxetics among two-layered composites made of cubic crystals. analytical and numerical analysis // Mechanics of Solids. 2023. V. 58. No. 1. P. 140—152.
19. Fedoryuk M.V. Metod perevala (The saddle-point method). Moscow: Nauka, 1977. 368 p.
20. Brekhovskikh L.M., Godin O.A. Akustika sloistyykh sred (Acoustics of layered media). Moscow: Nauka, 1989. 411 p.
21. Razygraev N.P. Fizika, terminologiya i tekhnologiya v ul'trazvukovoy defektoskopii golovnymi volnami (Physics, terminology and technology in ultrasonic testing with head waves) // Defektoskopiya. 2020. No. 9. P. 3—19.

АНИЗОТРОПИЯ АКУСТИЧЕСКИХ СВОЙСТВ В ТОНКОЛИСТОВОМ ПРОКАТЕ НИЗКОУГЛЕРОДИСТОЙ МАРГАНЦОВИСТОЙ СТАЛИ

© 2024 г. В.В. Муравьев^{1,2}, О.В. Муравьева^{1,2}, Л.В. Волкова^{1,*}, К.В. Колпак¹,
Д.И. Девятериков³, Е.А. Кравцов^{3,4}

¹ФГБОУ ВО ИжГТУ имени М. Т. Калашникова, Россия 426069 Ижевск, ул. Студенческая, 7

²ФГБУН «УдмФИЦ УрО РАН», Россия 426067 Ижевск, ул. им. Татьяны Барамзиной, 34

³Институт физики металлов УрО РАН, Россия 620108 Екатеринбург, ул. С. Ковалевской, 18

⁴Уральский федеральный университет, Россия 620002 Екатеринбург, ул. Мира, 19

E-mail: *ludmila396@istu.ru

Поступила в редакцию 17.09.2024; после доработки 04.10.2024

Принята к публикации 04.10.2024

Тонколистовой прокат из низкоуглеродистой марганцевистой стали 09Г2С толщиной 0,8 мм, имеющий сильную анизотропию свойств вследствие текстуры и остаточных напряжений, экспериментально исследован с помощью SH-волны горизонтальной поляризации и нулевой симметричной моды волны Лэмба. Анализировались скорости распространения вдоль листа упругих волн при изменении их направления и поляризации относительно направления проката в диапазоне углов от 0 до 180 град. Возбуждение и прием нормальных волн в листе осуществлялись пьезопреобразователями с сухим точечным контактом, обеспечивающих касательное силовое воздействие. Получены результаты исследований анизотропии акустических свойств, рентгеноструктурного анализа остаточных напряжений и обратных полюсных фигур и металлографических исследований.

Ключевые слова: низкоуглеродистая марганцевистая сталь, анизотропия свойств, скорость нормальных волн, остаточные напряжения, рентгеноструктурный анализ.

ANISOTROPY OF ACOUSTIC PROPERTIES IN THIN-SHEET ROLLED LOW-CARBON MANGANESE STEEL

© 2024 V.V. Murav'ev^{1,2}, O.V. Murav'eva^{1,2}, L.V. Volkova^{1,*}, K.V. Kolpakov¹,
D.I. Devyaterikov³, E.A. Kravtsov^{3,4}

¹Kalashnikov Izhevsk State Technical University, Russia, Udmurt Republic,
426069 Izhevsk, Studencheskaya str., 7

²Udmurt Federal Research Center, Ural Branch, Russian Academy of Sciences,
Russia 426067 Izhevsk, st. them. Tatyana Baramzina, 34

³Mikheev Institute of Metal Physics, Ural Branch, Russian Academy of Sciences,
Russia 620108 Ekaterinburg, S. Kovalevskaya str., 18

⁴Ural Federal University, Russia 620002 Ekaterinburg, Mira str., 19

E-mail: *ludmila396@istu.ru

Thin-sheet rolled low-carbon manganese steel 09G2S with a thickness of 0,8 mm which has strong property anisotropy due to texture and residual stresses, was experimentally studied using SH-wave with horizontal polarization and zero-order symmetric Lamb wave mode. The velocities of elastic wave propagation along the sheet were analyzed as their direction and polarization varied relative to the rolling direction in the range of angles from 0 to 180 degrees. The excitation and reception of normal waves in the sheet were carried out by piezoelectric transducers with dry point contact, providing tangential force application. The results of the research on the anisotropy of acoustic properties, X-ray structural analysis of residual stresses and inverse pole figures, and metallographic studies were obtained.

Keywords: low-carbon manganese steel, anisotropy of properties, velocity of normal waves, residual stresses, X-ray structural analysis.

DOI: 10.31857/S0130308224110021

ВВЕДЕНИЕ

Исследование анизотропии играет важную роль в исследовании, контроле и повышении качества металлов и других материалов. Современные технологии и методы диагностирования позволяют изучать анизотропию с высокой степенью точности, что в перспективе может иметь важное значение в повышении надежности и продолжительности работы различных конструкций и механизмов. Исследования в области анизотропии активно развиваются и отражают многогранность и сложность работы с анизотропными материалами и демонстрируют необходимость постоянной работы над созданием и оптимизацией методов исследования анизотропии.

Изучение анизотропии в материалах играет важную роль в оценке технического состояния конструкций и проведении неразрушающего контроля. Одним из перспективных подходов в исследовании анизотропии является использование специализированного программного обеспечения для моделирования свойств материала. Одним из способов исследования анизотропии является использование программы CIVA, которая позволяет моделировать свойства материалов и проводить виртуальные эксперименты. В работе [1] проведено моделирование возможных изменений скорости акустической волны, исследовано увеличение и уменьшение скорости сдвиговой волны в анизотропной стали.

Зуо [2] предложил метод, сочетающий полуаналитический метод конечных элементов для расчета модальных свойств поверхностных волн, что позволило воспроизвести поведение поверхностных волн в материалах с анизотропными свойствами и предварительным напряжением.

Исследование физических механизмов анизотропии с использованием измерений и моделирования проведено в [3]. Установлено, что зависимость акустической анизотропии и пористости характеризуются с помощью бесконтактной нелинейной реверберационной спектроскопии и моделирования резонансных мод.

Среди технологий и методов, используемых для мониторинга состояния конструкций, представленных в обзоре [4], приведены конструкции преобразователей горизонтально поляризованных сдвиговых волн, включая электромагнитно-акустические преобразователи, и пьезоэлектрические клиновые преобразователи сдвиговых волн, позволяющие проводить более точные измерения и диагностирование анизотропии материалов, в том числе при проведении неразрушающего контроля.

Использование специализированной конструкции электромагнитно-акустического преобразователя (ЭМАП), предложенной в [5], позволяет возбуждать две ортогональные поперечные волны в металлических материалах, а также применять ЭМАП для одновременного измерения толщины материала и обнаружения трещиноподобных дефектов. В дальнейшем коллектив исследователей [6] представил новый метод для обнаружения и оценки ориентации трещин в анизотропных материалах, использующий две ортогональные поперечные волны. Проанализировано также распространение и преломление поперечной волны и ее взаимодействие с трещиноподобными дефектами, что позволяет оценивать уровень анизотропии материала с высокой точностью и обнаруживать дефекты на основе полученного эхосигнала.

Работа [7] представляет обзор возможностей использования преобразователей волн Лэмба для систем структурного мониторинга состояния металла и демонстрирует их эффективное применение в эксперименте.

Холлоуэй [8] описал ошибки, которые могут возникать при использовании фазированных решеток для анализа изображений, если предполагается, что анизотропный материал является изотропным, для которого предложен метод количественного определения скорости поперечных волн.

Одним из наиболее эффективных и активно применяемых на практике методов по оценке анизотропии в материалах являются ультразвуковые методы. В целом, они основываются на измерении скорости распространения ультразвуковых волн в различных направлениях объекта. В работе Ивановой [9] рассмотрено применение ультразвуковых методов для оценки анизотропии материалов. Проведен ряд экспериментов для определения параметров анизотропии металлов на основе данных об изменении скорости ультразвуковых волн.

В работе [10] рассмотрены ультразвуковые измерения для определения упругой анизотропии с использованием лазерного возбуждения ультразвука в нержавеющей и мартенситной сталях. Результаты исследований позволили определить скорости волн в разных направлениях в анизотропном материале.

Луо [11] предложил методику определения параметров анизотропии литой крупнозернистой аустенитной нержавеющей стали, основанную на принципах дифракции обратного электронного рассеяния и ультразвукового иммерсионного метода контроля. Этот подход позволил получить двумерные угловые распределения скорости продольной волны и коэффициента затухания в плоскости (010), которые коррелируют с ориентацией столбчатых аустенитных зерен. Этот метод учитывает особенности анизотропии и позволяет более точно определить свойства твердых материалов.

Метод количественного определения анизотропии в стальном волокнистом композите в работе [12] осуществляется с использованием электромагнитных преобразователей и обеспечивает точную оценку свойств ферромагнитных волокон в материалах.

Для изучения анизотропии также возможно осуществлять долгосрочный мониторинг коррозии трубы под воздействием погодных условий, как показано в работе [13], с помощью метода, использующего направленную ультразвуковую волновую томографию для исследования анизотропии и долгосрочного мониторинга материалов и конструкций.

С помощью общего метода инверсии, представленного в [14], демонстрируется высокое разрешение изображений с возможностью расширения диапазона углов прозвучивания с прохождением сигналов, оборачивающихся несколько раз вокруг трубы, прежде чем они достигают приемной решетки.

Однако есть и другие факторы, которые могут существенно повлиять на контроль качества, включая модификации, зазор между преобразователем и объектом исследования, свойства материала и другие эффекты. В связи с этим применение различных методов анализа волновых мод SH0 и SH1 [15] может обеспечить высокую выявляемость дефектов при контроле стальных пластин.

Предложенный метод [16] ультразвуковой томографии для определения модуля Юнга в изотропных пластинах с использованием моды A0, распространяющейся через различные дефекты в пластине, использует карты скорости волн и карты модулей Юнга, которые дают возможность точной оценки среднего модуля по толщине изотропной пластины, что позволяет точно определить области с различной степенью упругости в материале и более точно оценить его анизотропию.

Исследователями активно используются различные методы для анализа и измерения свойств стали и других материалов. Например, исследование [17] с учетом генерации второй гармоники продольной волны и волны Рэлея связывает микроструктурные особенности металлов с параметром акустической нелинейности. Одним из таких методов является использование ультразвуковых волн, в частности их продольных и поперечных комбинаций [18], для измерения плоских напряжений в стальных пластинах. Методика обработки заключается в анализе фазовых спектров эхосигналов, позволяя определить разницу между фазовыми скоростями поперечных и продольных волн.

Использование ультразвуковой фазовой спектроскопии для анализа материалов, изготовленных методом лазерной наплавки, позволяет определить пять независимых упругих констант, описывающих поперечную изотропную упругую анизотропию относительно направления формирования текстуры [19].

Для оценки микроструктурной анизотропии в образце железнодорожного колеса возможно применение метода ультразвукового рассеяния с преобразованием мод [20]. Метод подразумевает разделение всей области сканирования на участки для расчета дисперсии рассеянных сигналов каждого участка.

Новаторский метод взвешенной визуализации для обнаружения трещин в углеродном волокнистом пластике, использующий ультразвуковые волны, представлен в [21]. Процесс использует специальную взвешенную функцию, основанную на измерении времени пролета, с расчетом разницы между эталонным сигналом и сигналом от повреждения.

Тонколистовой прокат приобретает анизотропию свойств вследствие текстуры и остаточных напряжений, для исследований которых широко применяются методы оптического, рентгеноструктурного и аналитического анализа, а также методы неразрушающего контроля [22]. В частности, формирование структуры и механических свойств в прокате различной толщины из низкоуглеродистой стали исследовано в работе [23] с применением оптической и сканирующей электронной микроскопии, позволившие построить ориентационные карты микроструктуры и показать наличие явно выраженной текстуры деформации, соответствующей ориентировкам $\langle 110 \rangle$ вдоль проката.

Анизотропия механических свойств листового проката из углеродистой стали обсуждается также в работе [24], в которой экспериментально установлена неоднородность свойств плоских образцов горячекатаного листа из сплава Ст3, вырезанных в трех направлениях относительно прокатки: вдоль, поперек и под углом 45° .

В работе [25] рассмотрены вопросы, связанные с исследованием текстурного состояния образцов разных партий и разных производителей, изготовленных из стали 10Г2ФБ, с целью построения прямых и обратных полюсных фигур и определения роли текстурообразования в формировании свойств основного металла.

Исследования напряженно-деформированного состояния металла и остаточных напряжений, приведенные в работе [26], обобщают результаты экспериментальных исследований остаточных напряжений методами рентгеновской дифрактометрии и математического моделирования напряженно-деформированного состояния металла при пластическом формоизменении листовой заготовки.

В работе [27] выявлено, что при операциях гибки листов неизбежно образуются зоны остаточных напряжений, которые по периметру труб распределены неравномерно. В различных зонах неидеального профиля трубы из-за внутреннего давления возникают отличающиеся по уровню кольцевые напряжения. Неравномерность распределения остаточных и эксплуатационных напряжений в совокупности может как ускорять, так и замедлять процесс возникновения и развития дефектов коррозионного растрескивания под напряжением (КРН).

Некоторые работы посвящены исследованию анизотропии свойств в ферромагнитных материалах магнитными методами. В работе [28] исследованы особенности распределения тангенциальной и нормальной компонент магнитных полей рассеяния при полюсном намагничивании листовых материалов — холоднодеформированных конструкционных сталей Ст3, 09Г2С и 08Г2Б, а также электротехнической стали с различной зеренной структурой, в которых прокаткой и одноосным растяжением реализованы разные типы текстур. Установлено, что даже незначительные изменения преимущественной ориентации осей легкого намагничивания (100) существенно влияют на характер распределения величин тангенциальной и нормальной компонент магнитных полей рассеяния. Круговые диаграммы этих параметров деформированных конструкционных сталей имеют вид «восьмерок», примерно перпендикулярных друг другу. Положение максимумов величин компонент магнитных полей на этих диаграммах соответствует положению ближайших к плоскости прокатки проекций осей легкого намагничивания, т.е. тех направлений, вдоль которых железо и его сплавы имеют наименьшую прочность.

В работе [29] представлены результаты экспериментальных исследований кристаллографической текстуры стального листового проката по анизотропии магнитных параметров. Для визуализации магнитных полей рассеяния использовали пленочные магнитоэласты и магнитную суспензию.

Экспериментальные исследования в работе [30] заключались в применении магнитошумового метода для неразрушающего контроля механических свойств ферромагнитных материалов на примере коэффициента нормальной анизотропии листового проката, механических напряжений при упругой деформации электротехнической стали и анизотропии физико-механических свойств ферромагнитных материалов. Так как механическая анизотропия связана с магнитной анизотропией, при ее исследовании использовался магнитный метод на основе эффекта Баркгаузена. Установлено, что упругая деформация в образцах электротехнической стали приводит к резкому изменению уровня магнитного шума и формы круговых диаграмм с учетом знака формируемых в образце напряжений.

Определение остаточных напряжений возможно с использованием рентгеноструктурного анализа по смещению дифракционных пиков отражения от плоскостей кристаллической решетки и акустическим методом на основе эффекта акустоупругости с использованием поперечных и продольных волн [31, 32], поверхностных (рэлеевских) [33] и подповерхностных волн. Скорость рэлеевских и подповерхностных волн имеет анизотропию в листах, изготовленных прокаткой, при этом в направлении, перпендикулярном прокату, скорость рэлеевских и подповерхностных волн возрастает на 1 и 1,5 % соответственно относительно скорости в направлении проката, причем увеличение более выражено в листах меньшей толщины.

Метод определения упругих модулей материалов посредством измерения скоростей продольных и поперечных волн при поверхностном прозвучивании с помощью пары ультразвуковых низкочастотных пьезоэлектрических преобразователей с сухим точечным контактом рассмотрен в работе [34], в которой проводится сравнение результатов экспериментальных измерений модуля Юнга и коэффициента Пуассона с табличными данными для различных стальных образцов.

Методические особенности использования SH-волн и волн Лэмба при оценке анизотропии свойств листового проката рассмотрены в [35]. В работах [4, 18] описаны экспериментальные исследования зависимости скорости нормальных поперечных волн горизонтальной поляризации и волн Лэмба от направления их распространения. Полученные значения скорости можно использовать для определения модулей упругости, а также в качестве самостоятельного информативного параметра оценки упругих свойств материала, например, анизотропии свойств листового проката [8, 36].

В работе [9] экспериментально исследована область со сварными швами. Показано, что скорость распространения SH-волн зависит от угла ввода наклонного преобразователя: при изменении угла ввода с 42,2 до 74,3 град от нормали скорость поперечных волн вдоль сварного шва возрастает с 3074 до 3436 м/с (увеличение на >10 %).

В работе [10] рассмотрено влияние различных методов термической обработки на акустическую анизотропию стальных цилиндров. Цилиндры имеют анизотропию как на поверхности образующей цилиндра (с периодом 180 град), так и на поверхности основания цилиндра (с периодом 90 град).

Исследование образца стали толщиной 1 мм, вырезанного из цилиндрически изогнутого объекта, рассмотрено в [11]. Исследования показывают анизотропию скорости продольных волн и амплитуды их затухания относительно направления изгиба, оба параметра имеют период 90 град.

В работе представлен комплексный подход к анализу анизотропии свойств тонколистового проката, включающий акустические, рентгеноструктурные и металлографические исследова-

ния и позволяющий разделить вклад текстурной анизотропии и остаточных напряжений в акустическую анизотропию.

Цель работы — исследовать зависимости скорости распространения нормальных поперечных волн и волн Лэмба в тонком листовом прокате низкоуглеродистой марганцовистой стали 09Г2С вследствие текстурной анизотропии и остаточных напряжений совместно с рентгеноструктурным анализом.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Исследовали листы стального проката марки 09Г2С толщиной 0,8 мм размерами 700×700 мм. Для определения условного предела текучести проведены испытания на растяжение плоских образцов, вырезанных из листа в направлении проката и поперек проката. Для оценки текстуры образец шлифа вырезан по направлению проката и исследован с помощью микроскопа Альтами Мет. Микроструктуру оценивали после травления в спиртовом 4%-растворе HNO_3 . Результаты микроструктурного анализа поперечного среза шлифа свидетельствуют о наличии текстуры проката (рис. 1).

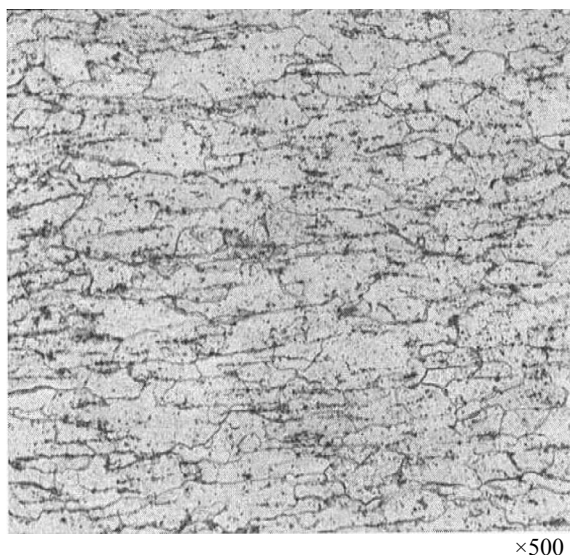


Рис. 1. Текстура проката, поперечный срез вдоль проката.

Измерения с использованием рентгеновского дифрактометра. Текстурные измерения и определение остаточных напряжений выполнены на лабораторном рентгеновском дифрактометре PANalytical Empyrean Series 2 с использованием эйлеровой подвески с тремя степенями свободы. Измерения проводили в геометрии параллельного пучка на излучении $\text{CoK}\alpha$ с длиной волны 0,179 нм. Для формирования параллельного пучка использовали фокусирующую поликапиллярную линзу, обеспечивающую помимо формирования параллельного пучка подавление линии $\text{CoK}\beta$ -излучения и непрерывного спектра. При проведении измерений на вторичном пучке использовался плоскопараллельный коллиматор в комбинации с плоским графитовым монохроматором и точечным детектором.

Экспериментальные полюсные фигуры измерены для рефлексов $\{110\}$, $\{200\}$ и $\{112\}$. Измерения остаточных напряжений производили $\sin^2\Psi$ -методом для рефлекса $\{211\}$ ($2\theta \approx 99,8^\circ$). Обработку (фитирование) дифрактограмм осуществляли с помощью коммерческих программ PANalytical X'Pert Texture и PANalytical X'Pert Stress. Для вычислений остаточных напряжений свойства материала аппроксимировались табличными значениями коэффициента Пуассона (0,293) и модуля Юнга (210 ГПа) для углеродистой стали.

Методика акустических исследований. Для листа стального проката с параметрами: $E = 210$ ГПа, $G = 80$ ГПа, $\rho = 7850$ кг/м³, толщина 0,8 мм, при помощи программного обеспечения «Acoustic Waveguide Tracer» (Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2013615397) рассчитаны дисперсионные кривые фазовых и групповых скоростей SH-волн, а также для симметричных S_0 и антисимметричных A_0 мод волн Лэмба в диапазоне частот до 500 кГц (рис. 2).

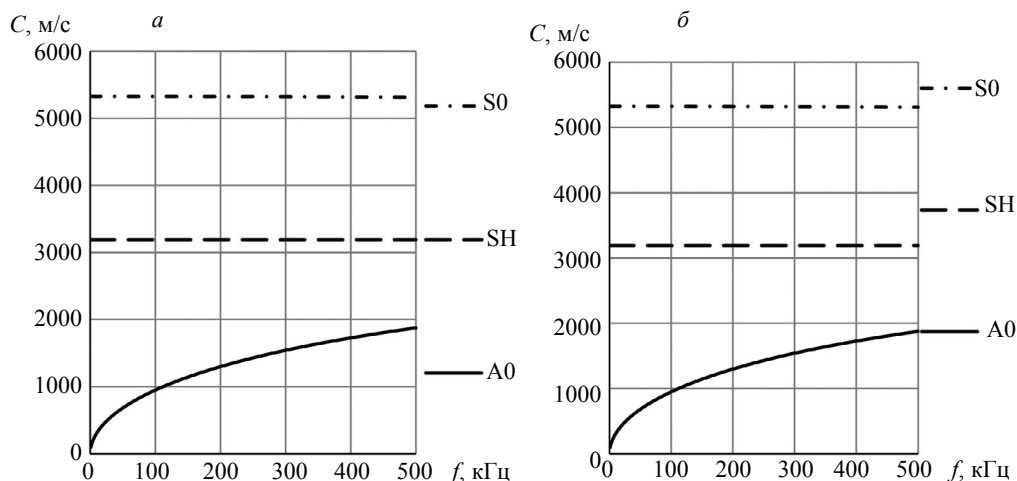


Рис. 2. Дисперсионные кривые фазовой (а) и групповой скоростей (б) для стального листа толщиной 0,8 мм.

Видно, что в указанном диапазоне частот в тонком листе наблюдается возбуждение бездисперсионных SH-волн и симметричной моды S0 волны Лэмба. Скорости указанных мод описываются следующими формулами для скорости SH-волны:

$$C_{S0} = \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}}; \quad (1)$$

$$C_{SH} = \sqrt{\frac{G}{\rho}}, \quad (2)$$

где C_{S0} — скорость симметричной волны Лэмба; E — модуль Юнга; ρ — плотность; ν — коэффициент Пуассона; C_{SH} — скорость поперечной волны горизонтальной поляризации; G — модуль сдвига.

Для экспериментального возбуждения и регистрации SH-волны и симметричной моды S0 волны Лэмба использованы пьезопреобразователи (ПЭП) с сухим точечным контактом, обеспечивающие передачу колебаний, касательных к поверхности листа (рис. 3б). Изменяя взаимную ориентацию ПЭП, возможно добиться излучения (приема) SH-волны с поляризацией поперек направления распространения либо симметричной моды S0 волны Лэмба с поляризацией вдоль направления распространения. ПЭП подключались в раздельном варианте к низкочастотному дефектоскопу DIO 1000 LF.

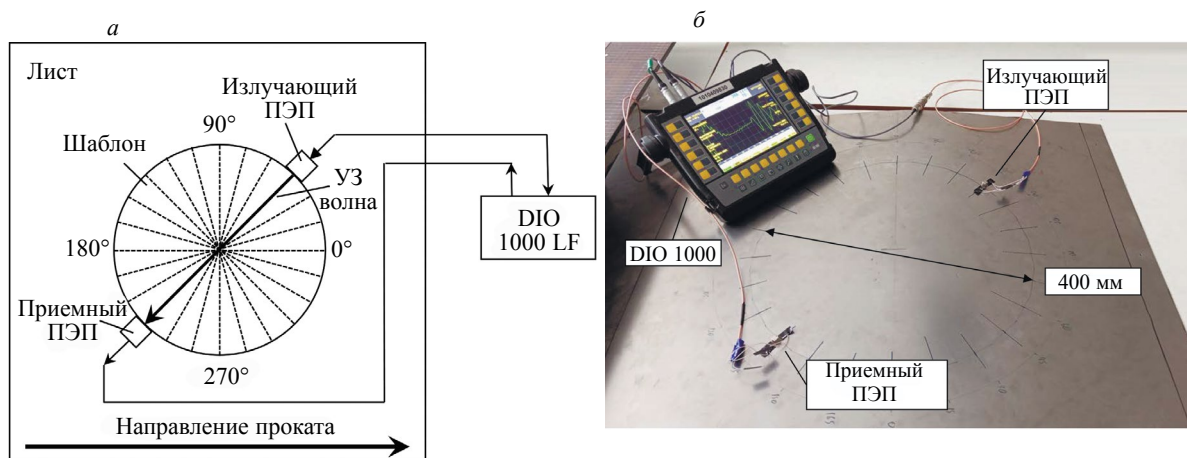


Рис. 3. Схема измерений скоростей волн в зависимости от отклонения направления распространения волны от направления проката (а); фото установки для проведения измерений (б).

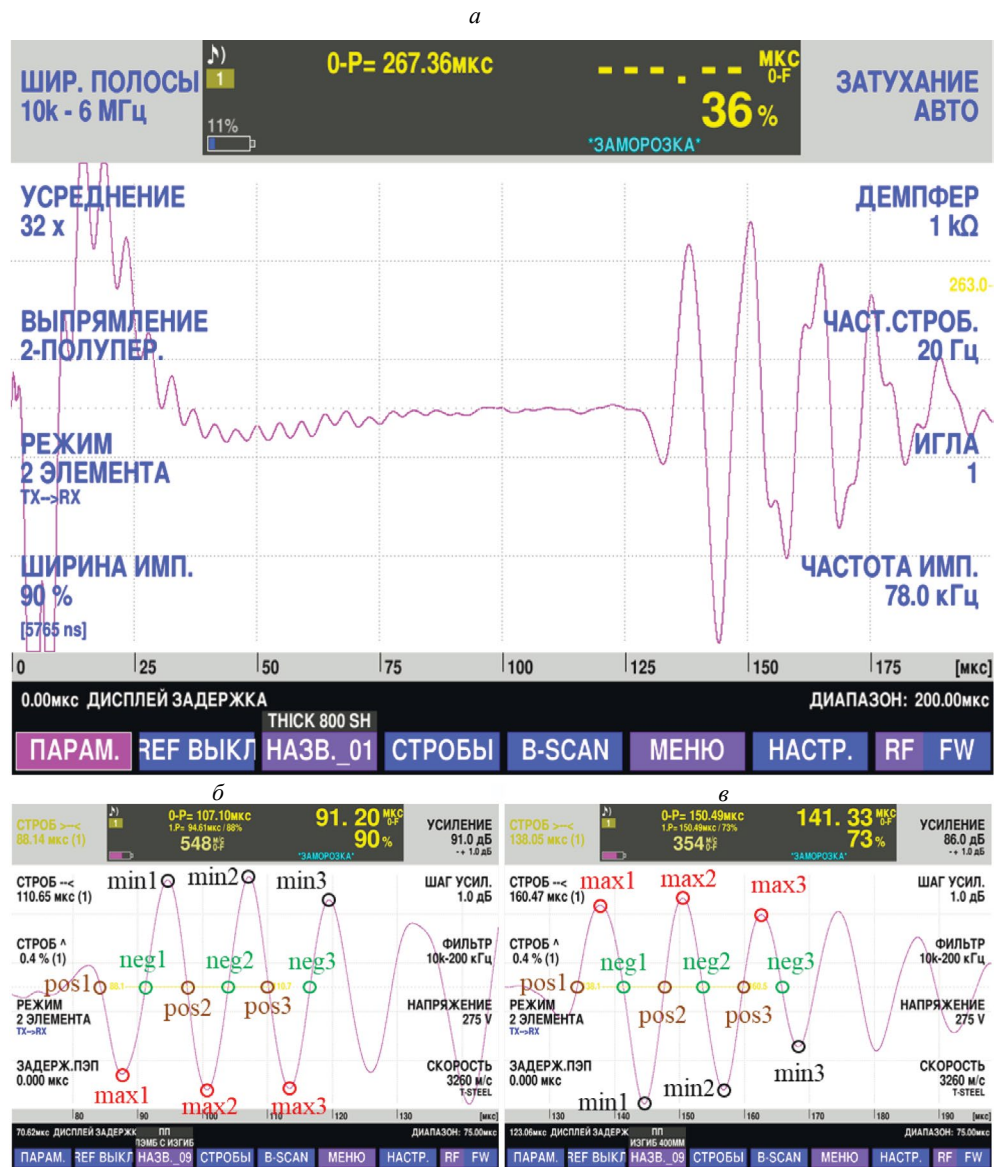


Рис. 4. Эхограмма SH-волны с зондирующим импульсом (а); точки эхограмм волн S0 (б) и SH (в), по которым автоматически обрабатывается время прихода волны (эхограмма волн S0 при автоматической обработке инвертируется).

Схема измерений скоростей волн в зависимости от отклонения направления распространения волны от направления проката представлена на рис. 3а. Преобразователи перемещались по круговому шаблону с шагом, равным 15 град. Вид получаемой эхограммы представлен на рис. 4а и в увеличенном варианте анализируемого импульса — на рис. 4б. Возможность сохранения регистрируемого импульса с частотой дискретизации 200 МГц обеспечивает определение времени с точностью 5 нс. Специально разработанное программное обеспечение с возможностью определения максимальных «max», минимальных «min» и нулевых «neg» значений в нескольких периодах регистрируемого импульса позволило определить точку, имеющую минимальную погрешность в серии многократных измерений (точка «pos2»).

Получаемая при прозвучивании листа эхограмма двух типов волн показана на рис. 4.

Временная задержка в пьезопреобразователе, обусловленная особенностями его конструкции и учетом переноса точки изменений из начала импульса, определена путем измерения времени распространения акустической волны на двух различных базах прозвучивания: $L1 = 200$ мм и $L2 = 400$ мм (см. рис. 3), согласно формуле:

$$t_{\text{пэп}} = \frac{L1 \times t2 - L2 \times t1}{L2 - L1}, \quad (3)$$

где t_1 — среднее время регистрации волны на базе L_1 ; t_2 — среднее время регистрации волны на базе L_2 ; $t_{\text{ПЭП}}$ — время задержки в ПЭП.

Скорости анализируемых акустических волн C определялись по формуле:

$$C = \frac{L}{\bar{t} - t_{\text{ПЭП}}}, \quad (4)$$

где L — расстояние, пройденное волной ($L = 400$ мм); $\bar{t}$ — среднее время прихода волны.

Ввиду зависимости погрешности измерений от точности установки преобразователей на поверхности листа, измерения проведены по 8 раз, с оценкой среднего значения скоростей и соответствующего доверительного интервала.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Для SH-волны в направлении проката и в перпендикулярном направлении наблюдается максимальное значение скорости, при этом под углами 45 и 135 град скорость достигает минимального значения (3220 м/с). Индикатриса скорости симметрична относительно направления проката и перпендикуляра к нему. Различие в значениях скоростей в направлении проката и под углом 45 град составляет 120 м/с. Снижение скорости для волны, поляризованной в направлении, перпендикулярном [110], не противоречит данным по объемным волнам в толстых листах [37].

В отличие от SH-волн индикатриса скорости моды S0 волны Лэмба симметрична относительно перпендикуляра к оси проката, имеет минимальные значения в направлении проката, максимальные — в направлении 45 град (поляризация в направлении [110], промежуточные значения — под углом 90 град. Различие в скорости моды S0 волны Лэмба в направлении проката и под углом 45 град составляет 120 м/с (рис. 5а, б).

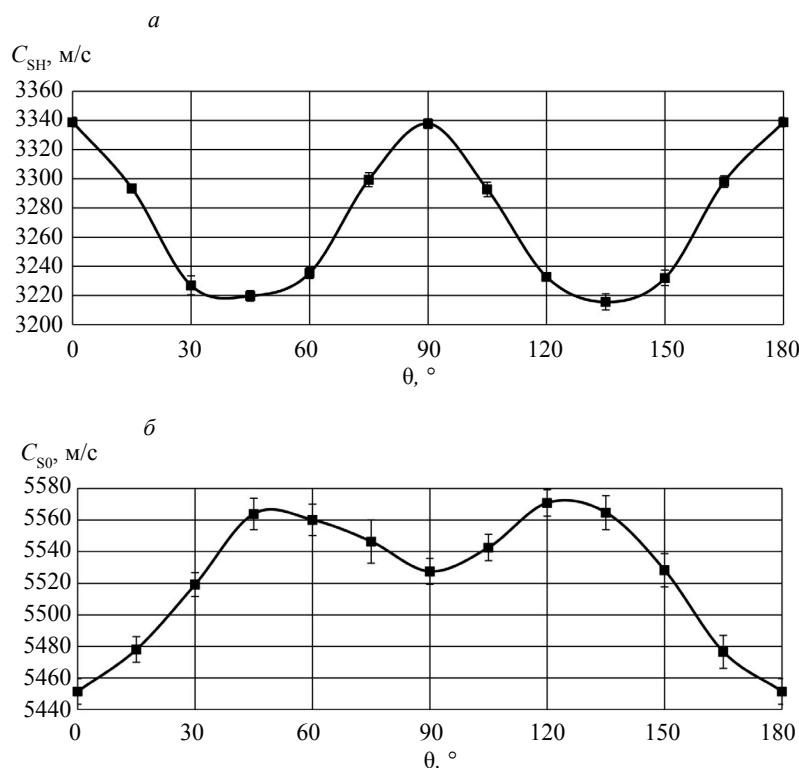


Рис. 5. Анизотропия скорости нормальных SH-волн (а) и волн Лэмба (б). Направление проката — 0 и 180 град.

Расчет коэффициентов анизотропии произведен из условия разницы скоростей волн в направлениях 0 и 90° , являющихся мерой анизотропии свойств листа:

$$R_a(\theta) = 2 \left(\frac{C_{\theta=0} - C(\theta)}{C_{\theta=0} + C(\theta)} \right) \cdot 100 \%, \quad (5)$$

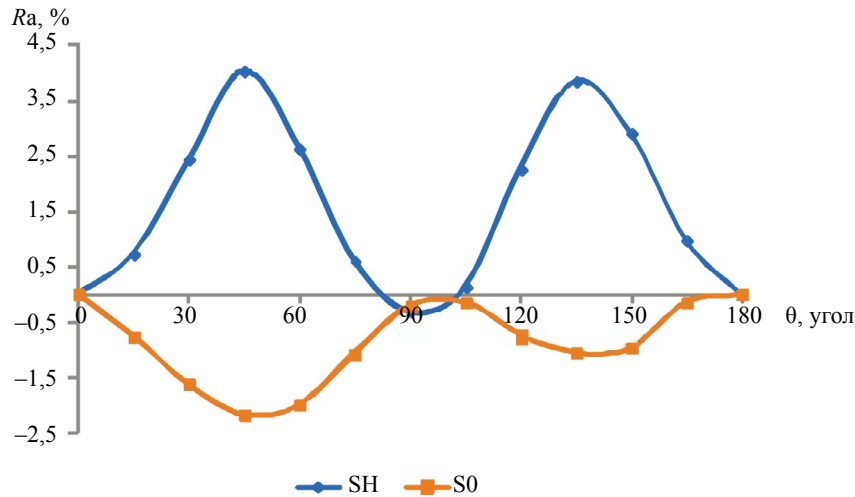


Рис. 6. Акустическая анизотропия свойств в зависимости от направления относительно оси проката.

где $C_{\theta=0}$ — скорость волны в направлении проката; $C(\theta)$ — скорость волны в направлении угла θ .

По результатам полученных скоростей волн вдоль и поперек направления проката рассчитаны нормированный коэффициент анизотропии Ra для SH-волны, равный 4, и нормированный коэффициент анизотропии Ra для волны Лэмба — 2,16 (рис. 6).

Акустическая анизотропия свойств в направлении проката и поперек — минимальна, а в направлении 45° — максимальна.

Решение системы уравнений (1) и (2) относительно упругих модулей E и G и коэффициента Пуассона ν дает следующие выражения для упругих модулей:

$$G = C_{SH}^2 \cdot \rho; \quad (6)$$

$$E = C_{S0}^2 \cdot \rho(1 - \nu)^2; \quad (7)$$

$$\nu = \frac{C_{S0}^2 - 2C_{SH}^2}{C_{S0}^2}. \quad (8)$$

Анизотропия модулей Юнга, сдвига и коэффициента Пуассона, рассчитанные по формулам (6)—(8) с учетом плотности 7800 кг/м^3 , показаны на рис. 7.

С использованием зависимости рис. 7 может быть найдено среднее значение коэффициента поперечной деформации по всей плоскости листа как среднее взвешенное значение коэффициентов в определенном квадранте с учетом веса коэффициента по каждому направлению [37]:

$$\bar{\nu} = \frac{\sum_{\alpha \in l} k_{\alpha} \nu_{\alpha}}{\sum_{\alpha \in l} k_{\alpha}} = \bar{\nu} = \frac{\frac{1}{2} \nu_0 + \nu_{15} + \nu_{30} + \nu_{45} + \nu_{60} + \nu_{75} + \frac{1}{2} \nu_{90}}{6}, \quad (9)$$

где l — это множество всех направлений выбранного разбиения; $\sum_{\alpha \in l} k_{\alpha}$ — общий вес всех весовых коэффициентов для данной плоскости ($k_0 = k_{90} = 1/2$ и $k_{\alpha \neq 0; 90} = 1$); ν_{α} — коэффициенты поперечной деформации, измеренные под углом α к направлению проката.

Расчет для среднего значения коэффициента поперечной деформации по плоскости листа

$$\text{дает значение } \bar{\nu} = \frac{\sum_{\alpha \in l} k_{\alpha} \nu_{\alpha}}{\sum_{\alpha \in l} k_{\alpha}} = 0,23.$$

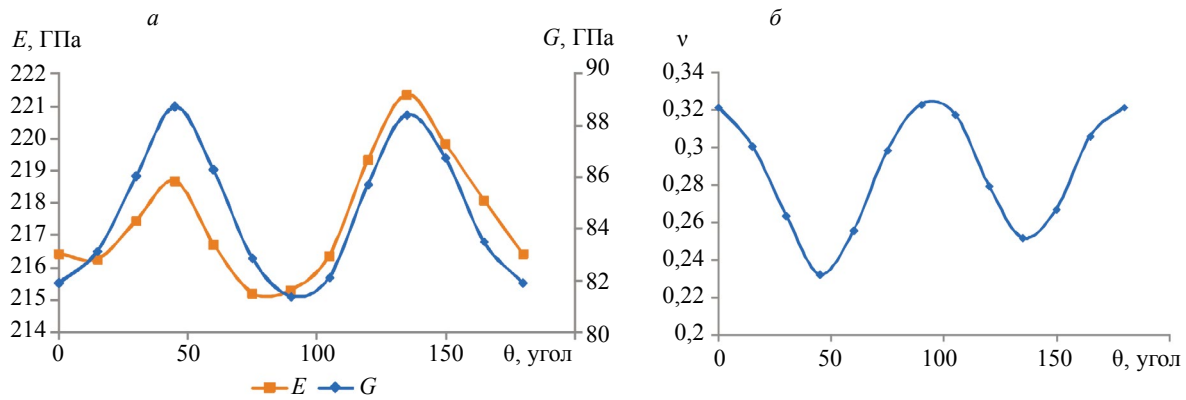


Рис. 7. Анизотропия модуля Юнга и модуля сдвига (а); коэффициента Пуассона (б).

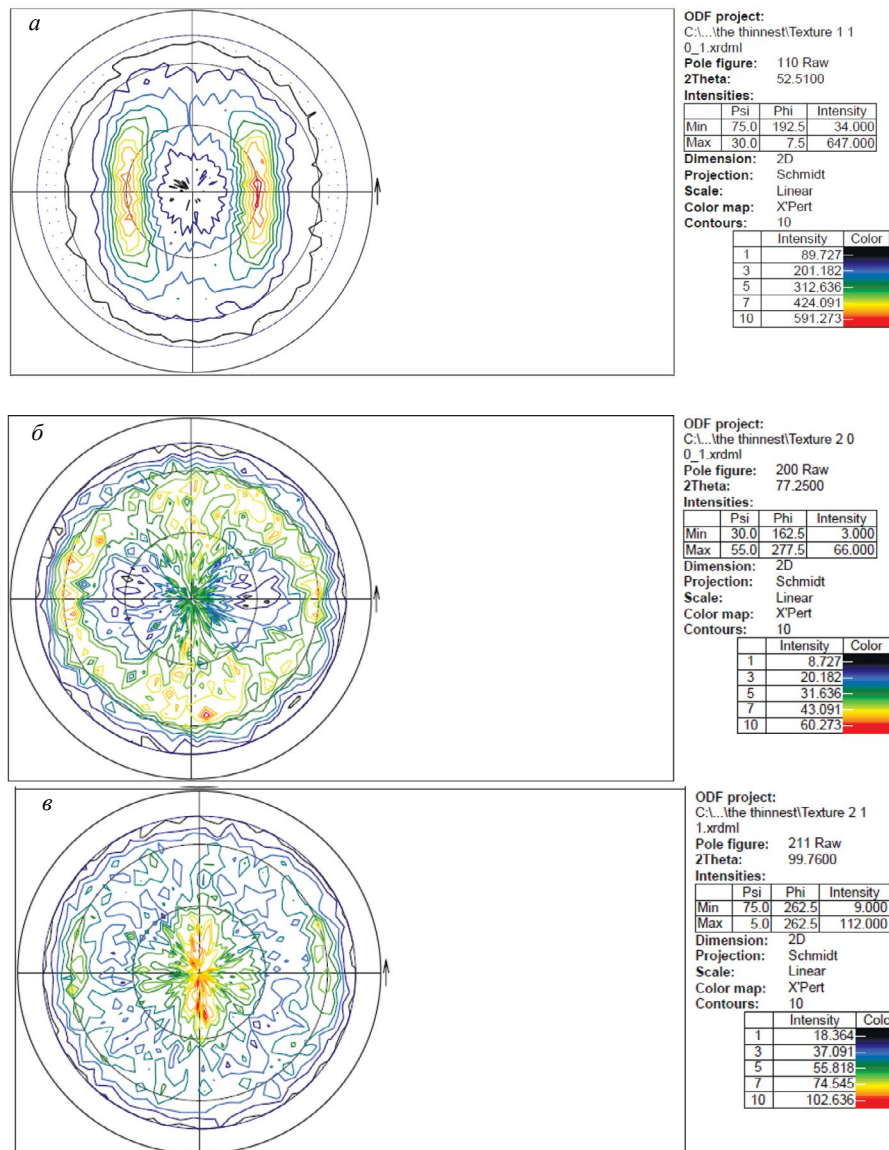


Рис. 8. Полусные фигуры с направлением (110) на углах $2\theta = 52,51$ град (а); на углах $77,25$ град текстура выстраивается по направлению (200) (б); на углах $99,76$ град текстура выстраивается по направлению (211) (в).

Исходя из предположения, что анизотропия механических свойств влияет на величину изменений скорости вследствие текстуры проката, возможно выделение вклада текстуры в акустическую анизотропию следующим образом. Текстурная анизотропия листов после испытаний на

растяжение образцов листа стали оценена по отношению пределов текучести вдоль (337 МПа) и поперек (332 МПа) проката и равна 1,5 %. Тогда акустическая анизотропия (4 %) включает текстурную анизотропию вследствие проката (1,5 %) и анизотропию механических свойств вследствие остаточных напряжений (2,5 %).

Для подтверждения оценки уровня вкладов этих составляющих выполнен анализ текстуры на поперечном срезе шлифа и остаточных напряжений рентгеноструктурным методом.

Рентгеновский текстурный анализ по обратным полюсным фигурам подтверждает наличие текстур, измерения которых представлены на рис. 8.

Видно, что наличие текстуры с преимущественным направлением [110] получено на углах 2θ (52,51 град) с максимальной интенсивностью пика 647 (рис. 8а). На углах 77,25 град текстура выстраивается по направлению [200] с меньшей на порядок интенсивностью пика 66 (рис. 8б). На углах 99,76 град текстура выстраивается по направлению [211] с интенсивностью пика 112 (рис. 8в).

Рентгеноструктурный анализ. На рис. 9 приведена экспериментальная дифрактограмма, измеренная в геометрии $\Theta - 2\Theta$. Для текстурных измерений выбраны рефлекс Fe (110), (200) и (211), для измерения остаточных напряжений — рефлекс Fe (211). Для вычислений остаточных напряжений свойства материала аппроксимировались табличными значениями коэффициента Пуассона (0,293) и модуля Юнга (210 ГПа) для углеродистой стали.

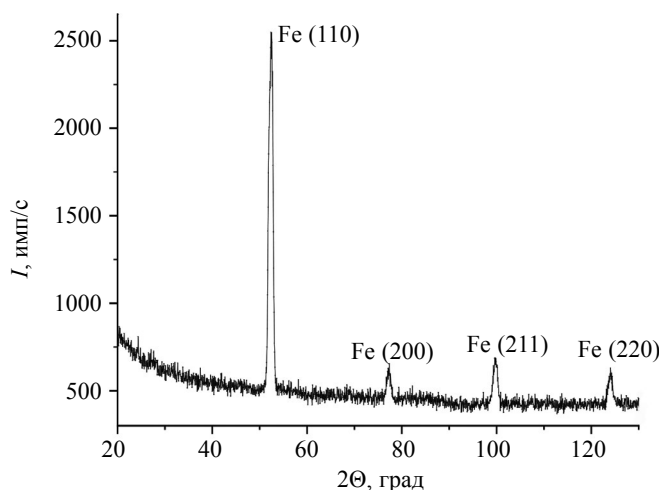


Рис. 9. Экспериментальная дифрактограмма, измеренная в геометрии $\Theta - 2\Theta$.

Рентгеноструктурные результаты измерений ориентационной зависимости остаточных напряжений в тонколистовом образце стали 09Г2С толщиной 0,8 мм получены при четырех различных ориентациях относительно проекции падающего пучка рентгеновского излучения на плоскость образца, обозначаемых как 0, 45, 90 и 135 град (угол отсчитывается от направления прокатки). На рис. 10 приведена зависимость межплоскостного расстояния Fe (211) от $\sin^2\Psi$ в случае, когда проекция падающего рентгеновского пучка направлена вдоль направления прокатки.

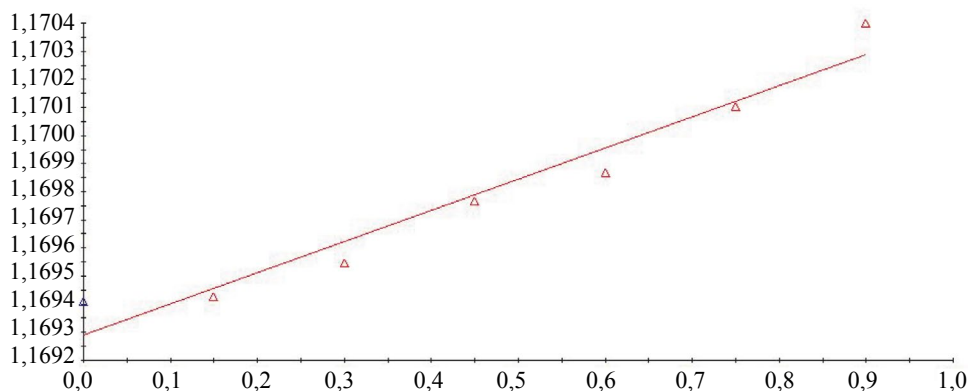


Рис. 10. Зависимость межплоскостного расстояния Fe (211) от $\sin^2\Psi$ в случае, когда проекция падающего рентгеновского пучка направлена вдоль направления прокатки.

Остаточные напряжения при четырех ориентациях пучка

Угол относительно направления проката	Остаточные напряжения, МПа	Погрешность, МПа
0°	154	±15
45°	120	±25
90°	–35	±35
135°	133	±25

В табл. 1 представлены результаты оценки остаточных напряжений рентгеновским методом вдоль четырех направлений относительно направления проката.

Остаточные напряжения в тонколистовом образце стали 09Г2С, оцененные с помощью рентгеноструктурного анализа по смещению брегговских рефлексов, составляют в направлении проката 154 ± 15 МПа, под углами 45 и 135 град составляют соответственно 120 ± 25 МПа и 133 ± 25 МПа. Отмечено практическое отсутствие остаточных напряжений поперек проката -35 ± 35 МПа.

Таким образом, остаточные напряжения 120 МПа по результатам рентгеноструктурного анализа соответствуют вкладу 2,5 % в акустическую анизотропию.

ВЫВОДЫ

Скорость SH-волны достигает максимального значения в направлении проката листа и перпендикулярно ему, при этом под углами 45 и 135 град к направлению проката скорость имеет минимальное значение (3220 м/с). Различие в значениях скоростей составляет 120 м/с. Напротив, скорость моды S0 волны Лэмба имеет минимальные значения в направлении проката (5450 м/с), а максимальные — в направлении 45 град. Разница составляет 120 м/с.

Рассчитаны нормированные коэффициенты анизотропии для SH-волны $R_a = 4$ и для волны Лэмба $R_a = 2,16$. Оценен вклад в акустическую анизотропию (4 %) текстуры (1,5 %) с преимущественным направлением [110], полученной по результатам рентгеноструктурного анализа полюсных фигур, и анизотропии механических свойств вследствие остаточных напряжений (2,5 %).

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-19-00252, <https://rscf.ru/project/22-19-00252/> и использованием уникальной научной установки «Информационно-измерительный комплекс для исследований акустических свойств материалов и изделий» (рег. № 586308).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ginzl E. CIVA as an Aid to Understanding Ultrasonic Anisotropy in Steel // e-Journal of Nondestructive Testing. 2024. No. 3 (29). DOI:10.58286/29306
2. Zuo P., Fan Z. Modal properties of elastic surface waves in the presence of material anisotropy and prestress // J. Sound Vib. 2020. V. 485. P. 115588. DOI:10.1016/j.jsv.2020.115588
3. Johnson Ward L., Heyliger Paul R., Benzing, Jake T., Kafka Orion L., Moser Newell H., Harris Derek, Iten Jeremy, Hrabe Nik W. Evidence for contributions of lack-of-fusion defects and dislocations to acoustic nonlinearity and loss in additively manufactured aluminum // NDT E Int. 2024. V. 143. P. 103068. DOI:10.1016/j.ndteint.2024.103068
4. Miao H., Li F. Shear horizontal wave transducers for structural health monitoring and nondestructive testing: A review // Ultrasonics. 2021. V. 114. P. 106355. DOI:10.1016/j.ultras.2021.106355
5. Parra-Raad J., Khalili P., Cegla F. Shear waves with orthogonal polarisations for thickness measurement and crack detection using EMATs // NDT E Int. 2020. V. 111. P. 102212. DOI:10.1016/j.ndteint.2019.102212
6. Parra-Raad J., Lan B., Cegla F. Orthogonally polarised shear waves for evaluating anisotropy and cracks in metals // NDT E Int. 2021. V. 121. P. 102440. DOI:10.1016/j.ndteint.2021.102440
7. Stepinski T., Mańka M., Martowicz A. Interdigital lamb wave transducers for applications in structural health monitoring // NDT E Int. 2017. V. 86. P. 199—210. DOI:10.1016/j.ndteint.2016.10.007
8. Holloway P., Ginzl E. Calibration for Anisotropic Effects on Shear Wave Velocity for Improvements of Weld Inspections in TMCP Steels // e-Journal of Nondestructive Testing. 2021.
9. Ivanova Y. Application of Ultrasonic Methods for Evaluation the Anisotropy of Materials // The Eurasia Proceedings of Science Technology Engineering and Mathematics. 2023. V. 22. P. 258—267. DOI:10.55549/epstem.1350957

10. Malmström M., Jansson A., Hutchinson B. Application of Laser-Ultrasonics for Evaluating Textures and Anisotropy // *Applied Sciences*. 2022. V. 12. No. 20. P. 10547. DOI:10.3390/app122010547
11. Luo Zhongbing, Jin Shijie, Zou Longjiang, Zhu Xiaolei, Lin Li. Gain-scale ultrasonic properties measurement of cast austenitic stainless steel // *Measurement*. 2020. V. 151. P. 107231. DOI:10.1016/j.measurement.2019.107231
12. Alabi D.J., Skarlatos A., Riding K.A., Reboud C., Harley J.B. Magnetic anisotropy quantification in steel fiber reinforced materials // *NDT & E International*. 2024. V. 141. P. 102995. DOI: 10.1016/j.ndteint.2023.102995
13. Simonetti F., Alqaradawi M.Y. Guided ultrasonic wave tomography of a pipe bend exposed to environmental conditions: A long-term monitoring experiment // *NDT & E International*. 2019. V. 105. P. 1—10. DOI:10.1016/j.ndteint.2019.04.010
14. Willey C.L., Simonetti F., Nagy P.B., Instanes G. Guided wave tomography of pipes with high-order helical modes // *NDT E Int*. 2014. V. 65. P. 8—21. DOI: 10.1016/j.ndteint.2014.03.010
15. Trushkevych O., Dixon S., Tabatabaeipour M., Potter M.D.G., MacLeod C., Dobie G., Edwards R.S. Calibration-free SH guided wave analysis for screening of wall thickness in steel with varying properties // *NDT & E International*. 2023. V. 135. P. 102789. DOI: 10.1016/j.ndteint.2023.102789
16. Ratssepp M., Rao J., Fan Z. Quantitative imaging of Young's modulus in plates using guided wave tomography // *NDT & E International*. 2018. V. 94. P. 22—30. DOI: 10.1016/j.ndteint.2017.09.016
17. Williams C.L., Lear M.H., Shokouhi P. A review of the microstructural contributions to the acoustic nonlinearity parameter measured with longitudinal and Rayleigh wave second harmonic generation in metals // *NDT & E International*. 2024. V. 142. P. 103027. DOI: 10.1016/j.ndteint.2023.103027
18. Wang Yingzhu, Zhu Xupeng, Gong Yunxuan, Liu Nanxi, Li Zuohua, Long Zhili, Teng Jun. Combination of transverse and longitudinal ultrasonic waves for plane stress measurement of steel plates // *Applied Acoustics*. 2022. V. 188. P. 108500. DOI: 10.1016/j.apacoust.2021.108500
19. Czink S., Dietrich S., Schulze V. Ultrasonic evaluation of elastic properties in laser powder bed fusion manufactured AlSi10Mg components // *NDT E Int*. 2022. V. 132. P. 102729. DOI:10.1016/j.ndteint.2022.102729
20. Du H., Turner J.A., Hu P. Characterization of microstructural anisotropy in pearlitic steel with mode-converted ultrasonic scattering // *NDT & E International*. 2019. V. 102. P. 189—193. DOI: 10.1016/j.ndteint.2018.11.016
21. Hong Xiaobin, Yue Jikang, Zhang Bin, Liu Yuan. A time-of-flight based weighted imaging method for carbon fiber reinforced plastics crack detection using ultrasound guided waves // *NDT & E International*. 2023. V. 137. P. 102855. DOI:10.1016/j.ndteint.2023.102855
22. Анисимов В.А., Каторгин Б.И., Куценко А.Н., Малахов В.П., Рудаков А.С., Чванов В.К. Неразрушающий контроль / Справочник в 8 томах. Под общей редакцией В.В. Клюева. Т. 4. Кн. 1. 2-е издание, исправленное. М.: Научно-техническое издательство «Машиностроение», 2006. 98 с.
23. Naumenko V.V., Smetanin K.S., Muntin A.V., Baranova O.A., Kovtunov S.V. Features of the formation of structure and mechanical properties in rolled products of various thicknesses from low-carbon microalloyed steel produced by casting and rolling complex // *Izv. Ferr. Metall*. 2021. V. 64. No. 9. P. 669—678. DOI: 10.17073/0368-0797-2021-9-669-678
24. Mishakin V.V., Klyushnikov V.A., Gonchar A.V. Relation between the deformation energy and the Poisson ratio during cyclic loading of austenitic steel // *Technical Physics*. 2015. V. 60. No. 5. P. 665—668. DOI: 10.1134/S1063784215050163
25. Grishchenko A.I., Modestov V.S., Polyanskiy V.A., Tretyakov D.A., Shtukin L.V. Experimental investigation of the acoustic anisotropy field in the sample with a stress concentrator // *St. Petersburg Polytechnical University Journal: Physics and Mathematics*. 2017. No. 3. P. 77—82. DOI: 10.1016/j.spjpm.2017.02.005
26. Коликов А.П., Ту С.О., Сидорова Т.Ю. Экспериментальные и математические методы расчета остаточных напряжений при производстве сварных труб // *Черные металлы*. 2021. № 7. С. 41—49. DOI: 10.17580/chm.2021.07.03
27. Погуляев С.И., Максютин И.В., Попков А.С. Влияние неравномерности распределения остаточных и эксплуатационных напряжений в трубах на возникновение в них дефектов коррозионного растрескивания под напряжением // Научно-технический сборник: Вести газовой науки. 2022. № 1(50). С. 120—132.
28. Горкунов Э.С., Задворкин С.М., Худорожкова Ю.В., Корзунин Г.С. Влияние типа кристаллографической текстуры на анизотропию параметров магнитных полей рассеяния стального листового проката // *Физическая мезомеханика*. 2019. Т. 22. № 3. С. 54—64. DOI: 10.24411/1683-805X-2019-13006
29. Dixon S., Fletcher M.P., Rowlands G. The accuracy of acoustic birefringence shear wave measurements in sheet metal // *J. Appl. Phys*. 2008. V. 104. No. 11. DOI: 10.1063/1.3033395
30. Belyaev Alexander K., Polyanskiy Vladimir A., Semenov Artem S., Tretyakov Dmitry A., Yakovlev Yuriy A. Investigation of the correlation between acoustic anisotropy, damage and measures of the stress-strain state // *Procedia Structural Integrity*. 2017. V. 6. P. 201—207.
31. Tretyakov D., Belyaev A., Shaposhnikov N. Acoustic anisotropy and localization of plastic deformation in aluminum alloys // *Mater. Today Proc*. 2020. V. 30. P. 413—416. DOI: 10.1016/j.matpr.2019.12.387

32. *Roohnia M., Tajdini A., Manouchehri N.* Assessing wood in sounding boards considering the ratio of acoustical anisotropy // *NDT & E International*. 2011. V. 44. No. 1. P. 13—20. DOI: 10.1016/j.ndteint.2010.09.001
33. *Busko V.N., Osipov A.A.* Application of Magnetic Noise Method to Control the Mechanical Anisotropy of Ferromagnetic Materials // *Devices Methods Meas.* 2019. V. 10. No. 3. P. 281—292. DOI: 10.21122/2220-9506-2019-10-3-281-292
34. *Murav'eva O.V., Murav'ev V.V.* Methodological peculiarities of using SH- and Lamb waves when assessing the anisotropy of properties of flats // *Russian Journal of Nondestructive Testing*. 2016. V. 52. No. 7. P. 363—369. DOI: 10.1134/S1061830916070056
35. *Murav'ev V.V., Murav'eva O.V., Volkova L.V.* Influence of the mechanical anisotropy of thin steel sheets on the parameters of Lamb waves // *Steel in Translation*. 2016. V. 46. No. 10. P. 752—756. DOI: 10.3103/S0967091216100077
36. *Zou Zhouyiao, Hao Yanpeng, Tian Fangyuan, Zheng Yao, He Weiming, Yang Lin, Li Licheng.* An Ultrasonic Longitudinal Through-Transmission Method to Measure the Compressive Internal Stress in Epoxy Composite Specimens of Gas-Insulated Metal-Enclosed Switchgear // *Energies*. 2020. V. 13. No. 5. P. 1248. DOI: 10.3390/en13051248
37. *Grechnikov F.V., Erisov Ya.A., Zaitsev V.M.* On the calculation of mean anisotropy coefficient of sheet materials // *News of the Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*. 2014. V. 16. No. 4. P. 154—157. DOI: 10.3103/S0967091216100077

REFERENCES

1. *Ginzel E.* CIVA as an Aid to Understanding Ultrasonic Anisotropy in Steel // *e-Journal of Nondestructive Testing*. 2024. No. 3 (29). DOI:10.58286/29306
2. *Zuo P., Fan Z.* Modal properties of elastic surface waves in the presence of material anisotropy and prestress // *J. Sound Vib.* 2020. V. 485. P. 115588. DOI:10.1016/j.jsv.2020.115588
3. *Johnson Ward L., Heyliger Paul R., Benzing, Jake T., Kafka Orion L., Moser Newell H., Harris Derek, Iten Jeremy, Hrabé Nik W.* Evidence for contributions of lack-of-fusion defects and dislocations to acoustic nonlinearity and loss in additively manufactured aluminum // *NDT E Int.* 2024. V. 143. P. 103068. DOI:10.1016/j.ndteint.2024.103068
4. *Miao H., Li F.* Shear horizontal wave transducers for structural health monitoring and nondestructive testing: A review // *Ultrasonics*. 2021. V. 114. P. 106355. DOI:10.1016/j.ultras.2021.106355
5. *Parra-Raad J., Khalili P., Cegla F.* Shear waves with orthogonal polarisations for thickness measurement and crack detection using EMATs // *NDT E Int.* 2020. V. 111. P. 102212. DOI:10.1016/j.ndteint.2019.102212
6. *Parra-Raad J., Lan B., Cegla F.* Orthogonally polarised shear waves for evaluating anisotropy and cracks in metals // *NDT E Int.* 2021. V. 121. P. 102440. DOI:10.1016/j.ndteint.2021.102440
7. *Stepinski T., Mańka M., Martowicz A.* Interdigital lamb wave transducers for applications in structural health monitoring // *NDT E Int.* 2017. V. 86. P. 199—210. DOI:10.1016/j.ndteint.2016.10.007
8. *Holloway P., Ginzel E.* Calibration for Anisotropic Effects on Shear Wave Velocity for Improvements of Weld Inspections in TMCP Steels // *e-Journal of Nondestructive Testing*. 2021.
9. *Ivanova Y.* Application of Ultrasonic Methods for Evaluation the Anisotropy of Materials // *The Eurasia Proceedings of Science Technology Engineering and Mathematics*. 2023. V. 22. P. 258—267. DOI:10.55549/epstem.1350957
10. *Malmström M., Jansson A., Hutchinson B.* Application of Laser-Ultrasonics for Evaluating Textures and Anisotropy // *Applied Sciences*. 2022. V. 12. No. 20. P. 10547. DOI:10.3390/app122010547
11. *Luo Zhongbing, Jin Shijie, Zou Longjiang, Zhu Xiaolei, Lin Li.* Gain-scale ultrasonic properties measurement of cast austenitic stainless steel // *Measurement*. 2020. V. 151. P. 107231. DOI:10.1016/j.measurement.2019.107231
12. *Alabi D.J., Skarlatos A., Riding K.A., Reboud C., Harley J.B.* Magnetic anisotropy quantification in steel fiber reinforced materials // *NDT & E International*. 2024. V. 141. P. 102995. DOI: 10.1016/j.ndteint.2023.102995
13. *Simonetti F., Alqaradawi M.Y.* Guided ultrasonic wave tomography of a pipe bend exposed to environmental conditions: A long-term monitoring experiment // *NDT & E International*. 2019. V. 105. P. 1—10. DOI:10.1016/j.ndteint.2019.04.010
14. *Willey C.L., Simonetti F., Nagy P.B., Instanes G.* Guided wave tomography of pipes with high-order helical modes // *NDT E Int.* 2014. V. 65. P. 8—21. DOI: 10.1016/j.ndteint.2014.03.010
15. *Trushkevych O., Dixon S., Tabatabaeipour M., Potter M.D.G., MacLeod C., Dobie G., Edwards R.S.* Calibration-free SH guided wave analysis for screening of wall thickness in steel with varying properties // *NDT & E International*. 2023. V. 135. P. 102789. DOI: 10.1016/j.ndteint.2023.102789
16. *Ratassepp M., Rao J., Fan Z.* Quantitative imaging of Young's modulus in plates using guided wave tomography // *NDT & E International*. 2018. V. 94. P. 22—30. DOI: 10.1016/j.ndteint.2017.09.016
17. *Williams C.L., Lear M.H., Shokouhi P.* A review of the microstructural contributions to the acoustic nonlinearity parameter measured with longitudinal and Rayleigh wave second harmonic generation in metals // *NDT & E International*. 2024. V. 142. P. 103027. DOI: 10.1016/j.ndteint.2023.103027

18. Wang Yingzhu, Zhu Xupeng, Gong Yunxuan, Liu Nanxi, Li Zuohua, Long Zhili, Teng Jun. Combination of transverse and longitudinal ultrasonic waves for plane stress measurement of steel plates // *Applied Acoustics*. 2022. V. 188. P. 108500. DOI: 10.1016/j.apacoust.2021.108500
19. Czink S., Dietrich S., Schulze V. Ultrasonic evaluation of elastic properties in laser powder bed fusion manufactured AlSi10Mg components // *NDT E Int.* 2022. V. 132. P. 102729. DOI:10.1016/j.ndteint.2022.102729
20. Du H., Turner J.A., Hu P. Characterization of microstructural anisotropy in pearlitic steel with mode-converted ultrasonic scattering // *NDT & E International*. 2019. V. 102. P. 189—193. DOI: 10.1016/j.ndteint.2018.11.016
21. Hong Xiaobin, Yue Jikang, Zhang Bin, Liu Yuan. A time-of-flight based weighted imaging method for carbon fiber reinforced plastics crack detection using ultrasound guided waves // *NDT & E International*. 2023. V. 137. P. 102855. DOI:10.1016/j.ndteint.2023.102855
22. Anisimov V.A., Katorgin B.I., Kutsenko A.N., Malakhov V.P., Rudakov A.S., Chvanov V.K. Directory Non-Destructive Control / Book 1. Acoustic tensometry. Ed. by V.V. Klyuev. 2006. 98 p.
23. Naumenko V.V., Smetanin K.S., Muntin A.V., Baranova O.A., Kovtunov S.V. Features of the formation of structure and mechanical properties in rolled products of various thicknesses from low-carbon microalloyed steel produced by casting and rolling complex // *Izv. Ferr. Metall.* 2021. V. 64. No. 9. P. 669—678. DOI: 10.17073/0368-0797-2021-9-669-678
24. Mishakin V.V., Klyushnikov V.A., Gonchar A.V. Relation between the deformation energy and the Poisson ratio during cyclic loading of austenitic steel // *Technical Physics*. 2015. V. 60. No. 5. P. 665—668. DOI: 10.1134/S1063784215050163
25. Grishchenko A.I., Modestov V.S., Polyanskiy V.A., Tretyakov D.A., Shtukin L.V. Experimental investigation of the acoustic anisotropy field in the sample with a stress concentrator // *St. Petersburg Polytechnical University Journal: Physics and Mathematics*. 2017. No. 3. P. 77—82. DOI: 10.1016/j.spjpm.2017.02.005
26. Kolikov A.P., Ti S.O., Sidorova T.Y. Experimental and mathematical methods for calculation of residual stresses in production of welded pipes // *Chernye Metally*. 2021. No. 7. P. 41—49. DOI: 10.17580/chm.2021.07.03
27. Pogulyaev S.I., Maksyutin I.V., Popkov A.S. Influence of Uneven Distribution of Residual and Operational Stresses in Pipes on the Occurrence of Stress Corrosion Cracking Defects in Them // *Scientific and Technical Collection: News of Gas Science*. 2022. V. 1. No. 50. P. 120—132.
28. Gorkunov E.S., Zadvorkin S.M., Khudorozhkova Yu.V., Korzunin G. S. Effect of the Crystallographic Texture Type on the Anisotropy of the Magnetic Leakage Field Parameters of Steel Plates // *Physical Mesomechanics*. 2019. V. 22. No. 3. P. 54—64 DOI: 10.24411/1683-805X-2019-13006
29. Dixon S., Fletcher M.P., Rowlands G. The accuracy of acoustic birefringence shear wave measurements in sheet metal // *J. Appl. Phys.* 2008. V. 104. No. 11. DOI: 10.1063/1.3033395
30. Belyaev Alexander K., Polyanskiy Vladimir A., Semenov Artem S., Tretyakov Dmitry A., Yakovlev Yuriy A. Investigation of the correlation between acoustic anisotropy, damage and measures of the stress-strain state // *Procedia Structural Integrity*. 2017. V. 6. P. 201—207.
31. Tretyakov D., Belyaev A., Shaposhnikov N. Acoustic anisotropy and localization of plastic deformation in aluminum alloys // *Mater. Today Proc.* 2020. V. 30. P. 413—416. DOI: 10.1016/j.matpr.2019.12.387
32. Roohnia M., Tajdini A., Manouchehri N. Assessing wood in sounding boards considering the ratio of acoustical anisotropy // *NDT & E International*. 2011. V. 44. No. 1. P. 13—20. DOI: 10.1016/j.ndteint.2010.09.001
33. Busko V.N., Osipov A.A. Application of Magnetic Noise Method to Control the Mechanical Anisotropy of Ferromagnetic Materials // *Devices Methods Meas.* 2019. V. 10. No. 3. P. 281—292. DOI: 10.21122/2220-9506-2019-10-3-281-292
34. Murav'eva O.V., Murav'ev V.V. Methodological peculiarities of using SH- and Lamb waves when assessing the anisotropy of properties of flats // *Russian Journal of Nondestructive Testing*. 2016. V. 52. No. 7. P. 363—369. DOI: 10.1134/S1061830916070056
35. Murav'ev V.V., Murav'eva O.V., Volkova L.V. Influence of the mechanical anisotropy of thin steel sheets on the parameters of Lamb waves // *Steel in Translation*. 2016. V. 46. No. 10. P. 752—756. DOI: 10.3103/S0967091216100077
36. Zou Zhouyiao, Hao Yanpeng, Tian Fangyuan, Zheng Yao, He Weiming, Yang Lin, Li Licheng. An Ultrasonic Longitudinal Through-Transmission Method to Measure the Compressive Internal Stress in Epoxy Composite Specimens of Gas-Insulated Metal-Enclosed Switchgear // *Energies*. 2020. V. 13. No. 5. P. 1248. DOI: 10.3390/en13051248
37. Grechnikov F.V., Erisov Ya.A., Zaitsev V.M. On the calculation of mean anisotropy coefficient of sheet materials // *News of the Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*. 2014. V. 16. No. 4. P. 154—157. DOI: 10.3103/S0967091216100077

УЛЬТРАЗВУКОВОЙ МЕТОД ОДНОВРЕМЕННОГО КОНТРОЛЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ТОЛЩИНЫ ИЗДЕЛИЯ

© 2024 г. Чжао Вэньтун¹, Чжоу Бин^{1,2,*}, Бай Вэньруй¹, Ван Чжаныюн¹

¹Шанхайский технологический институт, Китай, 201418 Шанхай

²ООО «Сучжоу Айсирти Технологджи»

E-mail: *zb521a@sina.com

Поступила в редакцию 24.07.2024; после доработки 03.09.2024

Принята к публикации 16.09.2024

Из-за различий в модах при передаче и приеме ультразвука, а также в сигналах в случае использования метода критически преломленных продольных волн для измерения напряжений в материале и метода распространяющегося перпендикулярно поверхности эхосигнала для измерения толщины, необходимо использовать различные датчики и оборудование при одновременном измерении напряжений и толщины. Сочетая моделирование методом конечных элементов (МКЭ) в программном пакете Comsol с экспериментальными исследованиями, определялось влияние угла падения зонда, расстояния между зондами и температуры на ультразвуковые волны, а также проанализирована связь между расстоянием между зондами и коэффициентом напряжения измеряемого компонента (K). Предложен новый синхронный ультразвуковой метод определения остаточного напряжения и толщины. В этом методе используется наклонный раздельно-совмещенный преобразователь, а в качестве ультразвуковой волны — критически преломленная продольная волна (КПП-волна) для выявления напряжений и синхронно генерируемые поперечные волны для измерения толщины. Впервые выведена формула для ультразвукового измерения толщины на основе наклонного падения. С помощью самостоятельно разработанного оборудования были проведены эксперименты по ультразвуковому контролю на ступенчатом испытательном блоке и нагруженных консольных балках для проверки точности и достоверности предложенного синхронного метода определения напряжений и толщины. Данный метод имеет значительные перспективы применения в инспекции или онлайн-мониторинге сосудов высокого давления, связанных с усталостными и коррозионными характеристиками.

Ключевые слова: неразрушающий контроль, контроль напряжений, измерение толщины, конечно-элементное моделирование с помощью программы Comsol, КПП-волна, поперечная волна для измерения толщины, синхронное детектирование напряжений и толщины.

RESEARCH ON ULTRASONIC SYNCHRONOUS DETECTION METHOD FOR MATERIAL RESIDUAL STRESS AND THICKNESS

© 2024 Zhao Wentong¹, Zhou Bing^{1,2,*}, Bai Wenrui¹, Wang Zhanyong¹

¹Shanghai Institute of Technology, China 201418 Shanghai

²Suzhou Aisierti Technology Co., Ltd

E-mail: *zb521a@sina.com

Being limited to the different transmission and reception modes and detection signals of the critical refracted longitudinal wave method for stress measurement and the perpendicular incident echo method for thickness measurement, it is necessary to use different probes and equipments when simultaneously measuring stress and thickness. For this difficulty, the acquisition frequency and the number of bits are taken as the research object to realize the optimization of the echo signal. By combining FEM simulations with Comsol software with experimental research, the effects of probe incidence angle, probe spacing, and temperature on ultrasonic waves are investigated, and the relationship between probe spacing and the stress coefficient of measured component (K) is analyzed. A novel ultrasonic synchronous detection method for residual stress and thickness is proposed. This method is based on an integrated transmit-receive probe with oblique incidence, utilizing critical refracted longitudinal wave (LCR wave) for stress detection and synchronously generated transverse waves for thickness measurement. For the first time, a formula for ultrasonic thickness measurement based on inclined incidence is derived. Using self-developed equipment, ultrasonic testing experiments on step test block and cantilever beam loading device were conducted to verify the accuracy and precision of the proposed synchronous detection method for stress and thickness. This method has significant application prospects in the inspection or online monitoring of pressure vessels concerned with fatigue and corrosion performance.

Keywords: non-destructive testing, stress detection, thickness measurement, FEM simulations with Comsol software, LCR wave, transverse wave for thickness detection, synchronous detection of stress and thickness.

DOI: 10.31857/S0130308224110037

1. ВВЕДЕНИЕ

Сосуды под давлением, нефте- и газопроводы и другие виды конструкций, находящиеся в эксплуатации, могут подвергаться деформациям в результате длительной работы под воздействием различных геологических процессов или других аномальных нагрузок, что

приводит к изменению напряжений и коррозионной деградации, что несет в себе значительные риски при обеспечении безопасности [1]. Для предотвращения подобных инцидентов необходимо регулярно проводить контроль напряжений и толщинометрию эксплуатируемых сосудов высокого давления и нефте- и газопроводов, что является важнейшим методом оценки их безопасности. Ультразвуковой контроль напряжений, известный своей высокой точностью и высокой скоростью сканирования, является широко используемым методом контроля напряжений в эксплуатируемых узлах. Принцип существующих ультразвуковых методов контроля напряжений основан на том, что напряжение определяется по изменению времени распространения критически преломленной продольной волны в фиксированном интервале пространства распространения. Исследователи (как отечественные, так и зарубежные) провели обширные исследования. Zhao Wei [2] использовал ультразвуковые методы для контроля напряжений в стальных изделиях, продемонстрировав высокую эффективность ультразвуковых методов контроля. Chaki [3] предложил метод, сочетающий численный анализ и экспериментальное исследование критически преломленных продольных волн, удостоверившись в точности этого метода для измерения напряжений. Yu Wenguang и др. [4] провели количественный анализ основных влияющих факторов ультразвукового метода измерений напряжений в трубопроводах и разработали более точное ультразвуковое оборудование для измерения напряжений в трубопроводах.

Измерение толщины обычно выполняется с помощью ультразвукового толщиномера по способу перпендикулярного падения, при котором толщина измеряется на основе принципа, согласно которому половина произведения скорости прохождения волны ультразвука на время прохождения равна величине толщины [5]. Однако для некоторых резервуаров для хранения химических продуктов и нефте- и газопроводов для одновременного определения напряжений и измерения толщины требуется различное оборудование и датчики, что делает операцию сложной и трудоемкой. Однако из-за ограничений по частоте платы сбора данных, разрядности оборудования и возможности оптимизации фильтрации алгоритма невозможно решить проблемы смешивания и перекрытия волн, что затрудняет эффективное разделение и точное определение параметров волн. В связи с этим никто не занимался дальнейшей разработкой и анализом преломленных сдвиговых волн, несущих данные о толщине, и не использовал эти волны для измерения толщины.

Основываясь на теории измерения напряжений с помощью критически преломленных продольных волн и измерения толщины с помощью преломленных поперечных волн, в данной работе с помощью МКЭ в программе Comsol построена математическая модель и с помощью разработанного ультразвукового оборудования исследовано влияние частоты регистрации, расстояния между датчиками, угла падения и температуры на распространение волны. Проводится анализ параметров волны и их корректировка при определении гармонических составляющих, а также анализируется и обсуждается преобразование и распространение преломленной сдвиговой волны. Выведена формула измерения толщины на основе наклонного падения волны. Для оценки достоверности высокоточного синхронного метода контроля напряжений и толщины, предложенного в данной статье, были проведены эксперименты по ультразвуковому контролю ступенчатых блоков и нагружаемых консольных балок.

2. МЕТОДОЛОГИЯ

2.1. Разработка принципиальной схемы и построение модели ультразвуковой комбинированной системы контроля

Из-за изменения показателя преломления в различных средах продольная волна и поперечная волна будут преломляться при падении ультразвукового луча на поверхность исследуемого объекта. Основной принцип ультразвукового метода одновременного определения напряжения и толщины заключается в использовании критической преломленной продольной волны (КПП-волны), которая чувствительна к изменениям напряжения и распространяется вдоль поверхности на определенной глубине, а преломленные поперечные волны используются для измерения толщины. Для определения напряжений время распространения КПП-волны в исследуемой среде и ее количественная связь с напряжением на поверхности могут быть выражены в соответствии с уравнением [6]: $\sigma = K\Delta t = K(t - t_0)$, где K — коэффициент напряжения измеряемой компоненты, МПа/нс; t — время прохождения КПП-волны в среде без напряжений. Принцип измерения толщины основан на преломлении поперечной волны, падающей на изделие и затем отражающейся от нижней части изделия, как показано на рис. 1, в результате чего отраженная поперечная волна несет информацию о толщине. Путем анализа тригонометрических соотношений для пути ультразвукового сигнала

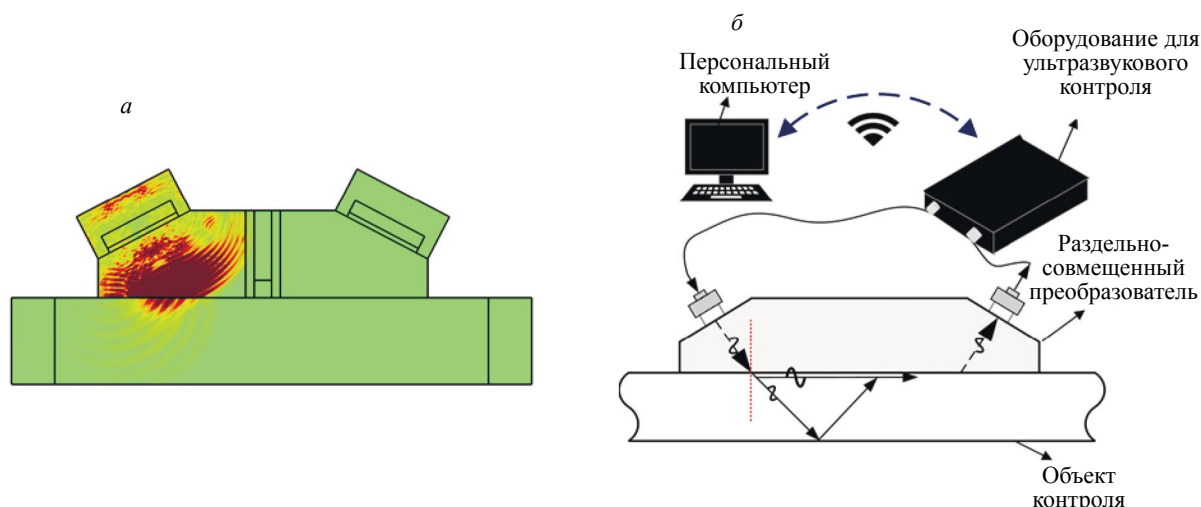


Рис. 1. Модель системы ультразвукового контроля: расчетная модель ультразвуковой системы (а); модель ультразвуковой системы (б).

(сокращенно — траектория звука) и анализа разницы во времени распространения ультразвука (сокращенно — акустической разницы во времени) можно вывести формулу для ультразвуковых измерений толщины при наклонном падении волны. Таким образом, вычисляя акустическую разницу во времени КПП-волн между средой с напряжениями и средой без напряжений, а также акустическую разницу во времени между КПП-волнами и преломленными сдвиговыми волнами при фиксированном напряжении, можно одновременно определить значения напряжений и толщины. В результате применения программного пакета Comsol Multiphysics для моделирования процесса распространения ультразвуковых волн в среде была разработана имитационная модель, представленная на рис. 1а. Пьезопластина в излучающей части преобразователя возбуждает ультразвуковые волны, распространяющиеся в среде, а в приемном преобразователе зонда используется измерительный зонд для приема эхосигналов и построения графика волн эхосигналов. Частота излучения пьезопластины установлена на 5 МГц.

Основываясь на принципах контроля напряжений и измерения толщины с помощью ультразвукового синхронного метода контроля, описанного в данной статье, а также на разработанной расчетной модели, была разработана модель синхронной системы контроля, как показано на рис. 1б. Установка для ультразвукового контроля формирует высокочастотные высоковольтные импульсные токи, которые по кабелям достигают излучающей области преобразователя и возбуждают колебания, создавая ультразвуковые волны. Ультразвуковые волны проникают внутрь заготовки, через определенное время регистрируются приемным преобразователем и по кабелю передаются на установку ультразвукового контроля. Одновременно установка для ультразвукового контроля соединяется с микрокомпьютером через сигналы Wi-Fi, и ряд параметров отображается в программном интерфейсе установки на компьютере.

2.2. Оборудование для измерений, материалы и методы

В соответствии со схемой модели ультразвуковой испытательной системы было самостоятельно разработано тестирующее оборудование, показанное на рис. 2а. Его аппаратная система включает в себя раздельно-совмещенный ультразвуковой преобразователь, отдельный ультразвуковой преобразователь, контур передачи ультразвука, контур приема ультразвука и т.д. Программное обеспечение включает в себя модули сбора сигнала, определения параметров сигнала, решения задачи по определению напряжений, калибровку и калибровочные модули. Благодаря интеграции программных и аппаратных систем получается портативное оборудование ультразвуковой системы контроля напряжений и измерения толщины, как показано на рис. 2, что соответствует требованиям национального стандарта GBT 32073-2015 «Non-destructive testing residual stress ultrasonic critical refraction longitudinal wave detection method» (неразрушающий контроль остаточных напряжений ультразвуковым методом контроля критически преломленными продольными волнами). В то же время это устройство может быть подключено к портативному компьютеру для выполнения ряда операций по визуальной обработке. Принцип работы этого устройства основан на вышеупомянутом методе по контролю оста-



Рис. 2. Экспериментальное оборудование.

точных напряжений и измерению толщины. Разрешение аппаратной акустической разницы во времени составляет 0,5 нс, а разрешение погрешности повторной регистрации напряжений неподвижного датчика может достигать ± 1 МПа, а разрешение подвижного датчика — ± 5 МПа. Образцы нагруженных консольных балок и стальных прутков и образцы для ультразвуковой толщинометрии, используемые в эксперименте, изготовлены из низкоуглеродистой стали Q235, а толщина рычага балки составляет 5 мм. Размеры образца стального прутка составляют 90×25 мм, а толщина — 5 мм. Толщины четырех ступеней ультразвукового блока для измерения толщины составляет 3, 5, 8, 10 мм, а размер каждой ступени — 60×60 мм.

Целью данной работы является изучение факторов, влияющих на ультразвуковые эхосигналы, проведение работ по обеспечению оптимальных условий для прохождения волн и выведение формулы одновременного измерения толщины на основе наклонного падения волны, а также экспериментальная оценка точности синхронного метода определения напряжения и толщины. Прежде всего был рассчитан первый критический угол около $27,8^\circ$ по скорости звука продольной волны (5790 м/с) и скорости звука поперечной волны (3100 м/с) в стали Q235 и по скорости звука продольной волны (2700 м/с) в органическом стекле, что послужило основой для выбора угла для последующих экспериментов. Для обеспечения достоверности экспериментальных данных в ультразвуковых датчиках равномерно используется кристаллический осциллятор частотой 5 МГц. Во-вторых, с помощью самостоятельно разработанного оборудования для ультразвукового контроля напряжений была проведена оптимизация системы путем изучения частоты сбора данных с платы и оптимизации алгоритма. Затем ультразвуковые датчики с различным расстоянием между ними (1,5; 2; 3; 4 и 5 см) были использованы для моделирования и эксперимента, волновые данные были записаны и проанализированы для оценки влияния расстояния между датчиками на значение K и пространственное разрешение датчика. Расстояние между датчиками обозначается как L , что означает расстояние между центральной точкой органического стекла на передающем ультразвуковом преобразователе и центральной точкой органического стекла на приемном преобразователе. Это также расстояние между центральной точкой падения ультразвуковой волны на поверхность заготовки и центральной точкой выхода ультразвуковой волны, отраженной от поверхности заготовки, как показано на рис. 1б. Первый критический угол $27,8^\circ$ известен, а углы падения ($24, 27, 29^\circ$) заданы для моделирования и эксперимента, чтобы наблюдать влияние угла на количество гармонических волновых сигналов. В то же время различные температуры (1, 11, 21, 31, 41, 51°C) были установлены для моделирования и эксперимента, чтобы проанализировать влияние температуры на результаты ультразвукового контроля. В ходе эксперимента для обеспечения полного контакта датчика с образцом каждый раз наносится одинаковое количество смазывающей жидкости, а перед началом контроля производится многократное перемещение датчика вперед и назад для создания постоянного контактного сопротивления. Наконец, на основе выведенной формулы ультразвукового измерения толщины при наклонном падении, в сочетании с оптимизированной системой обнаружения, были проведены эксперименты по ультразвуковому тестированию на блоке со ступеньками для измерения толщины и на нагруженной балке. Эксперименты проводились в строгом соответствии со стандартными технологическими процедурами, чтобы обеспечить получение высококачественных результатов ультразвукового контроля. Эти экспериментальные методы комплексно рассматривают ключевые технические моменты ультразвукового контроля и являются важным экспериментальным обоснованием и

теоретическим руководством для использования одновременного измерения напряжений и толщины с помощью ультразвукового контроля в машиностроении.

3. ЭКСПЕРИМЕНТ

3.1. Анализ ультразвуковых эхосигналов

Моделирование МКЭ в программе Comsol для изучения условий распространения ультразвука. Процесс распространения ультразвука в среде моделируется с помощью конечно-элементного программного обеспечения Comsol Multiphysics, модель состояния ультразвуковых волн внутри заготовки в определенный момент показана на рис. 3. Излучающий пьезоэлемент преобразователя возбуждает ультразвуковые волны, распространяющиеся в среде. После того как продольные волны наклонно проходят через клиновидную призму преобразователя, внутри заготовки генерируются различные формы ультразвуковых волн (преломленные продольные волны, преломленные поперечные волны). КПП-волна, используемая для контроля напряжений, представляет собой особую преломленную продольную волну. Глубина проникновения КПП-волны определяет объем области контроля напряжений. На рис. 3 видно, что КПП-волна распространяется вдоль поверхности на глубине около 1,3 мм, а преломленные поперечные и продольные волны распространяются в направлении нижней поверхности заготовки. При этом преломленные поперечные волны имеют более высокую интенсивность, преломленные продольные волны — более низкую, а КПП-волны — самую низкую. Исследования показали, что зависимость глубины распространения (D) КПП-волн от частоты (f) ультразвукового преобразователя и скорости (V) ультразвуковых волн имеет вид $D = Vf^{-0,96}$ [7]. Единица измерения D — мм, единица измерения V — км/с, а единица измерения f — МГц. Подставим в формулу значения скорости ультразвука и частоты ультразвукового преобразователя. Полученное значение глубины D составляет 1,23 мм, что в целом соответствует результатам моделирования. Это также указывает на то, что напряжения, определяемые при помощи ультразвука, являются усредненными напряжениями в пределах 1 мм от глубины поверхности. Исходя из пути распространения волны, можно понять, что при большой толщине заготовки сигнал, отраженный от нижней поверхности преломленной продольной волной, выходит за пределы диапазона приемного преобразователя, поэтому сигнал отраженной преломленной продольной волны не будет наблюдаться.

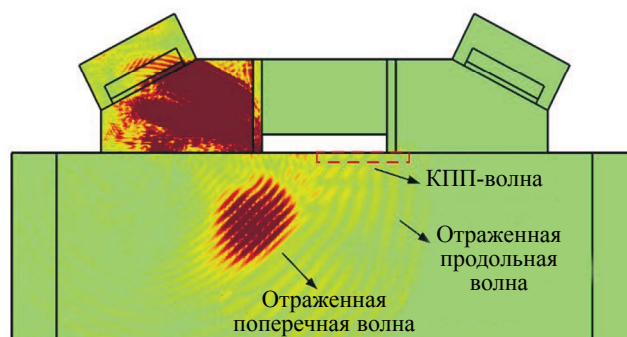


Рис. 3. Диаграмма смоделированного состояния ультразвуковой волны внутри заготовки в конкретный момент времени.

Настройка ультразвуковых эхосигналов. Точность ультразвукового контроля напряжений в изделиях тесно связана с точностью и стабильностью данных акустической разницы во времени КПП-волн. Минимальное разрешение и стабильность данных акустической разницы во времени в основном определяются частотой, битовой глубиной и возможностями оптимизации фильтрации для платы регистрации ультразвуковых сигналов. На рис. 4 показаны ультразвуковые эхосигналы, зарегистрированные различными ультразвуковыми устройствами контроля напряжений. На рис. 4а, б показаны ультразвуковые эхосигналы от He Jingbo [8] и Hou Huaishu [9] соответственно. Очевидно, что их ультразвуковое оборудование имеет низкую частоту регистрации и глубину битов, плохую стабильность волны и низкое минимальное разрешение акустической разницы во времени. Существует проблема, что эффект безэхового поглощения не очень благоприятен, что приводит к большому количеству циклов ультразвукового

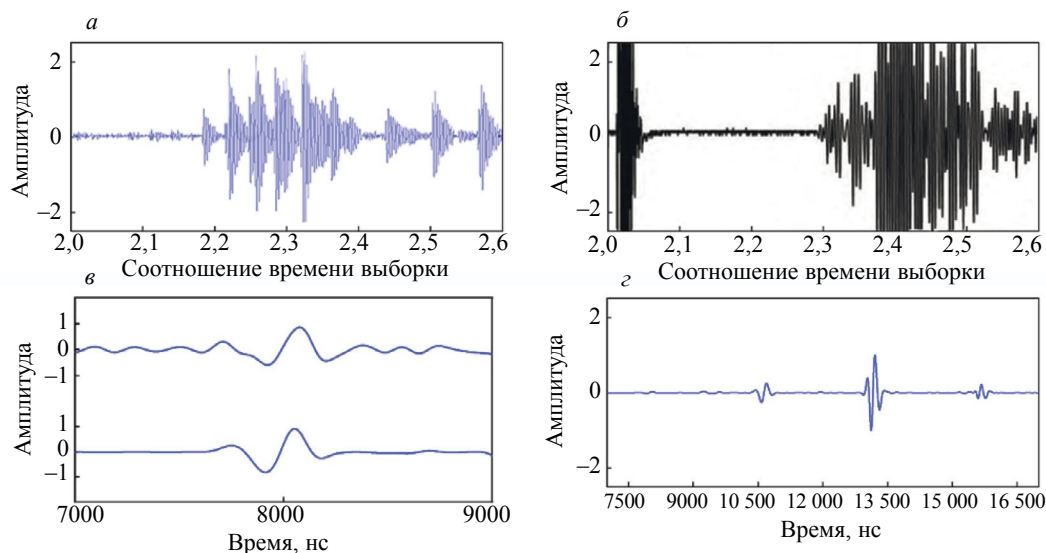


Рис. 4. Оптимизированные данные экспериментальных исследований ультразвукового экосигнала: волна при контроле блока CSK-1A ультразвуковым методом (а); волна при контроле блока SCK-1B ультразвуковым методом (б); КПП-волна на оборудовании самостоятельной разработки с разными высокоточными платами сбора данных (в); волна после оптимизации разрабатываемым оборудованием (г).

экосигнала. В данной работе проанализированы ультразвуковые экосигналы с различными частотами с помощью самостоятельно разработанного ультразвукового оборудования для контроля напряжений. Как показано на рис. 4в, в случае волн, полученных с помощью плат регистрации ультразвука с частотой 100 МГц и 2 ГГц, минимальное разрешение акустической разницы во времени уменьшается с 10 до 0,5 нс с увеличением частоты регистрации и может быть еще больше уменьшено до 0,2 нс путем оптимизации программного обеспечения. Количество эффективных точек сбора данных значительно увеличивается, что предотвращает подавление сигналов шумом. В то же время разрядность дискретизации АЦП-платы регистрации ультразвуковых сигналов высока, и без большого усиления может быть четко отображена гладкая волна, как показано на рис. 4г, что позволяет избежать искажения волны и усечения пиков. Кроме того, конструкция ультразвукового преобразователя с высоким демпфированием позволяет волне ультразвукового сигнала затухать в течение полутора циклов, избегая запаздывания, что очень значимо для точного позиционирования и анализа волны.

Влияние расстояния между преобразователями на экосигнал. Точность ультразвуковых измерений напряжений зависит от акустической разности времен КПП-волн, измеренных в состоянии с нулевым напряжением в качестве эталона, и коэффициента напряжения измеряемой компоненты K . Состояние с нулевым напряжением может быть достигнуто путем проведения процедуры отжига образца, что позволяет измерять разность времен КПП-волн в различных напряженных состояниях. Значение K может быть определено в ходе калибровочных экспериментов. Было замечено, что различные ученые оценивали коэффициент K со значительными вариациями в диапазоне от 1,0 [10] до 16,1 [11], что приводит к плохой согласованности данных. Guo Moqiao [11] измерил значение K для преобразователей с разным расстоянием между ними при исследовании влияния факторов контроля напряжений методом критической преломленной продольной волны, но не исследовал соответствующую взаимосвязь. Кроме того, при работе на низких частотах платы сбора данных увеличение расстояния между датчиками приводит к уменьшению амплитуды затухания ультразвука, снижению пространственного разрешения датчика [13], увеличению сопутствующих помех, а также влияет на точность и стабильность контроля.

В данной работе с помощью программы Comsol была смоделирована ультразвуковая волна при использовании преобразователей с различными расстояниями между ними (20, 25, 30, 35, 40, 45 мм), что послужило руководством для проектирования датчика, используемого в поисковом эксперименте. На рис. 5а показана волна, определенная путем моделирования на различных расстояниях между датчиками. С увеличением расстояния экосигнал ультразвуковых волн постепенно затухает. Экосигнал продольной волны после одного отражения постепенно уменьшается, когда интервал превышает 3 см, и искажение волны ослабевает. Поэтому для анализа экосигнала и калиброванного значения K с помощью механической обработки были

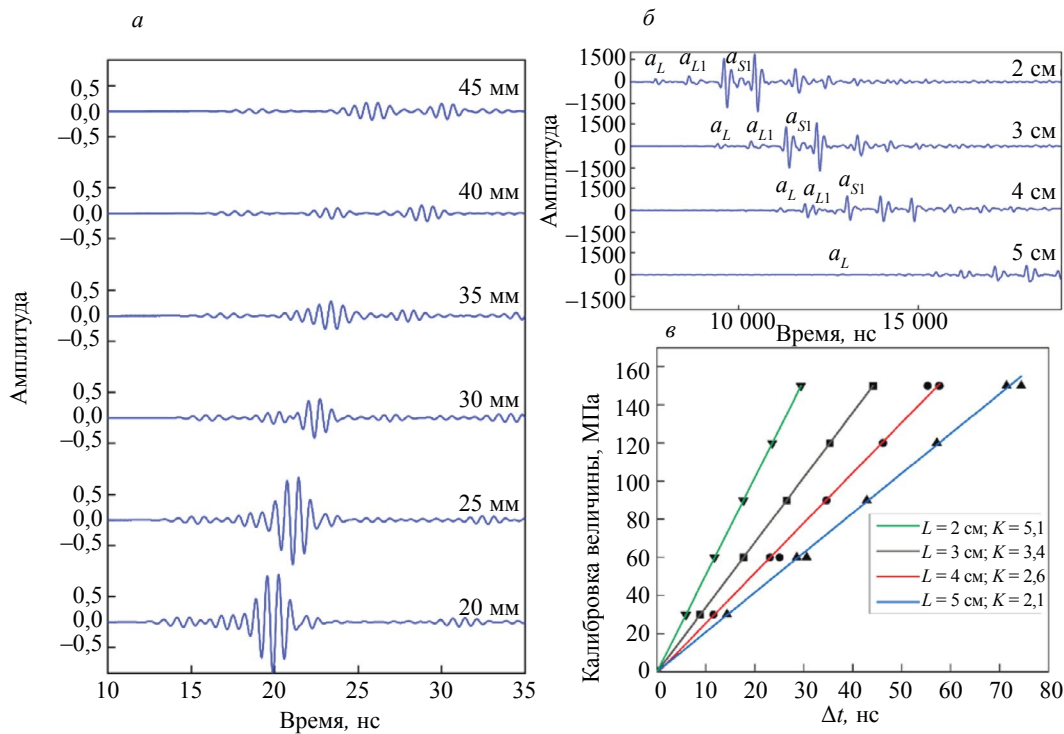


Рис. 5. Экспериментальные данные о влиянии расстояния между датчиками на экосигнал: моделирование волны с разным расстоянием между датчиками (а); волна, регистрируемая при различных расстояниях между зондами (б); калибровка величины K с помощью аппроксимированной кривой (в).

разработаны датчики с переменным расстоянием между ними (2, 3, 4, 5 см). На рис. 5б показана волна, полученная при различных расстояниях между зондами. Видно, что увеличение расстояния между зондами значительно уменьшает интенсивность ультразвукового экосигнала, что согласуется с данными, полученными при моделировании. Можно заметить, что при расстояниях между датчиками 2, 3 и 4 см все обнаруженные моды волн имеют вид КПП-волны a_L , преломленной продольной волны a_{L1} и преломленной поперечной волны a_{S1} . Однако, когда расстояние между датчиками достигает 5 см, волна испытывает значительное затухание, что затрудняет различение мод волн, следующих за КПП-волной. Благодаря высокоточному ультразвуковому оборудованию количество помех не увеличивается, а общее качество волны улучшается. На рис. 5в показана калибровочная кривая коэффициента K , построенная в ходе эксперимента по калибровке значения K с помощью датчиков с различным расстоянием между ними. Для одного и того же материала значение K постепенно уменьшается с увеличением расстояния между датчиками, и существует отрицательная корреляция.

Согласно теории акустической упругости, существует зависимость между значением K и упругой постоянной материала, скоростью распространения ультразвука и расстоянием между датчиками, как показано в уравнении (1) [14]; λ и μ — модули упругости Ламе; l , m , n — константы Мурнагана, они могут рассматриваться при фиксированных значениях констант для конкретного материала; L — расстояние между излучающим и приемным датчиком; V_0 — скорость продольной волны в условиях отсутствия напряжений; K в основном связан с V_0 и L , а напряжения оказывают незначительное влияние на величину скорости распространения ультразвука; V_0 можно рассматривать как константу, и уравнение (1) упрощается до $K = \omega_0 \frac{1}{L}$.

Коэффициент напряжения измеряемой компоненты K обратно пропорционален расстоянию между зондами L . Для одного и того же материала ω_0 — постоянный коэффициент, единица измерения — МПа·м/нс, который может быть принят равным 0,104 МПа·м/нс для образцов из стали Q235. Датчики с определенными значениями K могут быть разработаны в соответствии с расстоянием между датчиками L и ω_0 , и тогда значение K можно рассматривать и изучать в том же диапазоне. С одной стороны, он имеет решающее значение для проектирования ультразвуковых датчиков напряжений с различным расстоянием между датчиками, а с другой стороны, он имеет определенное значение для некоторых малопроизводительных ультразвуковых

приборов для получения лучших ультразвуковых эхосигналов путем изменения расстояния между датчиками для проектирования ультразвуковых датчиков:

$$K = \frac{-2V_0(3\lambda + 2\mu)}{\left(\frac{4\lambda + 10\mu + 4m}{\mu} + \frac{2l - 3\lambda - 10\mu - 4m}{\lambda + 2\mu}\right)L}. \quad (1)$$

Влияние угла наклона датчика на эхосигнал. Преломленная волна в ультразвуковом методе контроля напряжений несет в себе данные о толщине в виде эхосигнала, отраженного от дна заготовки, что может быть использовано для совместного измерения толщины. Однако из-за проблемы смещения и наложения волн никто из ученых не занимался дальнейшей разработкой и анализом волны следующих после критически преломленной продольной волны ультразвукового эхосигнала, а также не использовал соответствующие волны для измерения толщины. Во-первых, синхронный ультразвуковой метод контроля напряжений и толщины должен эффективно разделять и различать ультразвуковые эхосигналы. Согласно закону Снеллиуса, изменения ультразвукового эхосигнала в основном определяются углом падения падающей волны и направлением главного лепестка давления преломляющейся волны, как показано на рис. 6а.

На рис. 6б показана волна, полученная при моделировании датчика с различными углами падения (24, 27, 29°). С увеличением угла первая и вторая волны постепенно ослабевают, в то время как интенсивность третьей волны остается примерно неизменной, и в целом волна движется вперед. Первая волна a_L — это эхосигнал от КПП-волны, вторая волна a_{L1} — эхосигнал от продольной волны, падающей на дно, а третья волна a_{S1} — эхосигнал от поперечной волны, падающей на дно. В имитационной модели угол наклона пьезоэлектрической пластины определяет угол падения ультразвуковой волны. Между тем, с увеличением угла расстояние распространения волны внутри заготовки уменьшается, что приводит к общему смещению волны вперед, поэтому в результате моделирования ультразвуковой эхосигнал получается более четким.

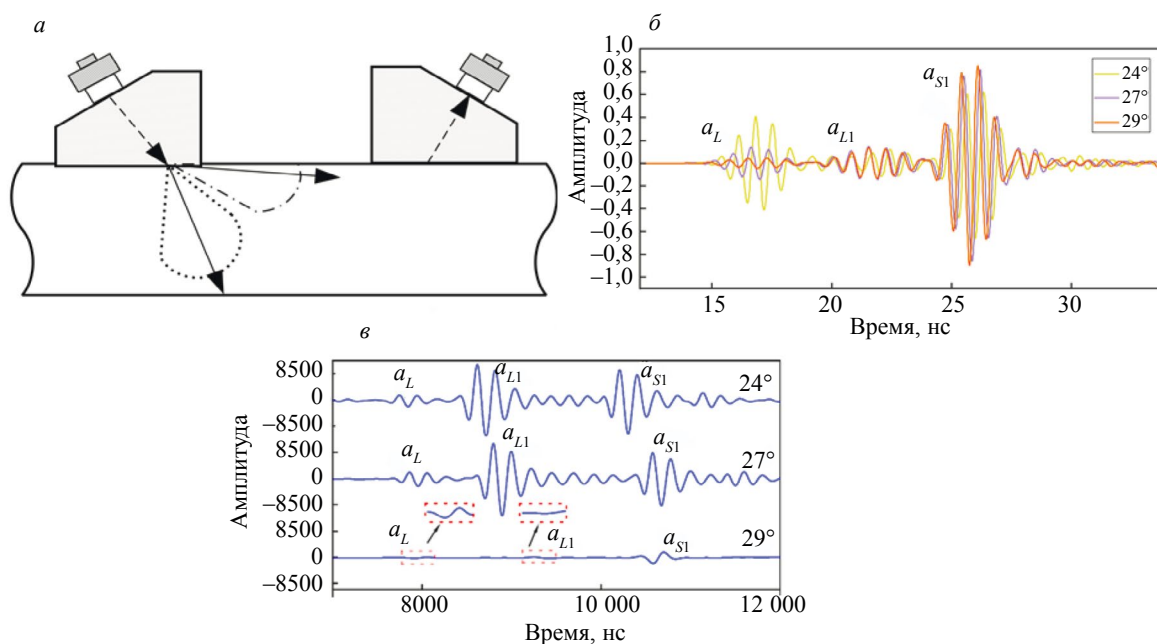


Рис. 6. Экспериментальные данные о влиянии угла падения датчика на эхосигнал: схематическая диаграмма огибающей распространения ультразвука (а); волна, полученная с помощью моделирования для различных углов падения зонда (б); волна, зарегистрированная датчиком под разными углами падения (в).

На рис. 6в показана волна, регистрируемая датчиком под разными углами падения (24, 27, 29°). Волны, зарегистрированные под тремя разными углами падения, все имеют признаки

присутствия волны a_L , что связано с перемещением угла расхождения пьезоэлектрической пластины при возбуждении ультразвуковой волны [15]. С точки зрения излучения акустической волны, когда угол падения меньше или равен первому критическому углу преломления, главный лепесток излучаемой энергии преломленной продольной волны попадает внутрь заготовки, что приводит к появлению сильных волн a_L и a_{L1} . Когда угол падения немного больше первого критического угла преломления, излучаемая энергия главного лепестка преломленной продольной волны уже прошла наружу, оставив только небольшую часть продольной волны, распространяющейся на определенной глубине вдоль верхней поверхности, при этом волна a_L все еще присутствует, а волна a_{L1} почти отсутствует. В этот момент происходит отражение внутрь образца только энергии главного лепестка преломленной сдвиговой волны, и в итоге a_{S1} оказывается зафиксированной. Таким образом, на основе анализа эхосигналов можно сделать вывод, что в случае преобразователя с углом падения 29° эффективно снижается интерференция отраженных преломленных продольных волн и преломленных сдвиговых волн, обеспечивая точное регистрирование преломленной сдвиговой волны. Когда угол падения составляет 27° , КПП-волна относительно интенсивная и может быть использована для контроля напряжений; однако при контроле тонких заготовок волна a_L имеет тенденцию перекрываться волной a_{L1} , что затрудняет установление точного положения. В случае более толстых заготовок волна a_{L1} претерпевает значительное затухание и волновые изменения, что приводит к плохой устойчивости результатов. При угле падения 29° энергия главного лепестка преломленной продольной волны преломляется наружу, что приводит к затуханию волн a_L и a_{L1} , в то время, как волна a_{S1} остается стабильной. Поэтому отраженная часть преломленной сдвиговой волны используется в качестве сигнала для определения толщины изделия.

Влияние температуры на контроль дефектов. Погрешность измерений в ультразвуковом методе контроля напряжений зависит от температурного воздействия. Точность метода контроля напряжений зависит от скорости распространения продольных волн, траектории прохождения звука и внутренней структуры заготовки, на которые также влияют изменения температуры. Jia и др. [16] установили, что напряжения и температура влияют на продольные ультразвуковые волны, и заметили, что скорость волны линейно изменяется в зависимости от напряжений и температуры. Pan Qinxue и др. [17] проанализировали влияние температуры на коэффициент распознавания и изменение времени распространения ультразвука, обнаружив, что изменения температуры значительно влияют на акустическую разницу во времени. Niu Xiaoshuan и др. [18] предположили, что температура влияет на выявление напряжений в бесшовных стальных рельсах, и был сформулирован вывод о нелинейном влиянии температуры на распространение ультразвуковых продольных волн в металлах. Zhang Yucong [19] на основании исследований осевых напряжений в стальных деталях подтвердил, что температурный эффект в первую очередь влияет на скорость ультразвука, что приводит к ошибкам в определениях напряжений. Поэтому влияние температурных эффектов необходимо учитывать при ультразвуковом контроле напряжений. Однако в существующей литературе нет комплексных исследований, объединяющих теоретические расчеты, моделирование и экспериментальный анализ для изучения влияния температурных эффектов на погрешности ультразвукового контроля напряжений. В данной работе проводится сравнительный анализ взаимосвязи между температурными эффектами и ошибками контроля напряжений с трех точек зрения: теоретических расчетов, моделирования и экспериментального анализа, с целью уменьшения влияния температуры на процесс контроля напряжений и повышения точности.

На рис. 7а показана схема компенсации температуры в раздельно-совмещенном преобразователе. Тепловое расширение и сжатие, вызванные изменением температуры, влияют на звуковой тракт КПП-волны. Если задать разницу температур как ΔT , α_1 и α_2 — коэффициенты теплового расширения неподвижной пластины зонда и пьезоэлектрической пластины соответственно, то звуковой тракт КПП-волны L_1 будет равен:

$$L_1 = 2L_x(1 + \alpha_2\Delta T) + L_g(1 + \alpha_1\Delta T). \quad (2)$$

Согласно теории термоупругости, в определенном диапазоне температур скорость распространения продольной волны в среде имеет почти линейную зависимость от температуры. Пусть $V(T)$ — скорость продольной волны при температуре T и при отсутствии напряжений; V_0 — скорость продольной волны при начальной температуре без напряжений; β_ω — коэффициент скорости продольной волны с изменением температуры, а ΔT — изменение температуры, тогда можно получить уравнение зависимости скорости распространения ультразвука:

$$V(T) = V_0(1 - \beta_\omega\Delta T). \quad (3)$$

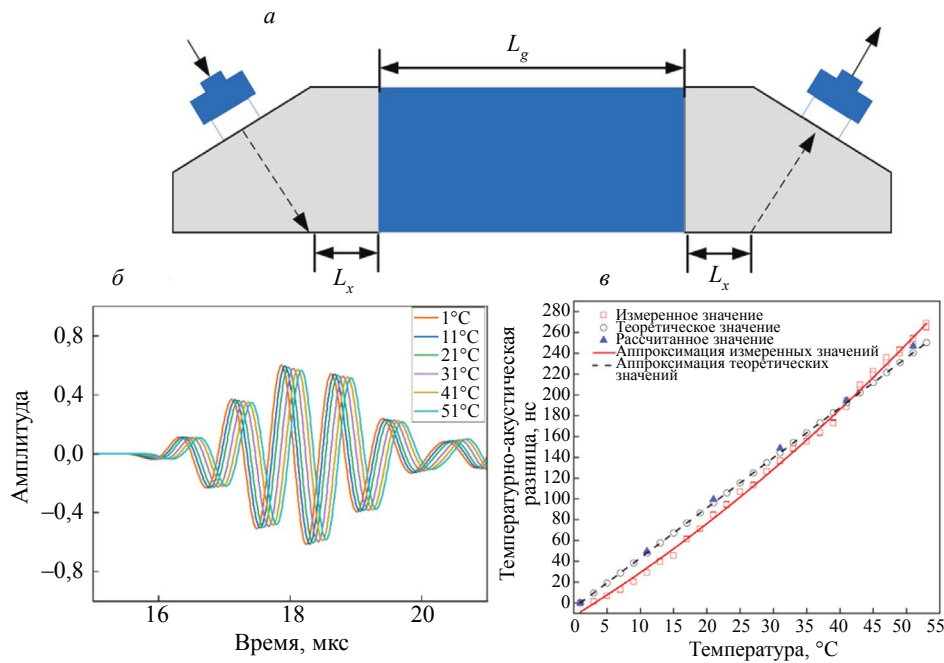


Рис. 7. Экспериментальные данные о влиянии температуры на контроль напряжений: модель температурной компенсации встроенного измерительного преобразователя (а); ультразвуковой контроль смоделированных эхосигналов с различными температурами (б); кривая температурно-акустической разницы во времени (в).

Без учета влияния температуры на внутреннюю кристаллическую решетку детали, изменение разности акустических времен, вызванное температурой, объединив уравнения (2) и (3), может быть выражено как

$$\Delta t = \frac{2L_x(1 + \alpha_2\Delta T) + L_g(1 + \alpha_1\Delta T)}{V_0(1 - \beta_\omega\Delta T)} - \frac{2L_x + L_g}{V_0}. \quad (4)$$

Поскольку в программном пакете Comsol для моделирования ультразвукового контроля напряжений используется идеальное условие контроля, связь между температурой и погрешностью контроля напряжений включает в себя влияние температуры на скорость распространения ультразвука, звуковой тракт и внутреннюю поверхность измеряемой заготовки. Различные температуры (1, 11, 21, 31, 41, 51°C) были заданы в программе для моделирования процесса ультразвукового контроля, и полученный эхосигнал КПП-волн показан на рис. 7б. С повышением температуры волна смещается вправо, а акустическая разница во времени постепенно увеличивается. В это время температура увеличивается, скорость распространения ультразвука уменьшается, звуковой тракт увеличивается. При комплексном воздействии этих факторов возникает разница во времени прохождения звука, что влияет на точность измерения напряжений.

Для подтверждения теоретических расчетов и результатов моделирования преобразователь был помещен внутрь камеры с термостатом, а провода выведены через щель в двери камеры. После установки датчика была выставлена температура, и эхосигналы регистрировались после выдерживания температуры в течение 5~10 мин с увеличением на каждые 2°C. В качестве калибровки использовалось время t_0 звуковой КПП-волны, измеренное при 1°C, а разница во времени получения звуковых сигналов записывалась последовательно, как показано на рис. 7в, и с помощью полинома второго порядка можно получить выражение для температуры и акустического времени:

$$t = 0,026T^2 + 3,92T - 12,55 + t_0. \quad (5)$$

Устанавливаем температуру калибровки как T_1 , а температуру контроля — как T_2 , и подставляем в уравнение (5), чтобы получить следующее выражение:

$$\Delta t = \Delta T(0,026(T_1 + T_2) + 3,92). \quad (6)$$

Согласно теоретическим расчетам, зависимость между акустической разницей во времени и температурой представлена в уравнении (4). Исходя из технических характеристик датчика, используемого в эксперименте, и детали, зависимость может быть определена так, что: $L_g = 1,6$ см; $L_x = 1$ см; $V_0 = 5800$ м/с; $\alpha_1 = 1,8 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$; $\alpha_2 = 3,0 \times 10^{-4}/^\circ\text{C}$, а коэффициент скорости звука $\beta_\omega = 6 \times 10^{-4}/^\circ\text{C}$, и теоретическая кривая зависимости между изменением температуры и акустической разницей времени построена в виде пунктирной линии на рис. 7в. В то же время, в соответствии с результатами моделирования, полученная акустическая разница во времени изображена в виде треугольной точки на рис. 7в. Сравнивая результаты моделирования, теоретические значения и данные экспериментов, можно сделать вывод, что результаты моделирования в основном совпадают с теоретическими значениями. Видно, что влияние температурного воздействия на изменение состояния решетки деталей на акустическую разницу во времени слабое и им можно пренебречь. Существуют различия между теоретическим и фактическим значением, но тенденция сохраняется. Причиной незначительной разницы может быть упрощение модели датчика, связующего агента датчика и точности температуры. Поэтому программное обеспечение системы может быть использовано для компенсации вариации акустического времени, вызванной температурным влиянием в соответствии с изменением полученных значений температуры, и повышения точности контроля напряжений.

3.2. Вывод формулы для ультразвукового измерения толщины

На основе результатов исследований, проведенных в разделе 3.1 по анализу ультразвуковых эхосигналов, отраженная волна преломленной поперечной волны рассматривается как волна, используемая для одновременного измерения толщины и напряжений. Согласно теории распространения ультразвука, при распространении преломленной поперечной волны к нижней поверхности заготовки возникает отраженная поперечная волна, которая направляется к верхней поверхности. На верхней поверхности она формирует поверхностную преломленную продольную волну и отраженную поперечную волну, которые распространяются к нижней поверхности, и далее все повторяются. Поэтому, установив угол падения на 29° , по закону Снеллиуса можно рассчитать угол преломления поперечной волны $\theta = 34^\circ$. Модель распространения ультразвука показана на рис. 8, она используется для вывода формулы измерения толщины ультразвукового покрытия. Между тем, согласно рис. 8, известно, что полученная формула измерения толщины ограничена соотношением между расстоянием между преобразователями L и $2b$: $L \geq 2b$. Поэтому измеряемая толщина имеет определенный диапазон. Согласно теоретическим выкладкам, используемый в данном эксперименте преобразователь с интервалом, равным 30 мм, может точно измерить максимальную толщину около 10 мм.

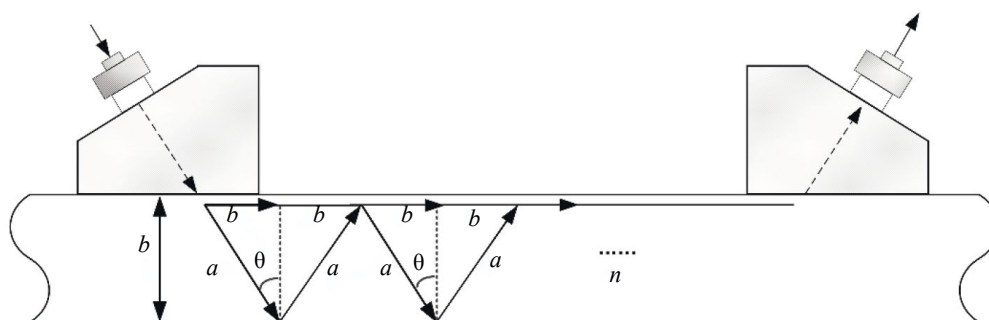


Рис. 8. Модель распространения ультразвука, соответствующая углу падения 29° .

Обозначим время прохождения КПП-волны от излучателя до приемника за t_0 , а длину звукового тракта за S_0 , тогда $\frac{S_0}{V_L} = t_0$. Отраженная поперечная волна распространяется до нижней поверхности, а затем отраженная поперечная волна распространяется к верхней поверхности изделия. Доля волны преобразуется в продольную волну, распространяясь вдоль поверхности. Звуковой тракт поперечной волны обозначим как $S_{1s} = 2a$, а звуковой тракт продольной волны — $S_{1l} = S_0 - 2b$, общее время как t_1 , которое рассчитывается как

$$\frac{2a}{V_s} + \frac{S_0 - 2b}{V_L} = t_1. \quad (7)$$

Вычитая $\frac{S_0}{V_L} = t_0$ из уравнения (7), получим:

$$\frac{2a}{V_s} - \frac{2b}{V_L} = t_1 - t_0. \quad (8)$$

Между тем, используя следующие тригонометрические соотношения: $a = \frac{h}{\cos\theta}$, $b = \frac{h\sin\theta}{\cos\theta}$, подстановка в уравнение (8) приводит к следующему виду уравнения:

$$h = \frac{V_L V_s \cos\theta}{2(V_L - V_s \sin\theta)} (t_1 - t_0). \quad (9)$$

Благодаря закономерностям преломления и отражения поперечной волны, можно получить уравнение по аналогии со свойствами распространения волн:

$$h = \frac{V_L V_s \cos\theta}{2n(V_L - V_s \sin\theta)} (t_n - t_0), \quad (10)$$

где n — число повторных отражений принимаемой поперечной волны.

3.3. Верификация в условиях натурного эксперимента

Экспериментальная верификация по совместному измерению толщины и напряжений на ступенчатых образцах ультразвуковым методом. На основе формулы для вычисления напряжений и формулы для совместного измерения толщины, полученных в данной работе, были проведены эксперименты по совместному ультразвуковому контролю ступенчатого блока, чтобы проверить точность и достоверность метода совместного определения напряжений и толщины. На рис. 9 показаны полученные ультразвуковые эхосигналы, соответствующие различным толщинам ступенчатого блока, с нормированной амплитудой колебаний. Ступенчатый блок был изготовлен с использованием одинакового способа, и существует небольшая разница в значениях напряжений, соответствующих ступеням с разной толщиной, что в основном соответствует положению волны a_L с разной толщиной на рис. 9, где положение отражения поперечной волны смещается назад по мере увеличения толщины ступенчатого блока. Это смещение назад связано с тем, что увеличение толщины приводит к удлинению тракта звука и большему затуханию энергии. Когда толщина увеличивается до определенной степени, положение волны может превысить положение приемного преобразователя датчика, в результате чего ультразвуковой сигнал не будет зарегистрирован. Поэтому подстановка данных разности акустических времен, соответствующих a_{S1} и a_L , в уравнение

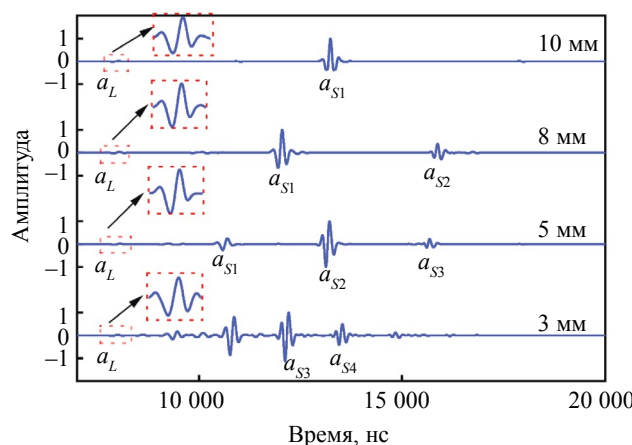


Рис. 9. Волна, зарегистрированная на ступенях с различной толщиной.

(9) позволяет точно измерить толщину. При наличии нескольких сигналов отражения преломленной поперечной волны на ультразвуковой частоте последняя волна отражения и данные акустической разности во времени, соответствующие КПП-волне, могут быть получены и подставлены в уравнение (10) для расчета средней толщины по нескольким отражениям.

Используя согласованный метод определения положения волны (например, пороговое максимальное значение), определенные волны в ультразвуковом эхосигнале были обнаружены и записаны. В условиях данного эксперимента КПП-волна для образца с нулевым напряжением соответствует $t_0 = 7820,6$ нс, а калибровка K составляет 3,4 МПа/нс. Получены значения времени t_0 волны a_L и времени t_1 волны a_{S1} на волновых изображениях, полученных с помощью ступенчатых блоков различной толщины. В табл. 1 представлены данные экспериментальных измерений напряжений и толщины ультразвуковым методом для ступенчатых блоков различной толщины. Напряжение σ и толщина h были рассчитаны с помощью формулы расчета напряжения $\Delta\sigma = K\Delta t_0$ и совместного измерения толщины по уравнению (9). Полученные данные по напряжениям показали незначительный разброс, соответствующий ступенчатым блокам, изготовленным по одному и тому же технологическому процессу, с точностью до 1 МПа. Данные по толщине совпали с данными, измеренными микрометром, причем точность погрешности повторных измерений неподвижным зондом составляет около 0,1 мкм или даже ниже. Для мобильного датчика, в зависимости от квалификации оператора, погрешность измерения толщины составляла от 0,1 до 0,01 мм.

Таблица 1

Экспериментальные данные по ультразвуковому контролю ступенек с различной толщиной

Экспериментальные данные Толщина, мм	Δt_0 , нс	σ , МПа	$t_1 - t_0$, нс	h , мм
2,630	10,7	36,4	1432,3	2,62704
4,995	10,5	35,7	2723,6	4,99548
7,826	10,4	35,4	4266,9	7,82610
9,904	10,8	36,7	5399,6	9,90363

Экспериментальная верификация по совместному измерению толщины и напряжений на нагруженных консольных балках ультразвуковым методом. Для проверки точности определения напряжений с помощью разработанного оборудования был проведен эксперимент по ультразвуковому контролю напряжений с использованием грузов для нагружения консольной балки вместо растягивающей машины, а нулевое напряженное состояние было откалибровано при отсутствии грузов. Каждый дополнительный груз увеличивал растягивающее напряжение на верхней поверхности консольной балки примерно на 11 МПа, при этом максимальное количество грузов составляло четыре. Графики ультразвуковых эхосигналов, полученных при различных условиях нагружения, показаны на рис. 10. Видно, что тенденция изменения волны при различных условиях нагружения для одного и того же материала остается в основном

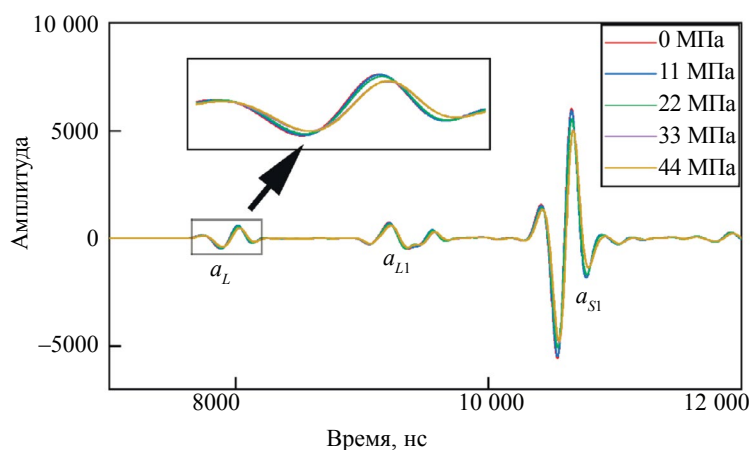


Рис. 10. Измеренная волна с постоянной прочностью балки при различных приложенных напряжениях.

Таблица 2

Данные по ультразвуковому контролю нагруженных балок

Экспериментальные данные Напряжение, МПа	Δt_0 , нс	σ , МПа	$t_1 - t_0$, нс	h , мм
0	0	0	2722,9	4,99418
11	3,3	11,2	2723,6	4,99547
22	6,4	21,8	2725,3	4,99859
33	9,8	33,3	2728,1	5,00372
44	13,0	44,2	2726,6	5,00097

неизменной. В целом, расположение КПП-волны смещается, причем смещение увеличивается по мере увеличения напряжений при нагружении. Это смещение положения по сравнению с состоянием нулевого напряжения указывает на увеличение акустической разности во времени КПП-волны в соответствии с формулой ультразвукового определения напряжения.

Используя согласованный метод регистрации сигналов, было проанализировано время t_0 КПП-волны, соответствующее различным напряженным состояниям в ультразвуковых эхоизображениях консольной балки, представленной на рис. 10. В данном эксперименте ненагруженное состояние рассматривалось как состояние с нулевым напряжением, с соответствующим временем КПП-волны $t_0 = 7809,3$ нс. Калибровочная константа K была определена равной 3,4 МПа/нс. Согласно формуле ультразвукового контроля напряжений, измеренные значения напряжений для равномерно напряженной балки, как показано в табл. 2, соответствуют ожидаемым значениям напряжений с точностью до 1 МПа. Повторные измерения с помощью неподвижного преобразователя дают погрешность измерения около 0,1 МПа или даже ниже, измерения с помощью подвижного преобразователя могут отличаться на ± 1 –5 МПа в зависимости от квалификации пользователя. Кроме того, на основе принципа совместного измерения толщины, описанного в данном исследовании, были проанализированы данные по толщине на рис. 10. Положение волны a_{S1} постепенно смещается назад по мере изменения положения волны a_L . Зафиксировав время t_1 волны a_{S1} , было обнаружено, что акустическая разница во времени между волнами a_L и a_{S1} остается постоянной. Данные по толщине, полученные с помощью уравнения (8), соответствуют измеренной толщине равномерно напряженной балки, причем измеренные данные по толщине могут быть выполнены с точностью до 0,01 мм.

4. ОБСУЖДЕНИЕ

Точность и стабильность данных об акустической разности во времени для продольных волн с критическим преломлением влияют на точность ультразвукового контроля напряжений в материалах. Минимальное разрешение временной разницы и стабильность данных в первую очередь определяются частотой, битовой глубиной и оптимизацией фильтрации платы сбора данных УЗК. Существующее оборудование для контроля напряжений часто имеет такие проблемы, как низкая стабильность и искажение волн из-за низкой частоты сбора и глубины битов. В данной работе оптимизировано оборудование для сбора данных ультразвуковых измерений путем оптимизации частоты сбора данных и алгоритма. Было подтверждено, что точность повторных измерений с помощью стационарного датчика в эксперименте по ультразвуковому измерению напряжения и толщины консольной балки составляет около 0,1 МПа или даже ниже. Измерения с помощью передвижного измерительного преобразователя давали погрешность ± 1 –5 МПа, а точность измерений можно было дополнительно повысить с помощью автоматизированного метода механического закрепления.

Для одного и того же материала значение K , рассчитанное на основе расстояния между зондами, уменьшается по мере увеличения расстояния между зондами, что указывает на отрицательную корреляцию. Для одного и того же изменения напряжения меньшее значение K соответствует большей акустической разнице во времени, что требует меньшей точности при сборе акустической разницы во времени. Это распространенный метод, используемый для повышения точности в низкочастотном оборудовании для измерения напряжений. С увеличением расстояния между датчиками увеличивается затухание энергии, а за счет увеличения амплитуды увеличивается количество помех, что влияет на точность и стабильность результатов измерения. Однако в данной работе количество помех не увеличивается значительно с увеличением расстояния между точками, что связано с более высокой частотой сбора оборудования, большим

количеством эффективных точек сбора, и эффективная волна не заглушается помехами. В то же время управление углом падения зонда может эффективно ослабить смещение гармоник, следующих за КПП-волной, что позволяет использовать составляющие гармоники для одновременного измерения толщины. При изменении угла падения ультразвуковой волны излучаемая энергия главного лепестка преломленной продольной волны смещается, что помогает уменьшить перекрытие волн, вызванное преломлением продольной волны. Влияние температуры на ультразвуковой контроль напряжений в основном обусловлено тепловым расширением и сжатием, вызванным изменением температуры, и влиянием на скорость распространения ультразвука. Изучение формул по компенсации температурных воздействий может еще больше повысить точность метода. Кроме того, частота и размер пластин, используемых в датчике, оказывают определенное влияние на распространение ультразвуковых волн и влияют на точность контроля напряжений и точность определения толщины. Различные частоты и размеры пластин имеют разную энергию излучения, что приводит к существенному затуханию волны и слабой интенсивности пика. Поэтому разработка узкоимпульсных зондов с высоким демпфированием может эффективно уменьшить волновой хвост и дополнительно повысить точность измерения напряжений.

В данной работе выведена формула совместного измерения толщины и проверена ее точность с помощью экспериментов по совместному ультразвуковому измерению толщины с использованием ступенчатых блоков. По сравнению с существующим методом измерения толщины с помощью вертикального падающего эха, этот подход не требует замены оборудования или датчиков, позволяя получать данные о толщине одновременно с контролем напряжений. Хотя диапазон измерения толщины ограничен расстоянием между датчиками, он может удовлетворить потребности в совместном измерении толщины в рабочих процессах контроля напряжений. При этом точность измерения толщины повышается благодаря высоким требованиям к частоте и глубине битов оборудования, используемого для контроля напряжений. Точность повторных измерений толщины с помощью неподвижных датчиков составляет около 0,1 мкм, в то время как измерения с помощью подвижных датчиков могут приводить к ошибкам в пределах 0,1 мм ~ 0,01 мм в зависимости от квалификации персонала.

5. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Данная работа посвящена оптимизации обработки эхосигналов путем изучения частоты выборки и битовой глубины. С помощью моделирования и экспериментов было проанализировано влияние угла падения измерительного преобразователя, расстояния между преобразователями и температуры на значение K и на волны. Была выведена формула для совместного измерения толщины, основанная на наклонном падении, и ее точность была проверена в ходе экспериментов со ступенчатым испытательным блоком и нагружаемой консольной балкой. Полученные выводы сводятся к следующему:

(1) Минимальное разрешение и стабильность данных акустической разницы во времени в основном определяются частотой выборки, битовой глубиной и возможностями оптимизации фильтров платы сбора данных УЗК. Эффективное количество точек выборки увеличивается с увеличением частоты выборки, тем самым улучшая минимальное разрешение. Аналогично, минимальное разрешение акустической разницы во времени также улучшается с увеличением битовой глубины. Совместный эксперимент по ультразвуковому измерению напряжений и толщины с использованием равномерно нагруженной балки подтверждает, что погрешность повторных измерений с неподвижным датчиком составляет около 0,1 МПа или даже ниже, в то время как измерения с подвижным датчиком могут привести к погрешности $\pm 1 \sim 5$ МПа.

(2) Для одного и того же материала значение K постепенно уменьшается с увеличением расстояния между зондами, при этом наблюдается отрицательная корреляция. Постоянный коэффициент ω_0 , используемый для расчета значения K , может быть определен для того же материала. Для образца стали Q235, измеренного в данном исследовании, $\omega_0 = 0,104$ МПа·м/нс.

(3) Оптимальный угол наклона ультразвукового датчика для одновременного измерения напряжений и толщины составил 29° . В этом случае главный лепесток энергии преломленной продольной волны преломляется в заготовке, что приводит к затуханию волн a_L и a_{L1} . Однако эхосигнал волны a_{S1} остается стабильным и четким, а эхосигнал волны a_{S1} , несущий информацию о толщине, также относительно стабилен и неискажен, что позволяет использовать его в качестве волны для контроля толщины.

(4) Температура влияет на качество контроля напряжений, изменяя время распространения КПП-волны. При повышении температуры тепловое расширение стальных изделий приводит к увеличению длины пути распространения КПП-волны, в то время как скорость распростране-

ния ультразвука уменьшается. Совокупный эффект этих изменений приводит к увеличению времени распространения КПП-волны. Кривая зависимости между температурой и временем распространения была изучена и определена.

(5) Была выведена формула для одновременного измерения напряжения и толщины на основе наклонного падения. В то же время для проверки результатов был проведен ультразвуковой контроль совместного измерения толщины с помощью ступенчатого блока. Точность погрешности повторного измерения толщины неподвижным зондом составляет около 0,1 мкм или даже ниже, а погрешность измерения подвижным зондом составляет 0,1 мм ~ 0,01 мм.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Jinyao D., Kai S., Wenyu X., Guangming J., Chuang S. Application of Alternating Current Stress Measurement Method in the Stress Detection of Long-Distance Oil Pipelines // J. Energies. 2022. V. 15 (14). P. 4965—4965. <https://doi.org/10.3390/EN15144965>
2. Zhao Wei. Research on Stress Detection Methods of Steel Structures Using Critically Refracted Longitudinal Waves Ultrasonic Method // Sichuan Building Science Research. 2023. V. 49 (02). P. 58—66. <https://doi.org/10.19794/j.cnki.1008-1933.2023.0021>
3. Chaki S., Ke W., Demouveau H. Numerical and experimental analysis of the critically refracted longitudinal beam // Ultrasonics. 2013. V. 53 (1). P. 65—69. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2012.03.014>
4. Yu Wenguang, Li Yukun, Zhang Mengxian et al. Quantitative Analysis of Main Influencing Factors in Measuring Pipeline Stress Using Ultrasonic Method // Nondestructive Testing. 2019. V. 41 (8). P. 11—15. <https://doi.org/10.11973/wsje201908003>
5. Nicolás P. Y. M. M., Flávio B. et al. Self-compensation methodology for ultrasonic thickness gauges // Ultrasonics. 2023. P. 135107105—107105. <https://doi.org/10.1016/J.ULTRAS.2023.107105>
6. Rose L.J. Ultrasonic Guided Waves in Solid Media. Cambridge University Press, 2014. P. 06—15. <https://doi.org/10.1017/CBO9781107273610>
7. Song Wentao, Pan Qinxue, Xu Chunguang et al. Residual Stress Nondestructive Testing for Pipe Component Based on Ultrasonic Method / 2014 Far East Forum on Nondestructive Evaluation/Testing: New Technology&Application. 2014. P. 163—167. <https://doi.org/10.1109/FENDT.2014.6928254>
8. He Jingbo. Absolute Axial Stress Detection Method of Steel Components Based on Ultrasonic Method. Harbin Institute of Technology, 2020. <https://doi.org/10.27061/d.cnki.ghgdu.2020.005113>
9. Hou Huaishu, Fang Xinchong, Zhang Runze et al. Thin-walled metal round straight seam welded pipe residual stress ultrasonic testing // Manufacturing technology and machine tools. 2022. No. 02. P. 126—130. <https://link.cnki.net/doi/10.19287/j.cnki.1005-2402.2022.02.023>
10. Shuai Zhuming, Jia Guangming, Cheng Zhiqiang. Calibration and Analysis of Ultrasonic Stress Coefficient Based on Finite Element Simulation // APPLIED ACOUSTICS. 2024. V. 43 (02). P. 461—468. <https://doi.org/10.11684/j.issn.1000-310X.2024.02.026>
11. Yu Wenguang. Research on Key Technologies of Ultrasonic Non-Destructive Testing for Pipeline Stress. China University of Petroleum (East China), 2019. <https://doi.org/10.27644/d.cnki.gsydu.2019.000621>
12. Guo Mocheng. Research and Correction of Stress Detection Influencing Factors Based on Critical Refraction Longitudinal Wave Method. Sichuan Agricultural University, 2021. <https://doi.org/10.27345/d.cnki.gsnyu.2021.000437>
13. Yang Shunmin, Mingquan Wang, Lu Yang. Investigation of Uncertain Factors on Measuring Residual Stress with Critically Refracted Longitudinal Waves // Applied Sciences. 2019. V. 9. No. 3. P. 485. <https://doi.org/10.3390/app9030485>
14. Egle D.M., Bray D.E. Measurement of acoustoelastic and third-order elastic constants for rail steel // J. Acoust. Soc. Am. 1 September 1976. V. 60 (3). P. 741—744. <https://doi.org/10.1121/1.381146>
15. Yang Shunmin. Research on Key Influencing Factors of Residual Stress Detection by Critical Refraction Longitudinal Wave. North University of China, 2019. <https://doi.org/10.27470/d.cnki.ghbgc.2019.000005>
16. Jia D., Bourse G., Chaki S. et al. Investigation of Stress and Temperature Effect on the Longitudinal Ultrasonic Waves in Polymers // Research in Nondestructive Evaluation. 2014. V. 25 (1). P. 20—29. <https://doi.org/10.1080/09349847.2013.820371>
17. Pan Qinxue, Shao Sing, XIAO Dingguo et al. Research on Ultrasonic testing method of Bolt tightening Force Based on Form factor // Acta Armarii. 2019. V. 40 (04). P. 880—888. <https://doi.org/10.3969/j.issn.1000-1093.2019.04.024>
18. Niu Xiaochuan, Zhu Liqiang, Yu Zujun et al. Seamless rail the effect of temperature on the stress of nonlinear ultrasonic testing in the // Acta. 2019. V. 44 (02). P. 241—250. <https://doi.org/10.15949/j.carol carroll nki.0371-0025.2019.02.011>
19. Zhang Y.C. Study on the influence of temperature effect on ultrasonic Testing of axial stress of steel members. Harbin Institute of Technology, 2022. <https://doi.org/10.27061/d.cnki.ghgdu.2022.001344>

МНОГОЧАСТОТНЫЙ ВИХРЕТОКОВЫЙ КОНТРОЛЬ ЛИСТОВ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ

© 2024 г. А.В. Егоров^{1,*}, В.В. Поляков^{1,**}

¹Алтайский государственный университет, Россия 656049 Барнаул, пр-т Ленина, 61

E-mail: *egorov@phys.asu.ru; **pvv@asu.ru

Поступила в редакцию 08.07.2024; после доработки 12.09.2024

Принята к публикации 04.10.2024

Приведены результаты исследования влияния на результаты вихретокового контроля толщины листов конструкционной стали такого параметра, как давление прижима вихретокового преобразователя к поверхности объекта контроля. Для выделения контролируемого параметра использовались полученные с помощью многочастотных измерений экспериментальные значения вносимых сопротивлений вихретокового преобразователя. Выявлены зависимости этих сопротивлений для накладного вихретокового преобразователя от силы прижима и толщины стального листа. Предложен метод обработки результатов вихретоковых измерений, обеспечивающий подавление мешающих параметров и надежное выделение контролируемого параметра.

Ключевые слова: вихретоковый контроль, многочастотные вихретоковые измерения, вихретоковая толщинометрия, конструкционная сталь, метод главных компонент.

MULTI-FREQUENCY EDDY CURRENT CONTROL OF STRUCTURAL STEEL SHEETS

© 2024 A.V. Egorov^{1,*}, V.V. Polyakov^{1,**}

¹Altai state university, Russia, 656049, Barnaul, pr. Lenina, 61

E-mail: *egorov@phys.asu.ru; **pvv@asu.ru

The results of the study of the effect on the results of eddy current testing of the thickness of structural steel sheets of such a parameter as the force of pressing the eddy current sensor to the surface of the object of control are presented. To isolate the controlled parameter, experimental values of the introduced resistances of an eddy current converter obtained using multi-frequency measurements were used. The dependences of these resistances for the overhead eddy current transducer sensor on the clamping force and thickness of the steel sheet are revealed. A method for processing the results of eddy current measurements is proposed, which ensures the elimination of interfering parameters and reliable isolation of the controlled parameter.

Keywords: eddy current testing, multi-frequency eddy current measurements, eddy current thickness measurement, structural steel, principal component method.

DOI: 10.31857/S0130308224110048

ВВЕДЕНИЕ

Одним из наиболее распространенных и эффективных видов неразрушающего контроля изделий из электропроводных материалов является вихретоковый вид [1, 2]. Значительными возможностями обладает вихретоковый контроль таких важных для эксплуатации параметров, как толщина металлических листов [3, 4], в том числе с изоляционным покрытием (например, в случае трубопроводов), а также толщина защитных покрытий на металлических изделиях [5]. В то же время практическое применение вихретокового вида неразрушающего контроля связано с существенными ограничениями, снижающими точность, надежность и достоверность проводимого контроля и существенно сужающих сферу использования вихретоковых измерений. Это негативное обстоятельство обусловлено тем, что кроме естественных физических ограничений, обусловленных электрическими и магнитными свойствами конкретного материала, на результаты вихретокового контроля влияет большое число мешающих параметров различной природы. Поскольку полностью исключить такие факторы принципиально невозможно, для повышения эффективности вихретокового контроля на первый план выходит задача их подавления [6].

К числу воздействий, обусловленных ролью случайных факторов, нужно отнести сложность в условиях реального производства надежно контролировать размер зазора вихретокового преобразователя [7]. Величина этого зазора определяется кроме особенностей геометрии и состояния поверхности контролируемого изделия, формы и размера преобразователя также силой прижима преобразователя к объекту контроля. Последний параметр в условиях реально-

го производства имеет случайную природу и практически не позволяет надежно стабилизировать величину зазора. Влияние этого параметра сказывается для любых металлов и сплавов [8], однако наибольшие сложности возникают при вихретоковом контроле изделий, изготовленных из магнитных материалов, в том числе из конструкционных сталей различных марок. Это вызвано принципиальной ролью вклада магнитных свойств в измеряемые параметры вихретокового преобразователя. В случае изделий из конструкционной стали относительная магнитная проницаемость достаточно велика, вследствие этого малые вариации в величине зазора заметно сказываются на результатах вихретоковых измерений.

В настоящей работе исследуется влияние на результаты вихретокового контроля давления прижима накладного вихретокового преобразователя к поверхности изделий, изготовленных из листов конструкционной стали различной толщины. В качестве контролируемого параметра выступает толщина стальных листов.

МЕТОДИКА ВИХРЕТОВЫХ ИСПЫТАНИЙ

Наибольшая информативность методов вихретокового вида неразрушающего контроля достигается при использовании многочастотных измерений, в которых изменение параметров вихретокового преобразователя определяется в широком интервале частот тока возбуждения. На основе этих данных строятся экспериментальные диаграммы вносимых сопротивлений вихретокового преобразователя [8, 9], которые отражают совместное влияние всех параметров, влияющих на регистрируемые сигналы в заданном интервале частот тока возбуждения вихретокового преобразователя.

В настоящей работе использовались многочастотные измерения, проводившиеся в диапазоне частот от 100 Гц до 10 кГц, что обеспечивало надежное построение диаграмм вносимых сопротивлений вихретокового преобразователя. Испытания проводились для 50 фиксированных частот из данного интервала.

Выходным обрабатываемым параметром при вихретоковых испытаниях являлось комплексное сопротивление вихретокового преобразователя. Измерение комплексного сопротивления и обработка регистрировавшегося сигнала проводились с помощью автоматизированного комплекса, структурная схема которого приведена на рис. 1а. Сигнал сложной формы, полученный путем суммирования гармонических сигналов с заданным набором частот, с генератора 1 подавался на измерительную цепь, которая состояла из последовательно включенных параметрического вихретокового преобразователя 2 и резистора 3. С помощью синхронных аналого-цифровых преобразователей 4 и 5, тактируемых импульсами с генератора 6, получали цифровые последовательности сигналов на входе и выходе измерительной цепи соответственно, которые передавались на вычислительное устройство 7 для дальнейшей обработки.

В связи с тем, что контролируемые изделия могут обладать существенно разными геометрическими параметрами, наиболее распространены в условиях производства различные варианты накладных вихретоковых преобразователей. В настоящей работе использовался параметрический преобразователь, конструктивно представлявший из себя катушку индуктивности 1 (рис. 1б), располагавшуюся в полуброневом ферритовом сердечнике 2 марки 2000МН диаметром 20 мм. Катушка была помещена в защитный корпус 3, имеющий посадочное место под пружину 4, за счет деформации которой обеспечивался различный прижим к поверхности объекта контроля.

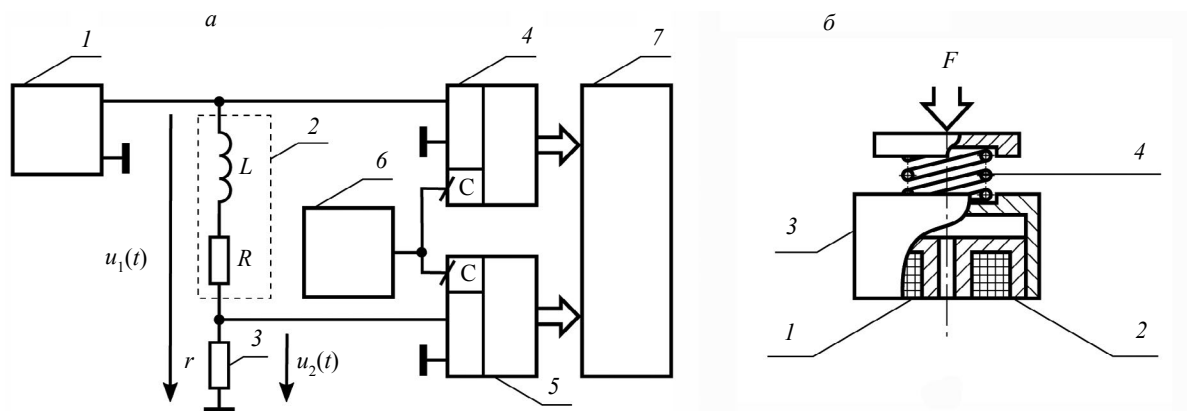


Рис. 1. Устройство для вихретоковых измерений: структурная схема (а); блок вихретокового преобразователя (б).

Непосредственно для проведения испытаний использовалась модификация многочастотного метода вихретокового контроля, предложенная авторами [10], обеспечивавшая измерение параметров вихретокового преобразователя во всем рабочем диапазоне частот ω посредством одного измерения. Для этого на вход измерительной цепи подавался сигнал специальной формы $u_1(t)$, полученный путем суперпозиции M гармонических сигналов с фиксированными циклическими частотами $\omega_1, \dots, \omega_p, \dots, \omega_M$. Выходной сигнал $u_2(t)$ имел линейчатый спектр, содержащий информацию о параметрах преобразователя на этих фиксированных частотах. Это позволяло с помощью дискретного преобразования Фурье извлечь из регистрировавшегося сигнала экспериментальные данные, необходимые для построения диаграммы вносимых сопротивлений вихретокового преобразователя.

При проведении расчетов комплексные амплитуды гармоник $\dot{U}_1(\omega_i)$ входного сигнала $u_1(t)$ представлялись в виде:

$$\dot{U}_1(\omega_i) = U_1(\omega_i) e^{j\varphi_1(\omega_i)}, \quad (1)$$

где $U_1(\omega_i)$ — амплитуда гармоники с частотой ω_i ; $\varphi_1(\omega_i)$ — ее начальная фаза. Сигнал $u_1(t)$, проходя через измерительную цепь, включавшую в себя вихретоковой преобразователь с индуктивностью L , сопротивлением потерь R и постоянный резистор с сопротивлением r , преобразовывался в выходной сигнал $u_2(t)$. Комплексные амплитуды гармоник $\dot{U}_2(\omega_i)$ выходного сигнала записывались как

$$\dot{U}_2(\omega_i) = U_2(\omega_i) e^{j\varphi_2(\omega_i)}, \quad (2)$$

где $U_2(\omega_i)$ — амплитуда гармоники с частотой ω_i ; $\varphi_2(\omega_i)$ — ее начальная фаза. Для расчета измеряемых параметров датчика использовалась связь между комплексными амплитудами гармоник входного $\dot{U}_1(\omega_i)$ и выходного $\dot{U}_2(\omega_i)$ сигналов, определявшаяся соотношением:

$$\dot{U}_2(\omega_i) = \frac{r}{r + R(\omega_i) + jX(\omega_i)} \dot{U}_1(\omega_i), \quad (3)$$

здесь $j = \sqrt{-1}$. Из этого соотношения следовали выражения для расчета реактивного $X(\omega_i) = (\omega_i)L(\omega_i)$ и активного $R(\omega_i)$ сопротивлений вихретокового преобразователя на частоте (ω_i) :

$$X(\omega_i) = r \frac{U_1(\omega_i)}{U_2(\omega_i)} \sin(\varphi_1(\omega_i) - \varphi_2(\omega_i)); \quad (4)$$

$$R(\omega_i) = r \left[\frac{U_1(\omega_i)}{U_2(\omega_i)} \cos(\varphi_1(\omega_i) - \varphi_2(\omega_i)) - 1 \right]. \quad (5)$$

Получаемые в результате измерений диаграммы вносимых сопротивлений вихретокового преобразователя представлялись в следующем виде: по оси абсцисс откладывалась величина $\Delta R/X_0$, где $\Delta R = R - R_0$ — вносимое активное сопротивление преобразователя при наличии объекта контроля (R и R_0 — активные сопротивления преобразователя с образцом и без образца соответственно); $X_0 = \omega L_0$ — реактивное сопротивления преобразователя без образца; по оси ординат откладывалась величина $\Delta X/X_0$, здесь $\Delta X = \omega(L - L_0)$ — вносимое реактивное сопротивление преобразователя; L_0 и L — соответственно индуктивность преобразователя без образца и с образцом; ω — циклическая частота соответствующей гармоники сигнала.

РЕЗУЛЬТАТЫ ВИХРЕТОКОВЫХ ИЗМЕРЕНИЙ

Вихретоковые измерения проводились для образцов, изготовленных из углеродистой конструкционной стали марки СтЗсп. Внутренняя структура стали представлена соединением «феррит—перлит», химический состав характеризовался содержанием порядка 0,2 % углерода и до 3 % легирующих добавок (кремния, марганца, никеля, хрома, меди). Образцы изготавливались из стального прутка методом электроэрозионной резки с последующей шлифовкой поверхности и имели вид плоскопараллельных пластин диаметром 50 мм. Толщина пластин h задавалась в интервале от 0,7 мм до 1,6 мм и контролировалась микрометром с приборной погрешностью 5 мкм.

Основными материальными факторами, влияющими на результаты вихретоковых измерений, являлись относительная магнитная проницаемость μ и удельная электропроводность σ . Значение удельной электропроводности определялось с помощью четырехточечного метода и составляло $\sigma = 6,4 \pm 0,6$ МСм/м. Значение магнитной проницаемости измерялось баллистическим методом при напряженности намагничивающего поля 10 А/м и составляло $\mu = 105 \pm 7,0$. Влияние материальных факторов объекта контроля на сигнал вихретокового преобразователя оценивалось путем проведения независимых измерений на цифровом LCR-метре AM3002 при фиксированной частоте тока возбуждения $f = 120$ Гц. Измеренные значения индуктивности L и добротности Q катушки преобразователя при установке на листе стали Ст3пс толщиной $h = 1,6$ мм изменялись от 4,25 мГн до 82,4 мГн и от 0,16 до 1,5 соответственно, что отвечало изменению индуктивного сопротивления $X = \omega L$ (здесь $\omega = 2\pi f$) и активного сопротивления $R = \omega L/Q$ от 3,2 Ом до 62,1 Ом и от 20 Ом до 41,4 Ом соответственно, при этом рассчитанные значения $\Delta X/X_0$ и $\Delta R/R_0$ составляли 18,4 и 6,7 соответственно.

Полученные на описанном устройстве (см. рис. 1а) экспериментальные данные представлены на рис. 2 в виде диаграмм вносимых сопротивлений, описывающих результаты измерений для стальных листов с разной толщиной при фиксированной силе $F = 3$ Н прижима преобразователя к поверхности образца. Вид диаграмм отражает смещение экспериментальных точек при увеличении частоты из верхней части кривой в нижнюю, что связано с ростом скорости изменения магнитного потока и плотности вихревых токов в электропроводном материале и, как следствие, к уменьшению индуктивности преобразователя и сдвигу точек по оси $\Delta X/X_0$ вниз. Из рис. 2 видно, что для образцов с разными толщинами $h_1 = 0,7$ мм, $h_2 = 0,8$ мм (рис. 2а) и $h_1 = 1,4$ мм, $h_2 = 1,6$ мм (рис. 2б) экспериментальные кривые имеют разную форму. Это обусловлено тем обстоятельством, что параметры вихретокового преобразователя зависят от соотношения толщины образца и глубины проникновения электромагнитного поля преобразователя. В том случае, когда эти величины сопоставимы, вихретоковые данные чувствительны к толщине электропроводного объекта и могут использоваться для ее контроля. При увеличении величины h свыше величины, существенно превышающей глубину проникновения электромагнитного поля, диаграммы вносимых сопротивлений, соответствующие разным толщинам, будут постепенно перекрываться, прежде всего на участке высоких частот. Дальнейший рост толщины образцов практически не изменяет вид диаграмм, что накладывает естественное ограничение на применимость вихретокового контроля в задачах толщинометрии.

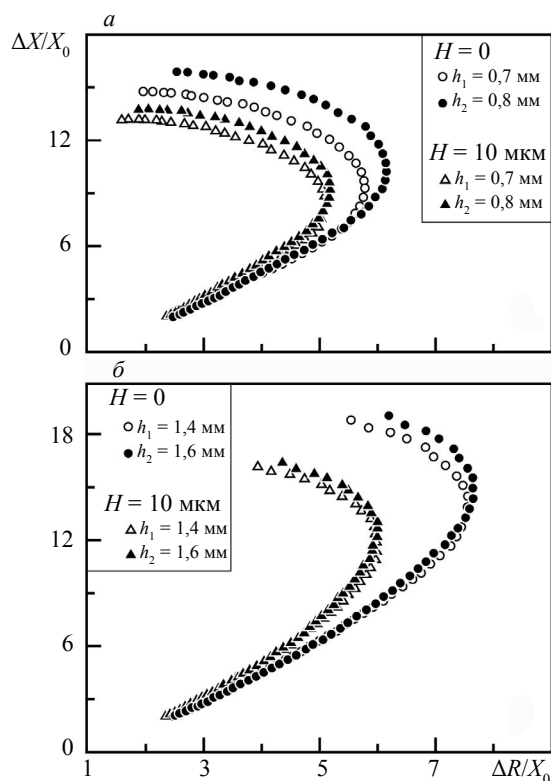


Рис. 2. Экспериментальные диаграммы вносимых сопротивлений вихретокового преобразователя для листов стали Ст3пс: толщина образцов 0,7 мм и 0,8 мм (а); толщина образцов 1,4 мм и 1,6 мм (б).

Рис. 2 также демонстрирует влияние зазора вихретокового преобразователя на вид диаграмм вносимых сопротивлений. Величина зазора задавалась тонкими диэлектрическими прокладками фиксированной толщины H . Видно, что увеличение зазора приводит к приближению линий к оси $\Delta X/X_0$ и сдвигу этих линий друг относительно друга вдоль оси абсцисс.

На рис. 3 представлено влияние давления прижима преобразователя на вид экспериментальных диаграмм вносимых сопротивлений преобразователя для образцов с близкими толщинами. Как видно из рис. 3, для диаграмм, описывавших измерения для образцов с одной и той же толщиной и разными значениями F , увеличение прижима приводит к отдалению от оси $\Delta X/X_0$. Это обусловлено влиянием, оказываемым уменьшением зазора, проиллюстрированным на рис. 2. Данный эффект наиболее заметен при низких частотах (верхняя часть диаграмм вносимых сопротивлений преобразователя). Из рис. 3 следует, что диаграмма вносимых сопротивлений, описывающая измерения для образцов с толщиной h_2 и определенной силой прижима, перекрывается с семейством диаграмм, соответствующих образцам с близкой толщиной h_1 при разных значениях силы прижима F . Это означает, что исключить такой случайный мешающий фактор, как сила прижима, и выделить непосредственно из экспериментальных данных контролируемый параметр (толщину стального листа) весьма затруднительно. В то же время, как показывает рис. 3, вид кривых, описывающих диаграммы вносимых сопротивлений при изменении частоты, для образцов с разной толщиной различается, другими словами, выявляется, что изменения толщины стальных образцов и давления прижима вихретокового преобразователя по-разному влияют на зависимость измерявшегося комплексного сопротивления преобразователя от частоты. В силу этого задачей является проведение такой обработки результатов измерений, которая обеспечивает выявление закономерностей влияния на многочастотные измерения именно контролируемого параметра.

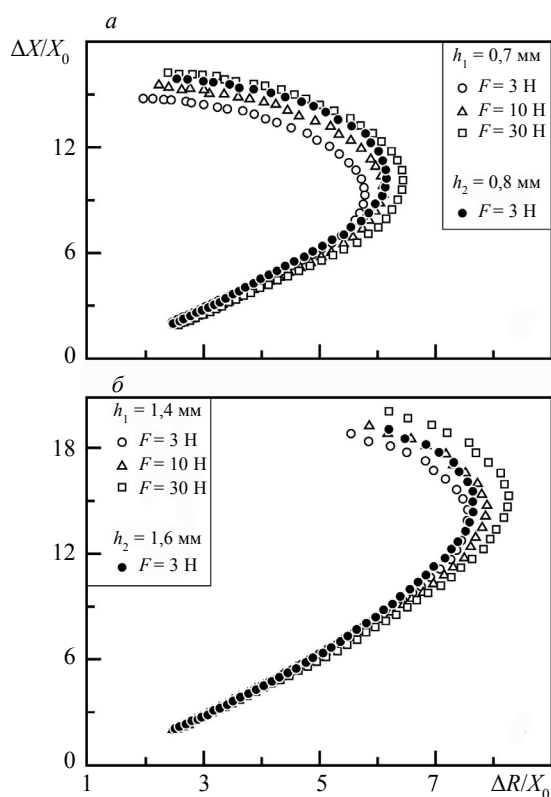


Рис. 3. Влияние прижима накладного вихретокового преобразователя на вид диаграмм вносимых сопротивлений: толщина образцов 0,7 мм и 0,8 мм (а); толщина образцов 1,4 мм и 1,6 мм (б).

РЕЗУЛЬТАТЫ ОБРАБОТКИ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ

В задачах выявления закономерностей в полученных экспериментальных данных успешно проявили себя методы обработки, основанные на математическом аппарате многомерного анализа данных. Этот подход был успешно применен при вихретоковом контроле различных экс-

плуатационных характеристик металлических материалов [11—13]. Поэтому для разделения результатов вихретоковых измерений, полученных для листов стали СтЗсп с разными толщинами и различиями в давлении прижима вихретокового преобразователя к объекту контроля, был привлечен подход, основанный на обработке экспериментальных диаграмм вносимых сопротивлений преобразователя с помощью метода главных компонент [14].

В соответствии с методом главных компонент вся совокупность измеренных комплексных сопротивлений для использованного дискретного набора частот, формирующая экспериментальную диаграмму для одного образца с заданными толщиной и давлением прижима, определяла многомерные координаты соответствующей точки в многомерном пространстве. Поскольку при измерении определялись относительные изменения двух сопротивлений преобразователя — активного и реактивного, число координат n , определявшее размерность этого пространства, составляло $n = 2M$, где M — число частот в наборе (в настоящей работе $M = 50$). Число экспериментальных точек k , образующих многомерное пространство, равнялось числу измеренных диаграмм вносимых сопротивлений преобразователя. Метод главных компонент позволял выявить закономерности распределения этих точек в многомерном пространстве, отражающие влияние основных факторов на результаты измерений. Точки, описывавшие близкие по значению измеренные характеристики, образовывали кластеры, расположенные в одной области многомерного пространства, а точки, соответствовавшие измерениям с отличавшимися данными, располагались в другой области и образовывали другие кластеры. Полученные закономерности представлялись в виде проекций на главные компоненты — оси многомерного пространства, вдоль которых происходили наибольшие изменения в массиве экспериментальных данных.

При проведении математической обработки переход к главным компонентам осуществлялся следующим образом. Вначале создавалась исходная матрица $\mathbf{Z}$ размерности $k \times n$ в виде:

$$\mathbf{Z} = \begin{pmatrix} z_{11} & \cdots & z_{1n} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ z_{k1} & \cdots & z_{kn} \end{pmatrix}, \quad (6)$$

где k — число диаграмм; n — число координат одной диаграммы; строка $z_{i1}, \dots, z_{in}$ содержит все координаты i -й диаграммы. На следующем шаге элементы матрицы центрировались, а именно, рассчитывались значения x_{ij} :

$$x_{ij} = z_{ij} - \bar{z}_j, \quad (7)$$

где $\bar{z}_j$ — среднее значение j -й координаты, рассчитываемое по формуле:

$$\bar{z}_j = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k z_{ij}. \quad (8)$$

Матрица $\mathbf{X}$ центрированных значений записывалась как

$$\mathbf{X} = \begin{pmatrix} x_{11} & \cdots & x_{1n} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ x_{k1} & \cdots & x_{kn} \end{pmatrix}. \quad (9)$$

Поскольку элементы z_{ij} , входящие в матрицу $\mathbf{Z}$, являются безразмерными величинами, то и элементы x_{ij} матрицы $\mathbf{X}$ также размерности не имеют. Разложение на главные компоненты проводилось путем представления матрицы $\mathbf{X}$ в виде:

$$\mathbf{X} = \mathbf{T} \mathbf{P}^T = \begin{pmatrix} t_{11} & \cdots & t_{1n} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ t_{k1} & \cdots & t_{kn} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} p_{11} & \cdots & p_{n1} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ p_{1n} & \cdots & p_{nn} \end{pmatrix}, \quad (10)$$

где $\mathbf{T}$ — матрица размерности $k \times n$; $\mathbf{P}^T$ — транспонированная матрица размерности $n \times n$. Элементы $t_{i1}, \dots, t_{in}$ матрицы $\mathbf{T}$ являются координатами i -й диаграммы в осях главных компонент, элементы матрицы $\mathbf{P}$ определяют направления j -й главной компоненты. Для совместного нахождения матриц $\mathbf{T}$ и $\mathbf{P}$ использовался итерационный алгоритм NIPALS [14, стр. 152], в рамках которого главные компоненты определяются последовательно одна за другой вплоть до

главной компоненты с заданным номером $1 \leq m \leq n$. В этом случае на m -й итерации матрица $\mathbf{X}$ представляется следующим образом:

$$\mathbf{X} = \mathbf{T}^{(m)} (\mathbf{P}^{(m)})^T + \mathbf{E}^{(m)} = \begin{pmatrix} t_{11} & \cdots & t_{1m} \\ \vdots & & \vdots \\ t_{k1} & \cdots & t_{km} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} p_{11} & \cdots & p_{n1} \\ \vdots & & \vdots \\ p_{1m} & \cdots & p_{nm} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} e_{11}^{(m)} & \cdots & e_{1n}^{(m)} \\ \vdots & & \vdots \\ e_{k1}^{(m)} & \cdots & e_{kn}^{(m)} \end{pmatrix}, \quad (11)$$

где $\mathbf{E}^{(m)}$ — матрица остатков, элементы $e_{ij}^{(m)}$ которой не были описаны первыми m главными компонентами. На следующих итерациях на ее основе вычисляются элементы $t_{1,m+1}, \dots, t_{k,m+1}$ новой матрицы $\mathbf{T}^{(m+1)}$ и соответствующие им элементы $p_{1,m+1}, \dots, p_{n,m+1}$ матрицы $\mathbf{P}^{(m+1)}$.

Результаты проведенной математической обработки представлены на рис. 4 на плоскостях первых главных компонент ГК1—ГК2 (рис. 4а) и ГК2—ГК3 (рис. 4б). На рис. 4а приведены данные для образцов с толщинами $h_1 = 0,7$ мм и $h_2 = 0,8$ мм, на рис. 4б — с толщинами $h_1 = 1,4$ мм и $h_2 = 1,6$ мм, при этом сила прижима изменялась в интервале от 1 до 50 Н. Как следует из рис. 4, все экспериментальные данные разбились на два линейно разделимых кластера, каждый из которых отвечал определенной толщине стального листа. Разброс точек внутри каждого кластера определялся разными значениями давления прижима накладного вихретокового преобразователя к поверхности образца. Таким образом, воздействуя на результаты измерений двух разных влияющих факторов — толщины листа и давления прижима — отчетливо разделились. Это означает, что использованный метод обработки обеспечивает возможность выделения контролируемого параметра (толщины стального листа) в условиях случайных вариаций зазора, вызванных различием в прижиме преобразователя.

Для апробации предложенного подхода был применен следующий эксперимент. Для стальных листов толщиной h_1 с различными давлениями прижима преобразователя экспериментально строилась серия диаграмм вносимых сопротивлений преобразователя. По этим данным рассчитывались матрицы $\mathbf{T}_1$ и $\mathbf{P}_1$, которые характеризовали образцы с толщиной h_1 .

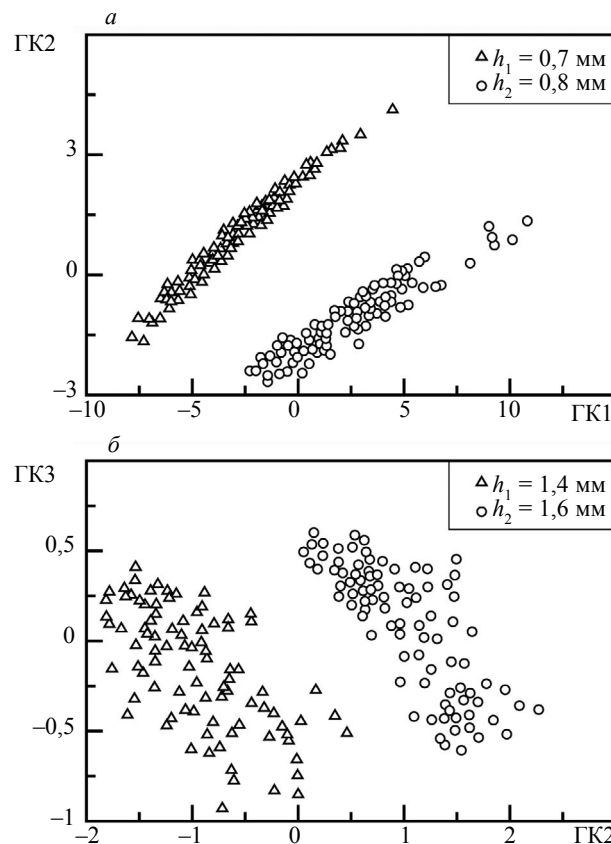


Рис. 4. Проекция результатов вихретоковых измерений на плоскости главных компонент: толщина образцов 0,7 мм и 0,8 мм (а); толщина образцов 1,4 мм и 1,6 мм (б).

Аналогичные измерения и расчеты проводили для образцов с толщиной h_2 , которые характеризовались матрицами T_2 и P_2 . Элементы матриц T_1 и T_2 описывали кластеры точек многомерного пространства в координатах, задаваемых матрицами P_1 и P_2 соответственно. Далее осуществлялись измерения на «неизвестных» образцах, не используемых в указанных построениях. Для каждого такого образца полученная диаграмма записывалась в виде вектора-строки x :

$$x = (z_1 - \bar{z}_1, \dots, z_n - \bar{z}_n), \quad (12)$$

где $z_1, \dots, z_n$ — координаты экспериментальных точек диаграммы, а $\bar{z}_1, \dots, \bar{z}_n$ — средние значения этих координат, полученные при построении соответствующих матриц T и P . Затем на основе уравнения (10) переходили к пространству главных компонент, в котором диаграмма вихретокового преобразователя для «неизвестного» образца представлялась в виде вектора-строки t :

$$t = x (P^T)^{-1} \quad (13)$$

с координатами $t_1, \dots, t_n$. Этот вектор определял координаты точки в многомерном пространстве для «неизвестного» образца. По этим данным рассчитывалось расстояние Махаланобиса D :

$$D^2 = t(T^T T)^{-1} t^T. \quad (14)$$

Расчеты по формулам (12)—(14) проводили отдельно для толщин h_1 и h_2 и определяли D_1 и D_2 соответственно.

Таким образом, для двух групп стальных образцов с толщинами h_1, h_2 и различными давлениями прижима преобразователя были получены «расстояния» D_1 и D_2 от центров соответствующих кластеров в многомерном пространстве до точки, описывавшей конкретный образец. Полученные результаты представлены на плоскости D_1 — D_2 на рис. 5, на котором штриховыми линиями обозначен типичный уровень значимости $\alpha = 5\%$. Здесь I — область данных, соответствующая образцам толщиной $h_1 = 0,7$ мм (рис. 5а) и $h_1 = 1,4$ мм (рис. 5б); II — область данных, соответствующая образцам толщиной $h_2 = 0,8$ мм (см. рис. 5а) и $h_2 = 1,6$ мм (рис. 5б).

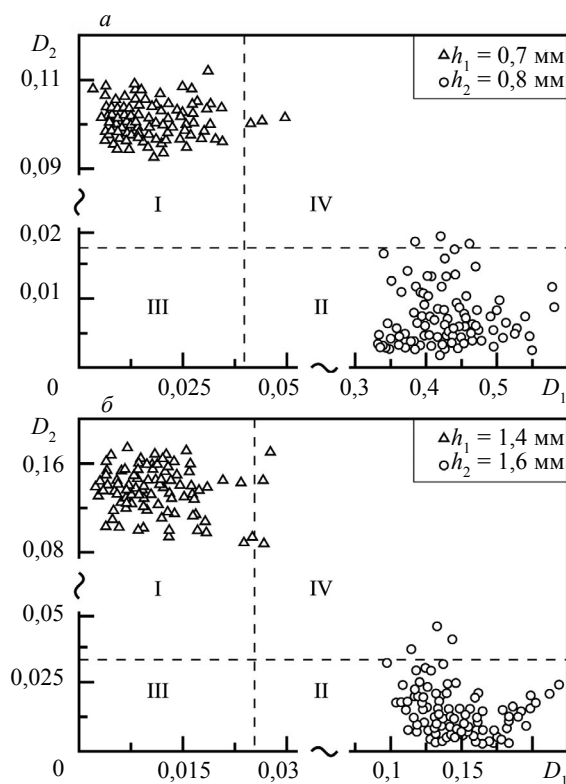


Рис. 5. Результаты вихретокового контроля толщины листов стали СтЗсп: толщина образцов 0,7 мм и 0,8 мм (а); толщина образцов 1,4 мм и 1,6 мм (б).

= 1,6 мм (см. рис. 5б), отсутствие точек в области III отражает то обстоятельство, что результаты измерений для близких толщин не перекрывались (см. рис. 4а, б), точки в области IV интерпретируются как отвечающие выбранному уровню значимости выбросы. Как видно из рис. 5, практически все точки, соответствовавшие вихретоковым измерениям для образцов с толщиной h_1 , располагались в области I, а для образцов с толщиной h_2 — в области II. Это означает, что проведенный многочастотный вихретоковый контроль с последующей обработкой результатов измерений позволяет подавить влияние такого мешающего параметра, как давление прижима.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе изучено влияние такого фактора, как давление прижима накладного вихретокового преобразователя на результаты многочастотного вихретокового контроля толщины листов конструкционной стали. На примере углеродистой стали марки СтЗсп выявлены закономерности изменения вносимых сопротивлений вихретокового преобразователя в зависимости от толщины листа стали и прижима преобразователя к его поверхности, влияющего на зазор вихретокового преобразователя. Предложен метод обработки сигнала вихретокового преобразователя, обеспечивающий выделение контролируемого параметра из всего массива многочастотных вихретоковых измерений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Неразрушающий контроль / Справочник: В 7 т. Под общ. ред. В.В. Клюева. Т. 2: В 2-х кн. / Кн. 2. Ю.К. Федосенко, В.Г. Герасимов, А.Д. Покровский и др. Вихретоковый контроль. М.: Машиностроение, 2003. 688 с.
2. *García-Martín J., Gómez-Gil J., Vázquez-Sánchez E.* Non-Destructive Techniques Based on Eddy Current Testing // *Sensors*. 2011. V. 11. Is. 3. P. 2525—2565. DOI: 10/3390/s110302525
3. *Pedersen L.B., Magnussion K.A., Zhengsheng Y.* Eddy Current Testing of Thin Layers Using Co-planar Coils // *Research in Nondestructive Evaluation*. 2000. V. 12. Is. 1. P. 53—64. DOI: 10.0007/s001640000005
4. *Sikora R., Chady T., Gratkowski S., Komorowski M., Stawicki K.* Eddy Current Testing of Thick Aluminum Plates with Hidden Cracks // *Review of progress in quantitative nondestructive evaluation*: V. 22. No.1. AIP Conference Proceedings. 2003. V. 657. P. 427—434. DOI: 10.1063/1.1570167
5. *Егоров А.В., Поляков В.В., Борцова Я.И.* Применение проекционных методов многомерного анализа в вихретоковой толщинометрии // *Измерительная техника*. 2019. № 7. С. 49—53. DOI: 10.32446/0368-1025it.2019-7-49-53
6. *Egorov A.V., Kucheryavskiy S.V., Polyakov V.V.* Resolution of Effects in Multi-frequency Eddy Current Data for Reliable Diagnostics of Conductive Materials // *Chemometrics and Intelligent Laboratory Systems*. 2017. V. 160. P. 8—12. DOI: 10.1016/j.chemolab.2016.11.007
7. *Lu M., Huang R., Chen L., Peyton A., Yin W., Meng X.* Lift off Tolerant Pancake Eddy-current Sensor for the Thickness and Spacing Measurement of Nonmagnetic Platex // *IEEE Transaction on Instrumentation and Measurement*. 2021. V. 70. P. 9237995. DOI: 10.1109/TIM.2020.3033377
8. *Kucheryavskiy S., Egorov A., Polyakov V.* Coupling Analytical Models and Machine Learning Methods for Fast and Reliable Resolution of Effects in Multifrequency Eddy-current Sensors // *Sensors*. 2021. V. 21. Is. 2. P. 1—16. Article 618. DOI: 10.3390/s21020618
9. *Атавин В.Г., Терехов А.И., Исхужин Р.Р., Куранов В.В.* Построение и анализ годографов для исследования электрофизических параметров объектов с использованием подключаемых вихретоковых преобразователей // *Дефектоскопия*. 2013. № 10. С. 53—60.
10. *Егоров А.В., Поляков В.В., Лепендин А.А., Грачева Я.И.* Применение сигналов специальной формы в многочастотных вихретоковых измерениях // *Автометрия*. 2017. Т. 53. № 3. С. 28—35. DOI: 10.15372/AUT20170304
11. *Shokralla S., Morelli J.E., Krause T.W.* Principal Components Analysis of Multifrequency Eddy Current Data Used to Measure Pressure Tube to Calandria Tube Gap // *IEEE Sensors Journal*. 2016. V. 16. No. 9. P. 3147—3154.
12. *Sophian A., Tian G.Y., Taylor D., Rudlin J.* A Feature Extraction Technique Based on Principal Component Analysis for Pulsed Eddy Current NDT // *NDT E International*. 2003. V. 36. Is. 1. P. 37—41. DOI: 10.1016/S0963-8695(02)00069-5
13. *BinFeng Y., FeiLu L., Dan H.* Research on Edge Identification of a Defect Using Pulsed Eddy Current Based on Principal Component Analysis // *NDT E International*. 2007. V. 40. Is. 4. P. 294—299. DOI: 10.1016/j.ndteint.2006.12.005
14. *Эсбенсен К.* Анализ многомерных данных. Избранные главы / Пер. с англ. С.В. Кучерявского. Черноголовка: Изд-во ИПХФ РАН, 2005. 157 с.

REFERENCES

1. Nerazrushayushchii kontrol / Spravochnik (Nondestructive Testing. Handbook). V.V. Klyuev. Eds. Moscow: Mashinostroenie, 2003. V. 2. 688 p.
2. *García-Martín J., Gómez-Gil J., Vázquez-Sánchez E.* Non-Destructive Techniques Based on Eddy Current Testing // *Sensors*. 2011. V. 11. Is. 3. P. 2525—2565. DOI: 10/3390/s110302525
3. *Pedersen L.B., Magnusson K.A., Zhengsheng Y.* Eddy Current Testing of Thin Layers Using Co-planar Coils // *Research in Nondestructive Evaluation*. 2000. V. 12. Is. 1. P. 53—64. DOI: 10.0007/s001640000005
4. *Sikora R., Chady T., Gratkowski S., Komorowski M., Stawicki K.* Eddy Current Testing of Thick Aluminum Plates with Hidden Cracks // *Review of progress in quantitative nondestructive evaluation*: V. 22. No.1. AIP Conference Proceedings. 2003. V. 657. P. 427—434. DOI: 10.1063/1.1570167
5. *Egorov A.V., Polyakov V.V., Bortsova Y.I.* The Use of Projection Methods of Multivariate Analysis in Eddy Current Thickness Measurement // *Measurement Techniques*. 2019. V. 62. P. 629—635. DOI: 10.1007/s11018-019-01670-6
6. *Egorov A.V., Kucheryavskiy S.V., Polyakov V.V.* Resolution of Effects in Multi-frequency Eddy Current Data for Reliable Diagnostics of Conductive Materials // *Chemometrics and Intelligent Laboratory Systems*. 2017. V. 160. P. 8—12. DOI: 10.1016/j.chemolab.2016.11.007
7. *Lu M., Huang R., Chen L., Peyton A., Yin W., Meng X.* Lift off Tolerant Pancake Eddy-current Sensor for the Thickness and Spacing Measurement of Nonmagnetic Plates // *IEEE Transaction on Instrumentation and Measurement*. 2021. V. 70. P. 9237995. DOI: 10.1109/TIM.2020.3033377
8. *Kucheryavskiy S., Egorov A., Polyakov V.* Coupling Analytical Models and Machine Learning Methods for Fast and Reliable Resolution of Effects in Multifrequency Eddy-current Sensors // *Sensors*. 2021. V. 21. Is. 2. P. 1—16. Article 618. DOI: 10.3390/s21020618
9. *Atavin V.G., Terekhov A.I., Iskhuzhin R.R., Kuranov V.V.* Plotting and analysis of hodographs for studying the electrophysical parameters of objects using attachable eddy-current transducers // *Defektoskopiya*. 2013. No.10. C. 53—60.
10. *Egorov A.V., Polyakov V.V., Lependin A.A., Gracheva Ya.I.* Using Signals of Special Form in Multi-Frequency Eddy Current Testing // *Optoelectronics, Instrumentation and Data Processing*. 2017. V. 53. No. 3. P. 223—229. DOI: 10.3103/S8756699017030049
12. *Sophian A., Tian G.Y., Taylor D., Rudlin J.* A Feature Extraction Technique Based on Principal Component Analysis for Pulsed Eddy Current NDT // *NDT E International*. 2003. V. 36. Is. 1. P. 37—41. DOI:10.1016/S0963-8695(02)00069-5
13. *BinFeng Y., FeiLu L., Dan H.* Research on Edge Identification of a Defect Using Pulsed Eddy Current Based on Principal Component Analysis // *NDT E International*. 2007. V. 40. Is. 4. P. 294—299. DOI: 10.1016/j.ndteint.2006.12.005
14. *Esbensen K.* Multivariate Data Analysis. Selected chapters / Translated from the English by S.V. Kucheryavskiy. Chernogolovka: Publishing house of the IPHF RAS, 2005. 157 p.

СИНТЕЗ РЕЗУЛЬТАТОВ АКУСТИЧЕСКОГО И ТЕПЛОВОГО КОНТРОЛЯ МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ

© 2024 г. Д.О. Долматов^{1,*}, А.О. Чулков^{1,**}, Д.А. Нестерук^{1,***}, Е.Б. Кашкаров^{1,****},
В.П. Вавилов^{1,*****}

¹Национальный Исследовательский Томский политехнический университет,
Россия 634050 Томск, пр-т Ленина, 30
E-mail: *dolmatovdo@tpu.ru; **chulkovao@tpu.ru; ***nden@tpu.ru;
****ebk@tpu.ru; *****vavilov@tpu.ru

Поступила в редакцию 16.09.2024; после доработки 03.10.2024
Принята к публикации 04.10.2024

Неразрушающий контроль является неотъемлемой частью контроля качества ответственных изделий. Сложная структура металлополимерных водородных баллонов затрудняет надежное выявление дефектов с применением одного вида дефектоскопии. В этой связи представляет интерес применение комбинированного неразрушающего контроля. В данной работе рассмотрено совместное использование акустической и тепловой дефектоскопии с синтезом их результатов. Проведенная экспериментальная верификация показала, что разработанная методика синтеза данных акустического и теплового контроля обеспечила повышение выявляемости дефектов по сравнению с раздельным использованием указанных видов неразрушающего контроля.

Ключевые слова: акустический неразрушающий контроль, тепловой неразрушающий контроль, синтез данных неразрушающего контроля, металлополимерные композитные материалы, водородные баллоны.

DATA FUSION OF ULTRASONIC AND THERMAL NONDESTRUCTIVE TESTING OF METAL-POLYMER COMPOSITE

© 2024 D.O. Dolmatov^{1,*}, A.O. Chulkov^{1,**}, D.A. Nesteruk^{1,***}, E.B. Kashkarov^{1,****},
V.P. Vavilov^{1,*****}

¹National Research Tomsk Polytechnic University, Russia 634050 Tomsk, 30 Lenin Ave.
E-mail: *dolmatovdo@tpu.ru; **chulkovao@tpu.ru; ***nden@tpu.ru;
****ebk@tpu.ru; *****vavilov@tpu.ru

Non-destructive testing is an integral part of quality inspection for critical products. The complex structure of metal-polymer hydrogen cylinders makes it difficult to reliably detect defects using a single type of an NDT technique. In this context, the application of hybrid NDT is of interest. This paper considers the combined use of acoustic and thermal techniques of defect detection and the fusion of their results. Experimental verification has shown that the fusion of thermal and acoustic inspection data using the approach developed in this study provides an increase in defect detection compared to the separate use of these types of NDT methods.

Keywords: acoustic nondestructive testing, thermal nondestructive testing, nondestructive testing data synthesis, metal-polymer composite materials, hydrogen cylinders.

DOI: 10.31857/S0130308224110051

ВВЕДЕНИЕ

На сегодняшний день водородные системы считаются одними из наиболее перспективных видов альтернативных источников энергии по причине их гибкости и эффективности преобразования энергии [1]. Одной из наиболее серьезных проблем обеспечения безопасности подобных систем является хранение водорода, что связано с его высокой летучестью и высокой взрывоопасностью в смеси с воздухом. При этом баллоны, применяемые для хранения водорода, должны обладать высокими прочностными свойствами в сочетании с высокими рабочими давлениями. Этим требованиям в полной мере соответствуют металлополимерные баллоны, которые относятся к баллонам III-го типа [2]. При производстве подобных баллонов применяют тонкостенную металлическую оболочку (лейнер) из алюминия или нержавеющей стали, которая армируется намоткой из углеволокна и связующим составом на основе эпоксидной смолы [3].

Контроль качества водородных баллонов на этапе их изготовления является одной из важнейших составляющих обеспечения безопасности их эксплуатации. В настоящее время для этого преимущественно применяют гидравлические испытания готовых баллонов на разрушение и циклическую долговечность [4]. Однако такая процедура обеспечивает получение ограни-

ченного объема информации о дефектности композитной обмотки баллона, поэтому представляет интерес замена гидравлических испытаний методами неразрушающего контроля (НК).

К применяемым методам неразрушающего контроля предъявляют ряд требований. Прежде всего, они должны обладать высокой чувствительностью к характерным дефектам контролируемых материалов и изделий, обеспечивать высокую производительность испытаний и применяться на различных этапах изготовления изделий. Результаты контроля должны обладать высокой информативностью и достоверностью, а средства контроля должны быть доступными и надежными. Вышеуказанным требованиям в значительной степени соответствуют тепловой и акустический неразрушающий контроль, который широко применяется для испытаний композитных материалов [5]. Тем не менее любой вид контроля имеет свои ограничения и обеспечивает получение ограниченного набора данных о дефектности контролируемого изделия. Кроме того, дополнительные проблемы накладывает сложная структура металлополимерных баллонов, а также односторонний доступ к их поверхности. Поэтому интерес представляет комбинированный (гибридный) контроль, включающий применение акустической и тепловой дефектоскопии с последующим синтезом полученных результатов.

С активным внедрением в неразрушающий контроль цифровых технологий решение задачи синтеза данных, полученных с применением различных видов дефектоскопии, представляет существенный научный и практический интерес [6]. В первую очередь для повышения качества результатов контроля синтезу могут подвергаться данные, полученные с применением одного вида дефектоскопии, но в различных процедурах испытаний. Например, в работе [7] рассмотрен синтез результатов инфракрасной (ИК) термографии, полученных с использованием оптической и ультразвуковой (УЗ) стимуляции объекта контроля из углепластика. Для осуществления синтеза различных результатов теплового контроля их представляют в виде двухмерных изображений и затем попиксельно суммируют для получения общего результата. В работе [8] рассмотрен синтез данных при проведении акустического контроля с использованием технологии цифровой фокусировки антенной [9]. При вводе УЗ волн с применением наклонных призм происходит многократные отражения этих волн от границ объекта контроля и преобразование типа волны [10]. Таким образом, цифровая когерентная обработка может осуществляться для различных типов волн, которые распространяются по различным траекториям. В этой связи могут быть получены несколько изображений внутренней структуры контролируемого объекта. Для синтеза подобных изображений в работе [8] предложено использовать подход, который основан на применении согласованного фильтра.

Кроме того, синтезу могут подвергаться данные, полученные с использованием различных видов неразрушающего контроля. В работе [11] рассмотрена технология синтеза данных акустической и тепловой дефектоскопии для контроля процесса лазерного аддитивного производства металлических изделий. При этом синтез данных осуществлялся с применением архитектуры сверхточной нейронной сети U-Net. В работе [12] рассмотрен синтез данных теплового и акустического контроля изделий из алюминиевых сплавов с использованием алгоритма, который основан на использовании метода главных компонент. В результате применения подобного подхода было обеспечено эффективное выявление приповерхностных дефектов за счет использования теплового контроля, а также дефектов в объеме контролируемых изделий за счет применения эхометода акустического контроля. В рамках дефектоскопии композитных материалов синтез данных акустического и теплового контроля был рассмотрен для контроля качества склейки полимерных композитов и металлов [13, 14]. В данных исследованиях использовали автоматизированный акустический контроль с применением эхометода, а тепловой контроль осуществляли методом ИК-термографии. Результатами, полученными с использованием каждого вида контроля, являлись двухмерные изображения структуры клеевого соединения полимерный композит — металл, которые использовали для последующего синтеза. В вышеуказанных работах показана эффективность различных подходов по синтезу данных. Рассматриваются как самые простые алгоритмы, например, основанные на усреднении данных, полученных с использованием акустического и теплового контроля, так и более сложные подходы, например, основанные на использовании теории Демпстера—Шефера [15].

Характерными дефектами композитной обмотки металлокомпозитных баллонов являются расслоения, рыхлоты и трещины, которые могут находиться на границе между металлическим слоем и композитом, а также между слоями композитной обмотки [16]. Различия в акустических и теплофизических свойствах слоев композитной обмотки и металлического лейнера делает затруднительным выявление всего разнообразия дефектов обмотки с применением только акустического или теплового неразрушающего контроля. С учетом положительного опыта по синтезу результатов акустического и теплового контроля, описанного в опубликованных работах [13, 14], целесообразно рассмотреть подобный подход для выявления дефектов в композитной обмотке металлокомпозитных баллонов.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Описание тестового образца

Для проведения экспериментальных исследований по синтезу данных акустического и теплового контроля был изготовлен тестовый образец размером $300 \times 200 \times 12$ мм (рис. 1а), представляющий собой макет стенки металлокомпозитного баллона. Композитная часть образца, состоявшая из трех склеенных пластин углепластика и стеклопластика общей толщиной 8 мм, была приклеена к пластине из дюралюминия толщиной 4 мм. Композит включал 30 слоев, соединенных эпоксидным клеем. Нижняя часть композита была выполнена из десяти слоев углепластика плотностью 1980 кг/м^3 , средняя часть состояла из десяти слоев стеклопластика плотностью 1830 кг/м^3 , а верхняя часть была выполнена из десяти слоев углепластика плотностью 1530 кг/м^3 . В композитную часть образца были введены 18 искусственных дефектов трех типов, имитирующих расслоения (рис. 1б). Первая группа дефектов Р1—Р6 включала вставки из экструдированного пенополистирола размером $10 \times 10 \times 0,1$ мм, располагавшиеся на глубинах от 0,5 до 7 мм. Вторая группа дефектов Т1—Т6 была изготовлена в виде вставок из двух слоев политетрафторэтилена (фторопласта) размером $10 \times 10 \times 0,1$ мм, также размещенных на глубинах от 0,5 до 7 мм. На границе композита и дюралюминия были выполнены плоскостные отверстия (группа В1—В6) диаметром 10 мм и глубиной от 1 до 6 мм. Структура контрольного образца имитировала металлические цилиндры с композитным покрытием. Использование угле- и стеклопластика различной плотности имитировало объемную неоднородность композитов, которая осложняет применение стандартного акустического контроля с применением эхо-метода вследствие различной скорости звука в материалах с изменяющейся плотностью.

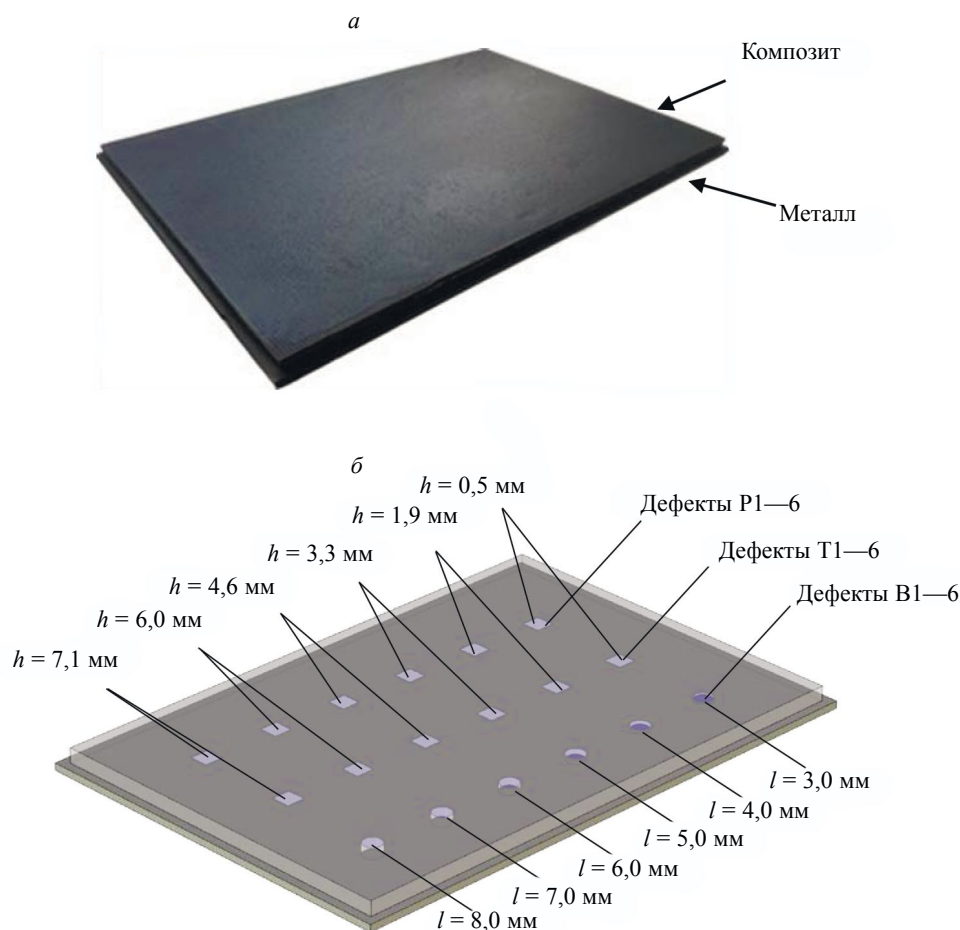


Рис. 1. Тестовый образец: фотография образца (а); схема дефектов (б).

Тепловой неразрушающий контроль

Использована процедура классического одностороннего теплового контроля. Оптический нагрев образца осуществляли с помощью двух галогенных ламп общей мощностью 2 кВт (рис. 2). В большинстве случаев длительность нагрева составляла 15 с. Термограммы образца записывали с помощью тепловизионного модуля Optris PI 450 с частотой 5 Гц в течение 120 с.



Рис. 2. Лабораторная установка теплового контроля.

К полученным последовательностям термограмм применяли преобразование Фурье по времени с целью ограничить спектр сигнала десятью первыми частотами. Затем полученные фазограммы подвергались анализу главных компонент (РСА-алгоритм) с целью подчеркнуть дефектные отметки.

Акустический контроль

Для автоматизированного акустического контроля с применением эхометода применяли лабораторную установку, представленную на рис. 3. В качестве УЗ преобразователя применялся датчик Olympus A306S-SU с рабочей частотой 2,25 МГц и диаметром пьезоэлемента 13 мм. Указанный преобразователь размещали на движущейся платформе, что обеспечивало двухмерное сканирование по траектории меандра с шагом 1 мм.

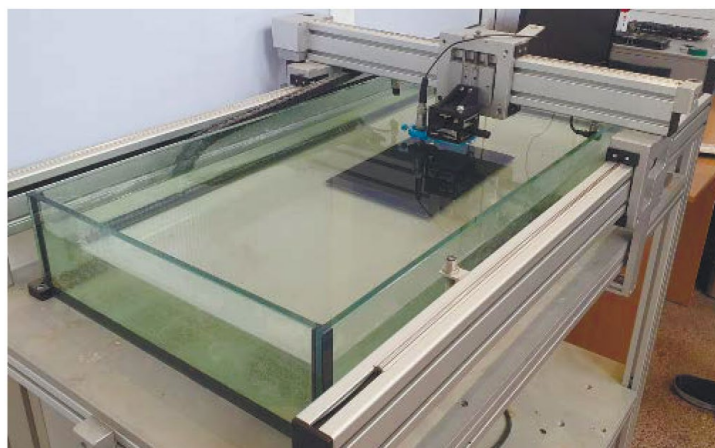


Рис. 3. Лабораторная установка акустического контроля.

Синтез результатов акустического и теплового контроля

Процедура синтеза результатов акустического и теплового контроля включала следующие шаги:

- коррекцию искажений, обусловленных угловыми и линейными смещениями (при наличии) образца или аппаратуры контроля;
- приведение изображений к единому формату, соответствующему одному и тому же количеству пикселей по строкам и столбцам изображений, которые получены двумя видами неразрушающего контроля;
- амплитудную нормализацию изображений, например, приведение пиксельных амплитуд к интервалу от 0 до 1 для всех изображений;
- снижение уровня шумов путем пространственно-временной фильтрации;
- установку амплитудных порогов или введение корректирующих коэффициентов;
- слияние пиксельных амплитуд акустических и тепловых сигналов.

Результатом синтеза являлась карта дефектов, которую в настоящем исследовании получали с использованием алгоритма суммирования нормализованных пиксельных амплитуд, в том числе с учетом эмпирически определенных весов.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Описание результатов контроля

Результаты теплового и акустического контроля приведены на рис. 4 и 5 соответственно.

На исходных термограммах возможна идентификация дефектов Р1—3 и В1—2 (рис. 4а). Применение типичных в тепловом контроле методов анализа главных компонент (Principal Component Analysis — PCA) [17] и термографической реконструкции сигналов (Thermographic Signal Reconstruction — TSR) [18] позволило обнаружить почти все дефекты групп Р и В: дефекты Р1—4, В1—3 и Т1 были выявлены методом PCA (рис. 4б), в то время как метод TSR обеспечил идентификацию дефектов Р1—3, 5, 6, В1—6 и Т1 (рис. 4в). Следует отметить, что дефекты группы Т являются плохими имитаторами расслоений.

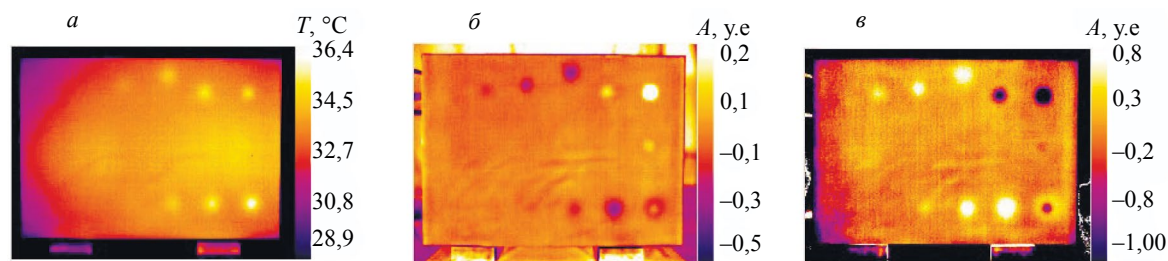


Рис. 4. Результаты ТК контрольного образца (односторонняя процедура, нагрев 15 с): исходная термограмма при 40 с (а); PCA-изображение (3-я компонента) (б); TSR-изображение (1-я производная) (в).

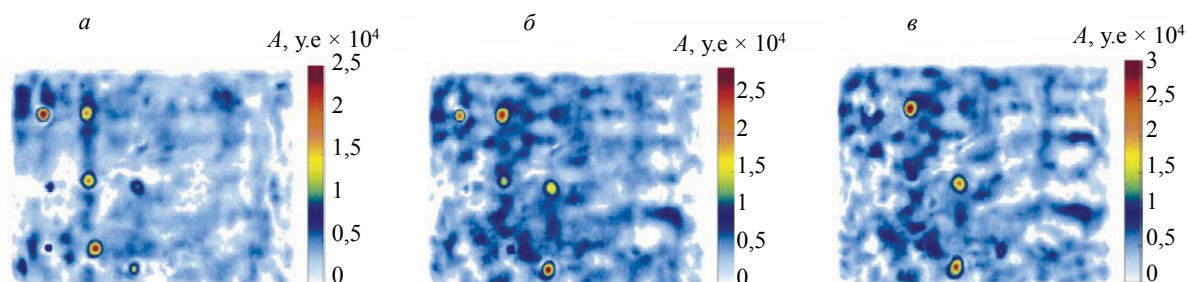


Рис. 5. Результаты акустического контроля тестового образца: карта дефектов, глубины 2-3 мм (а); карта дефектов, глубины 3-4 мм (б); карта дефектов, глубины 4-5 мм (в).

На рис. 5 представлены результаты акустического контроля в форме С-сканов на глубинах 2-3, 3-4 и 4-5 мм. Акустический контроль позволил выявить большинство дефектов на глубинах

до 5 мм. Получена низкая амплитуда эхосигналов для дефектов Т1 и В1, что не позволяет говорить о выявлении указанных несплошностей. При рассмотрении одной и той же глубины залегания дефектов наименьшую амплитуду эхосигналов обеспечивали несплошности группы Т.

Полученные результаты теплового и акустического контроля, представленные на рис. 4 и 5, показывают, что наиболее трудными для обнаружения являются вставки из фторопласта (дефекты Т1—6 в среднем ряду дефектов контрольного образца). Оба вида хорошо выявляют дефекты других типов на глубинах до 5 мм.

Результаты синтеза акустического и теплового контроля

Исходя из результатов, полученных при раздельном использовании акустического и теплового видов контроля, их синтез был направлен на улучшение выявляемости дефектов всех типов и определение предельных глубин обнаружения дефектов.

Результатом синтеза является карта дефектов, которую в настоящем исследовании получали с использованием алгоритма суммирования нормализованных пиксельных амплитуд, в том числе с учетом эмпирически определенных весов.

На начальной стадии обработки данных формировали исходные последовательности одинаковой длительности (до 300 изображений в последовательности) с нормализованными от 0 до 1 пиксельными амплитудами. Важно отметить, что ИК-термограммы отражали изменение поверхностных температур во времени, в то время как акустические изображения содержали времена получения эхосигналов, соответствующих различным глубинам зондирования. Примеры двух изображений после нормализации показаны на рис. 6а, б. Соответствующие профили сигналов приведены на рис. 6в, г.

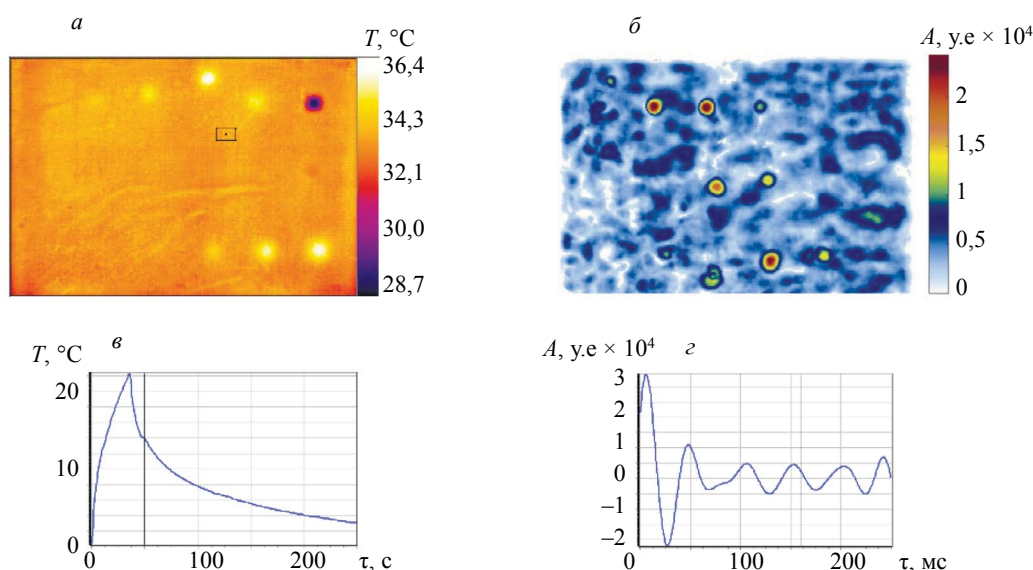


Рис. 6. Типичные изображения и профили сигналов: исходная ИК-термограмма (а); акустическое изображение, диапазон глубин 5-7 мм (б); профиль температуры (в); профиль УЗ эхосигналов (г).

Результатом слияния данных явилась синтезированная карта дефектов (рис. 7), на которой достоверность выявления дефектов, прежде всего групп Р и В, выше, чем в раздельных процедурах акустического и теплового контроля. Оператор может изменять «прозрачность» каждого изображения, используемого для синтеза данных, что позволяет улучшать визуальное распознавание одних дефектов, но может снижать контрастность представления других дефектов. Таким образом, требуется определенный компромисс между уровнем шумов и выявляемостью дефектов.

Простое сложение амплитуд пикселей может быть дополнено введением порогов, определенных эмпирически на тестовом образце с учетом шумов, после чего синтезированное изображение может быть получено путем выбора пикселей в акустических и ИК-изображениях с амплитудами, превышающими пороги. Фактически, данный алгоритм может быть применен для суперпозиции отдельных изображений в каждой последовательности, а также для изобраа-

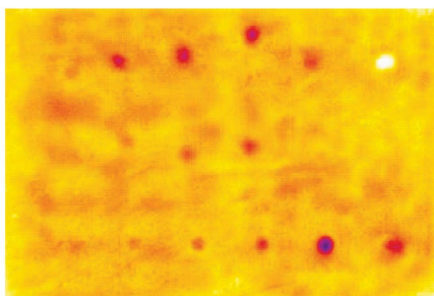


Рис. 7. Синтез акустических изображений и термограммы тестового образца без использования пороговых значений.

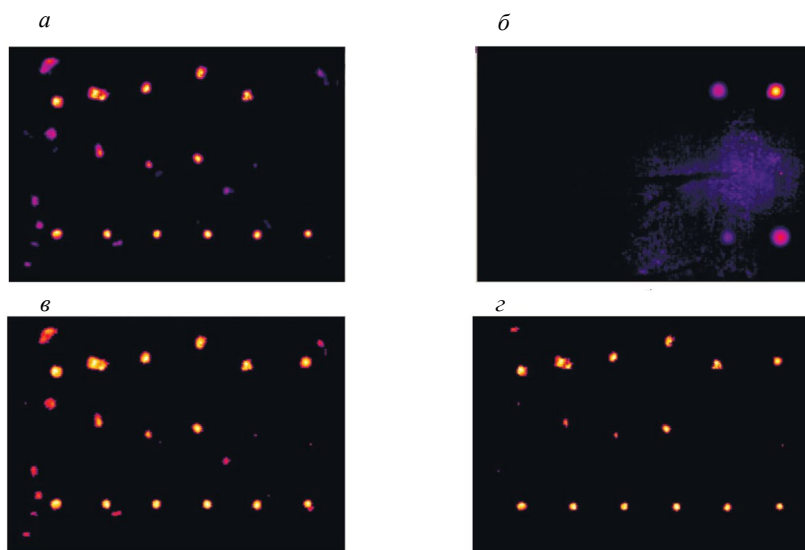


Рис. 8. Результаты синтеза данных при использовании алгоритма с введением порогов: синтез акустических изображений (а); синтез ИК-термограмм (б); синтез акустических изображений и ИК-термограмм без шумоподавления (в); синтез акустических изображений и ИК-термограмм при введении порогов подавления шумов (г).

жений, полученных с помощью различных видов неразрушающего контроля. Рис. 8а является результатом синтеза УЗ изображений, обеспечивая выявление от 15 до 18 дефектов в зависимости от квалификации оператора и выбранного критерия принятия решения. Соответственно результат синтеза только ИК-термограмм приведен на рис. 8б, где можно обнаружить 4 дефекта. Слияние акустического изображения и ИК-термограммы без подавления шумов, то есть без введения порогов, показано на рис. 8в, где идентифицируются от 16 до 18 дефектов, а также появляются несколько ложных отметок. Введение порогов 0,7 и 0,5 для результатов акустического и теплового контроля соответственно снизило количество ложных дефектов, но уменьшило количество выявленных истинных дефектов до 15. В целом, результаты, приведенные на синтезированных изображениях рис. 8в и 8г, показывают высокую достоверность выявления дефектов групп Р и В и в определенной степени группы Т. Очевидно, что введение порогов прямым образом влияет на размеры индикаций на синтезированном изображении, поэтому оценка размеров дефектов по синтезированным картам дефектов нецелесообразна.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Любой вид неразрушающего контроля несет специфическую и ограниченную информацию о структуре контролируемого изделия. В данной работе рассмотрен синтез результатов акустической и тепловой дефектоскопии на примере неразрушающего контроля макета стенки металлополимерного баллона. Для этой цели предложен алгоритм синтеза данных контроля, который основан на попиксельном суммировании акустических изображений и ИК-термограмм. Данный алгоритм обладает универсальностью и простотой реализации. Проведенная экспериментальная верификация с использованием макета стенки металлополимерного водородного баллона

показала способность предложенного подхода обеспечивать повышение выявляемости дефектов различного типа, расположенных на различной глубине. При этом основной вклад в эффективную диагностику указанного макета вносит акустический неразрушающий контроль, а его синтез с результатами тепловой дефектоскопии позволяет улучшить выявление отдельных типов дефектов, например, расположенных в мертвой зоне эхометода акустического контроля.

Полученные результаты могут служить заделом для дальнейших исследований и разработок. Например, одним из направлений дальнейшей работы является поиск алгоритма, наиболее эффективно решающего задачу синтеза для дефектоскопии стенок водородных металлополимерных баллонов. Предложенный в данной работе алгоритм попиксельного суммирования прост для реализации, универсален и не требует большого количества данных контроля, что требуется, например, для подходов, основанных на применении методов машинного обучения. В то же время можно ожидать, что более сложные алгоритмы синтеза данных акустического и теплового контроля способны обеспечить более эффективное решение задач выявления дефектов и определения их параметров в тестовых образцах. Кроме того, научный и практический интерес представляет задача синтеза с получением трехмерных изображений. Подобные результаты могут обладать большой информативностью по сравнению с двухмерными изображениями и, таким образом, повышать достоверность неразрушающих испытаний.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Государственного задания в рамках научного проекта № FSWW-2024-0001.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фатеев В.Н., Алексеева О.К., Коробцев С.В., Серегина Е.А., Фатеева Т.В., Григорьев А.С., Алиев А.Ш. Проблемы аккумулирования и хранения водорода // *Kimya Problemleri*. 2018. № 4 (16). С. 453—483.
2. Barthélémy H., Weber M., Barbier F. Hydrogen storage: Recent improvements and industrial perspectives // *International Journ. of Hydrogen Energy*. 2017. V. 42 (11). P. 7254—7262.
3. Семеничев С.П., Глухов В.П., Мерзляков П.П., Килина О.В., Попов В.К. Изготовление металлокомпозитных баллонов (первый этап) // *Транспорт на альтернативном топливе*. 2013. № 3 (33). С. 19—21.
4. Семеничев С.П., Глухов В.П., Мерзляков П.П., Килина О.В., Попов В.К. Изготовление металлокомпозитных баллонов (второй этап) // *Транспорт на альтернативном топливе*. 2013. № 4 (34). С. 52—54.
5. Бойчук А.С., Диков И.А., Чертищев В.Ю., Генералов А.С., Горбовец М.А. Ультразвуковой контроль радиусных зон монолитных конструкций из углепластика радиусной фазированной решеткой и специальной оправкой // *Труды ВИАМ*. 2023. № 5 (123). С. 111—123.
6. Torbali M. E., Zolotas A., Avdelidis N.P. A state-of-the-art review of non-destructive testing image fusion and critical insights on the inspection of aerospace composites towards sustainable maintenance repair operations // *Applied Sciences*. 2023. V. 13. No. 4. Article number: 2732.
7. Чулков А.О., Вавилов В.П., Нестерук Д.А., Бедарев А.М., Яркимбаев Ш., Шагдыров Б.И. Синтез данных активной инфракрасной термографии при оптической и ультразвуковой стимуляции изделий из углепластика сложной формы // *Дефектоскопия*. 2020. № 7. С. 54—60.
8. Bevan R.L., Budyn N., Zhang J., Croxford A.J., Kitazawa S., Wilcox P.D. Data fusion of multiview ultrasonic imaging for characterization of large defects // *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*. 2020. V. 67. No. 11. P. 2387—2401.
9. Petrov I., Vdovenko A., Dolmatov D., Sednev D. The implementation of post-processing algorithm for ultrasonic testing of welds // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2019. V. 510. No. 1. Article number: 012004.
10. Самокрутов А.А., Шевалдыкин В.Г. Ультразвуковая томография металлоконструкций методом цифровой фокусировки антенной решетки // *Дефектоскопия*. 2011. № 1. С. 21—38.
11. Zamiela C., Jiang Z., Stokes R., Tian Z., Netchaev A., Dickerson C., Tian W., Bian L. Deep multi-modal U-Net fusion methodology of thermal and ultrasonic images for porosity detection in additive manufacturing // *J. of Manufacturing Science and Engineering*. 2023. V. 145. No. 6. Article number: 061009.
12. Xiao X., Gao B., Yun Tian G., Qing Wang K. Fusion model of inductive thermography and ultrasound for nondestructive testing // *Infrared Physics & Technology*. 2019. V. 101. P. 162—170.
13. Yilmaz B., Ba A., Jasiuniene E., Bui H.K., Berthiau G. Evaluation of bonding quality with advanced nondestructive testing (NDT) and data fusion // *Sensors*. 2020. V. 20 (18). Article number: 5127.
14. Daryabor P., Safizadeh M.S. Image fusion of ultrasonic and thermographic inspection of carbon/epoxy patches bonded to an aluminum plate // *NDT & E International*. 2017. V. 90. P. 1—10.
15. Liu Z., Forsyth D.S., Komorowski J.P., Hanasaki K., Kirubarajan T. Survey: State of the art in NDE data fusion techniques // *IEEE transactions on Instrumentation and Measurement*. 2007. V. 56. No. 6. P. 2435—2451.
16. Воробей В.В., Маркин В.Б. Контроль качества изготовления и технология ремонта композитных конструкций. Новосибирск: Наука, 2006, 189 с.

17. Winfree W.P., Cramer K.E., Zalameda J.N., Howell P.A., Burke E.R. Principal component analysis of thermographic data // *Thermosense: thermal infrared applications XXXVII*. 2015. V. 9485. P. 211—221.
18. Shepard S.M., Beemer M.F. Advances in thermographic signal reconstruction // *Thermosense: thermal infrared applications XXXVII*. 2015. V. 9485. P. 204—210.

REFERENCES

1. Fateev V.N., Alekseeva O.K., Korobtsev S.V., Seregina E.A., Fateeva T.V., Grigoriev A.S., Aliev A.Sh.S., Aliev A.Sh. Problems of hydrogen accumulation and storage // *Kimya Problemleri*. 2018. No. 4 (16). P. 453—483 (in Russian).
2. Barthélémy H., Weber M., Barbier F. Hydrogen storage: Recent improvements and industrial perspectives // *International J. of Hydrogen Energy*. 2017. V. 42 (11). P. 7254—7262.
3. Semenischev S.P., Glukhov V.P., Merzlyakov P.P., Kilina O.V., Popov V.K. Manufacturing of metal-composite cylinders (first stage) // *Transport on alternative fuel*. 2013. No. 3 (33). P. 19—21 (in Russian).
4. Semenischev S.P., Glukhov V.P., Merzlyakov P.P., Kilina O.V., Popov V.K. Manufacturing of metal-composite cylinders (second stage) // *Transport on alternative fuel*. 2013. No. 4 (34). P. 52—54 (in Russian).
5. Boychuk A.S., Dikov I.A., Chertischev V.Y., Generalov A.S., Gorbovets M.A. Ultrasonic control of radius zones of monolithic structures made of carbon fibre-reinforced plastic by a radius phased array and a special mandrel // *Proceedings of VIAM*. 2023. No. 5 (123). P. 111—123 (in Russian).
6. Torbali M.E., Zolotas A., Avdelidis N.P. A state-of-the-art review of non-destructive testing image fusion and critical insights on the inspection of aerospace composites towards sustainable maintenance repair operations // *Applied Sciences*. 2023. V. 13. No 4. Article number: 2732.
7. Chulkov A.O., Vavilov V.P., Nesteruk D.A., Bedarev A.M., Yarkimbaev S., Shagdyrov B.I. Synthesizing data of active infrared thermography under optical and ultrasonic stimulation of products made of complex-shaped CFRP // *Defektoskopiya*. 2020. No. 7. P. 54—60.
8. Bevan R.L., Budyn N., Zhang J., Croxford A.J., Kitazawa S., Wilcox P.D. Data fusion of multiview ultrasonic imaging for characterization of large defects // *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*. 2020. V. 67. No. 11. P. 2387—2401.
9. Petrov I., Vdovenko A., Dolmatov D., Sednev D. The implementation of post-processing algorithm for ultrasonic testing of welds // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2019. V. 510. No. 1. Article number: 012004.
10. Samokrutov A.A., Shevaldykin V.G. Ultrasonic tomography of metal structures using the digitally focused antenna array method // *Defektoskopiya*. 2011. No 1. P. 21—38.
11. Zamiela C., Jiang Z., Stokes R., Tian Z., Netchaev A., Dickerson C., Tian W., Bian L. Deep multi-modal U-Net fusion methodology of thermal and ultrasonic images for porosity detection in additive manufacturing // *Journ. of Manufacturing Science and Engineering*. 2023. V. 145. No. 6. Article number: 061009.
12. Xiao X., Gao B., Yun Tian G., Qing Wang K. Fusion model of inductive thermography and ultrasound for nondestructive testing // *Infrared Physics & Technology*. 2019. V. 101. P. 162—170.
13. Yilmaz B., Ba A., Jasiuniene E., Bui H.K., Berthiau G. Evaluation of bonding quality with advanced nondestructive testing (NDT) and data fusion // *Sensors*. 2020. V. 20 (18). Article number: 5127.
14. Daryabor P., Safizadeh M.S. Image fusion of ultrasonic and thermographic inspection of carbon/epoxy patches bonded to an aluminum plate // *NDT & E International*. 2017. V. 90. P. 1—10.
15. Liu Z., Forsyth D.S., Komorowski J.P., Hanasaki K., Kirubarajan T. Survey: State of the art in NDE data fusion techniques // *IEEE transactions on Instrumentation and Measurement*. 2007. V. 56. No. 6. P. 2435—2451.
16. Vorobei V.V., Markin V.B. Quality control of manufacturing and repair technology of composite structures. Novosibirsk: Nauka, 2006. 189 p. (In Russian).
17. Winfree W.P., Cramer K.E., Zalameda J.N., Howell P.A., Burke E.R. Principal component analysis of thermographic data // *Thermosense: thermal infrared applications XXXVII*. 2015. V. 9485. P. 211—221.
18. Shepard S.M., Beemer M.F. Advances in thermographic signal reconstruction // *Thermosense: thermal infrared applications XXXVII*. 2015. V. 9485. P. 204—210.

ВЛИЯНИЕ КРЕПЛЕНИЯ КАНАТА НА СПЕКТР ЕГО СОБСТВЕННЫХ ПОПЕРЕЧНЫХ КОЛЕБАНИЙ

© 2024 г. К.Р. Муратов^{1,2,*}, Д.А. Лихачев^{1,**}, Р.А. Соколов^{1,2,***}, А.М. Чехунова^{1,****},
М.А. Осинцева^{1,*****}, А.Л. Ваганов^{1,3,*****}

¹Тюменский индустриальный университет, Россия 625000 Тюмень, ул. Володарского, 38

²ООО «АЛЬФА-СИСТЕМЫ», Россия 625019 Тюмень, ул. Республики, 204

³ЗАО «НПЦ «Сибнефтегаздиагностика», Россия 625026 Тюмень, ул. Рижская, 45а

E-mail: *muratows@mail.ru; **tiger.lowe2015@yandex.ru; ***falcon.rs@mail.ru; ****chahunovaam@tyuiu.ru;
*****osintsevama@tyuiu.ru; *****vaganov@sngd.ru

Поступила в редакцию 07.09.2024; после доработки 07.09.2024

Принята к публикации 04.10.2024

По разработанной ранее методике, которая учитывает изгибную жесткость стальных канатов при их поперечном колебании, проведены исследования канатов пешеходного моста «Влюбленных» в городе Тюмень. Полученные значения сил натяжений и изгибной жесткости оказались в ожидаемом диапазоне. Высокий разброс значений изгибной жесткости заставил обратить внимание на точность исходных значений длин канатов, которые были получены по фотографии. Чтобы уточнить длину канатов предложен метод регистрации узловых гармоник, однако полученные этим методом результаты оказались выше значений, полученных по фотографии. Оценка погрешностей измерений это завышенное отклонение не объяснила, что привело к необходимости пересмотреть решение дифференциального уравнения поперечных колебаний. Оказалось, что ранее рассматривалось только его частное решение предполагающее шарнирное крепление каната, тогда как оно является консольным и имеет реакцию на изгиб. Учет этой особенности введением дополнительного граничного условия позволил усовершенствовать расчетную модель и объяснить завышение длины каната в методе узловых гармоник.

Учет характера крепления каната позволил ввести обобщенный параметр s , который для жесткого консольного крепления принимает нулевое значение, а для шарнирного равен единице. Тогда ослабление жесткости внутри крепления проявится ростом параметра s и по результатам регистрации спектра колебаний может быть обнаружено.

Ключевые слова: вантовый мост, стальной канат, стальной трос, стоячие волны, сила натяжения каната, изгибная жесткость, мониторинг состояния, мост «Влюбленных».

INFLUENCE OF ROPE FASTENING ON THE SPECTRUM OF ITS NATURAL TRANSVERSE VIBRATIONS

© 2024 Kamil Muratov^{1,2,*}, Danil Likhachev^{1,**}, Roman Sokolov^{1,2,***},
Anna Chekhunova^{1,****}, Marina Osintseva^{1,*****}, Alexei Vaganov^{1,3,*****}

¹Industrial University of Tyumen, Russia 625000, Tyumen, Volodarsky Street, 38

²LTD «ALPHA SYSTEMS», Russia 625019, Tyumen, Respublika Street, 204

³CJSC «NPC «Sibneftegazdiagnostika», Russia 625026, Tyumen, Rzhskaya Street, 45a

E-mail: *muratows@mail.ru; **tiger.lowe2015@yandex.ru; ***falcon.rs@mail.ru; ****chahunovaam@tyuiu.ru;
*****osintsevama@tyuiu.ru; *****vaganov@sngd.ru

According to the previously developed method, which takes into account the bending stiffness of steel ropes during their transverse oscillation, the ropes of the pedestrian bridge 'Lovers' in the city of Tyumen were investigated. The obtained values of tension force and bending stiffness were within the expected range. The high variation of bending stiffness values forced to pay attention to the accuracy of the initial values of rope lengths, which were obtained from the photograph. To measure the rope lengths, a method of nodal harmonic registration was proposed, but the results obtained by this method were higher than the values obtained from the photograph. The evaluation of measurement errors did not explain this overestimation, which led to the necessity to revise the solution of the differential equation of transverse oscillations. It turned out that previously only its partial solution was considered, assuming a hinged rope attachment, whereas it is cantilevered and has a bending reaction. Taking this feature into account by introducing an additional boundary condition allowed to improve the calculation model and explain the overestimation of the rope length in the method of nodal harmonics.

Taking into account the nature of the rope attachment allowed us to introduce a generalised parameter s , which takes zero value for rigid cantilever attachment, and is equal to one for articulated attachment. Then the stiffness weakening inside the anchorage will be manifested by the growth of the parameter s and can be detected by the results of the oscillation spectrum registration.

Keywords: cable-stayed bridge, steel rope, steel cable, standing waves, rope tension force, bending stiffness, condition monitoring, Lovers' bridge.

DOI: 10.31857/S0130308224110062

ВВЕДЕНИЕ

Стальные канаты имеют широкое применение в различных конструкциях и нет необходимости обосновывать предъявляемые к ним требования надежности эксплуатации. Для этого стальные канаты проходят периодическое обследование на предмет поиска дефектов с помощью различных средств контроля [1—5] и выполняется прогнозная оценка остаточного ресурса [6]. В современных условиях, когда устройства автоматики и телеметрии имеют высокую надежность и сравнительно низкую стоимость, разумно применение мониторинговых систем. Например, в работе [7] подъемные канаты естественным образом в процессе эксплуатации проходят сквозь магнитный дефектоскоп. В случае стационарных канатов (ванты моста) требуется перемещение магнитного дефектоскопа [8], что исключает непрерывный мониторинг. Кроме того, при достаточной надежности такие обследования дорогостоящие. Для создания систем непрерывного мониторинга необходимо привлечение других физических принципов, которые могут отражать состояние стальных канатов в целом. Такими свойствами обладают поперечные колебания канатов, регистрацию спектрального состава которых не сложно осуществить.

На примере ранее выполненных обследований стальных канатов вантового перехода и лабораторных исследований в работе [9] показано влияние изгибной жесткости канатов на спектр их собственных поперечных колебаний. Частота v отдельной гармоники спектра зависит от ее номера n , силы натяжения каната F , изгибной жесткости EI и коэффициента затухания β :

$$v^2 = \frac{F}{4\tau L^2} n^2 + \frac{\pi^2 EI}{4\tau L^4} n^4 - \frac{\beta^2}{4\pi^2}, \quad (1)$$

где L — длина каната; τ — масса единицы длины каната. Если EI и β в выражении (1) обратить в ноль, то зависимость частоты v будет строго пропорциональна ее номеру n , а в общем случае зависимость нелинейная. Если пренебречь затуханием колебаний, то выражение (1) можно преобразовать в линейную зависимость отношения v^2/n^2 от n^2 :

$$\frac{v^2}{n^2} = f + g \cdot n^2. \quad (2)$$

Коэффициенты $f = F/4\tau L^2$, $g = \pi^2 EI/4\tau L^4$ позволяют найти силу натяжения и изгибную жесткость.

Для определения состояния каната было предложено выполнение мониторинга изгибной жесткости, которая может изменяться в местах нарушения целостности каната. В последующей работе [10] была проведена теоретическая оценка такой возможности и показано, что влияние дефекта каната на изменение характера зависимости $v(n)$ ничтожно. При этом отношение амплитуд колебаний по обе стороны от дефекта зависит от его величины и положения и может быть зарегистрировано инструментально. В этом случае необходимо одновременно выполнять регистрацию спектра колебаний вблизи двух точек крепления каната. С одной стороны, такое решение позволяет обнаружить дефект, с другой стороны, это усложняет измерения как технически, так и материально. Однако понимая, что такой вывод был сделан на основании только теоретической оценки, и расчетная модель имела упрощения, было решено изучить дополнительные особенности колебаний каната и другие факторы влияния.

ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ И АНАЛИЗ ПЕРВИЧНЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ

В качестве объекта исследования выбран пешеходный мост через реку Тура в Тюмени, с недавнего времени он носит название «Мост влюбленных» (рис. 1). Мост подвешен на канатах диаметром 70 мм. Число внешних сегментов 37 штук, из чего сделано предположение что канат соответствует ГОСТ 7676—73. Визуально можно наблюдать дефекты оболочки канатов в виде выступающих волокон (рис. 2).

К пилоны прикреплено 20 канатов с береговой и 20 с речной стороны. Учитывая диаметр канатов, углы их входа относительно пилоны (рис. 3, слева) канаты скорее всего имеют неподвижное анкерное закрепление внутри пилоны [11, стр. 48]. Подвижное скользящее или балансирующее крепление внутри пилоны повлечет сильный изгиб каната. За балку моста канаты крепятся цилиндрическими анкерами (рис. 3, справа). Обозначения канатов приведены на рис. 4.

Выполненные по методике [9] измерения показали соответствие спектра колебаний канатов уравнению (2) (рис. 5). Хорошая линейность зависимостей на рис. 5 говорит о пренебрежимо малом влиянии затуханий (см. уравнение (1)). Аппроксимируя полученные прямые, были получены значения сил натяжения канатов и их изгибной жесткости (рис. 6.) Характер распределе-

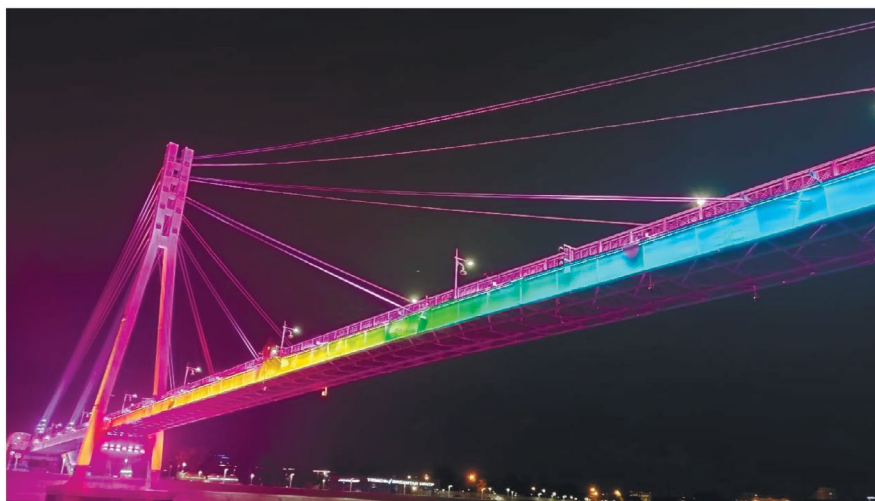


Рис. 1. Пешеходный мост «Влюбленных» в городе Тюмень.



Рис. 2. Дефекты наружного слоя канатов.

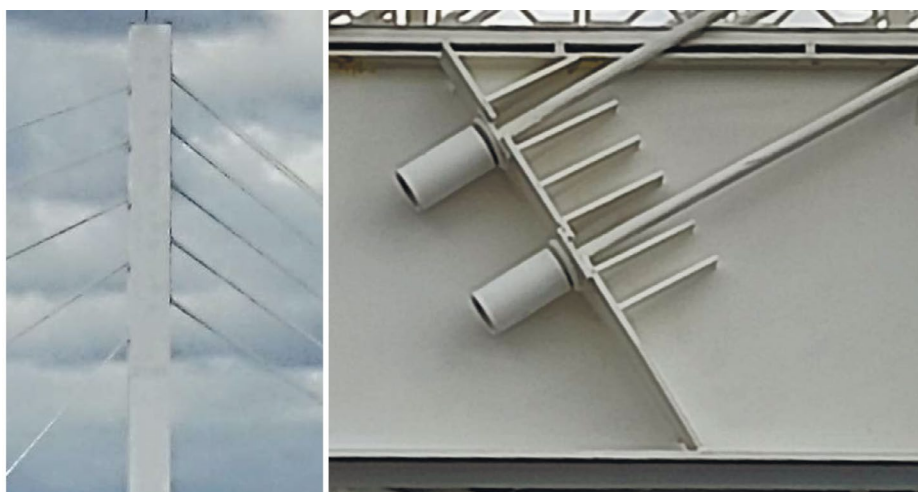


Рис. 3. Расположение канатов относительно пилона (слева) и схема их крепления за полотно моста (справа).

ния сил подтверждает ранее сделанное предположение о схеме крепления канатов в пилоне. Если бы канаты имели скользящую или балансирную опору внутри пилонов, то наблюдались бы близкие значения сил на их береговом и речном участках.

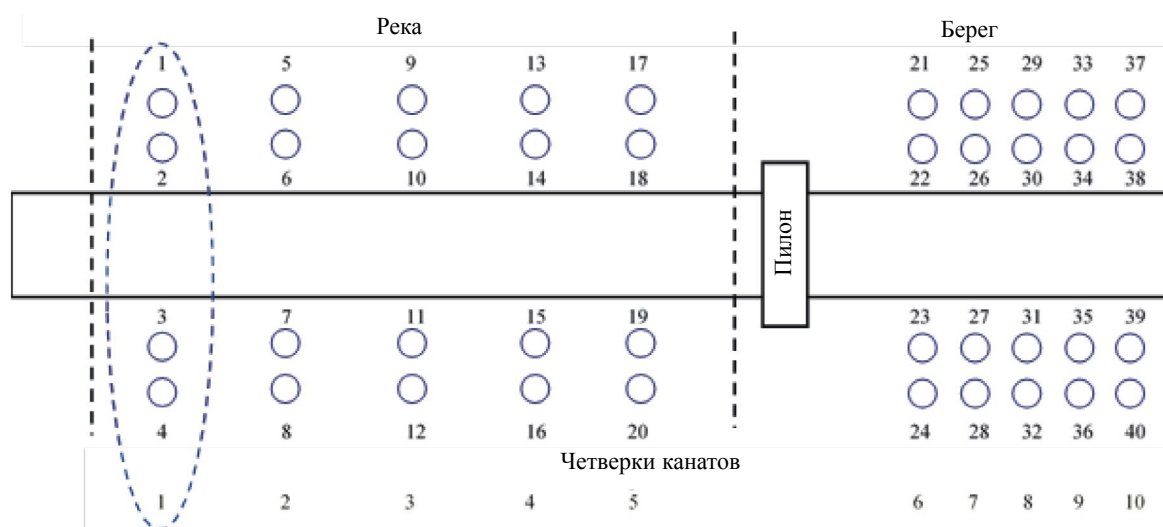
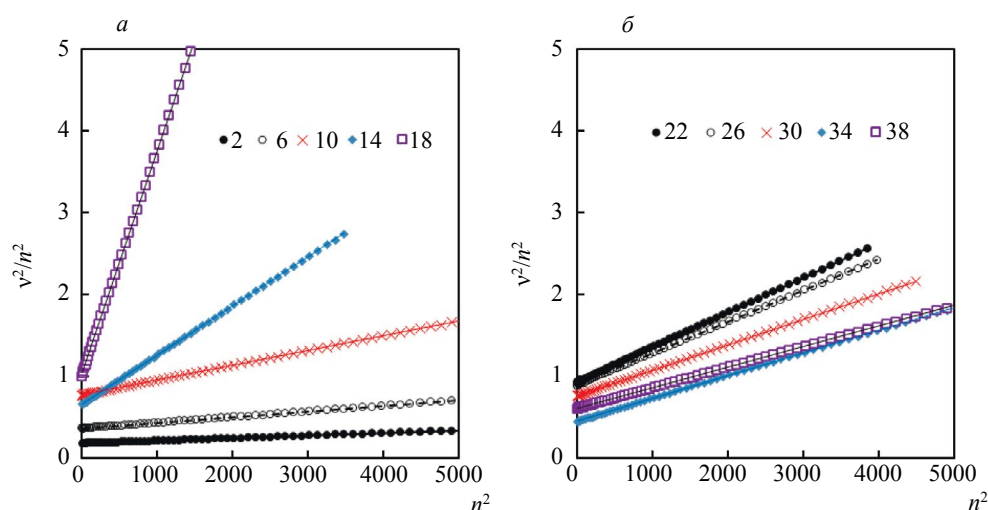


Рис. 4. Схема канатов моста.

Рис. 5. Зависимость v^2/n^2 от n^2 для канатов речного участка моста (а) и берегового (б).

Результирующая горизонтальная сила, действующая со стороны канатов на пилон, составила 367 кН и направлена к береговой части. Вертикальная прижимающая сила имеет величину 11100 кН. Таким образом, угловое отклонение результирующей силы от оси пилона составило $1,9^\circ$.

Значения изгибной жесткости речного участка (рис. 6б) оказались равными $169^{+7,4}_{-5,1}$ кПа $\cdot$ м⁴, берегового участка — $183^{+4,6}_{-7,2}$ кПа $\cdot$ м⁴. Обращает на себя внимание, что разброс этих значений между четверками канатов береговой части выше разброса для речной. Принимая во внимание, что канаты одинаковы, то наблюдаемое различие жесткостей непонятно. Такая нестыковка результатов обусловлена неточностью значений длин канатов, которые определяли по фотографии без учета перспективы. Угол обзора составлял около 13° , что без учета других факторов может дать порядка 2 % погрешности длины. В уравнении для изгибной жесткости длина каната возведена в четвертую степень, для силы натяжения — во вторую. В результате погрешность длины в 2 % приводит к 8 % погрешности изгибной жесткости и 4 % силы натяжения. Более точную информацию о длинах канатов от обслуживающей мост организации получить не удалось.

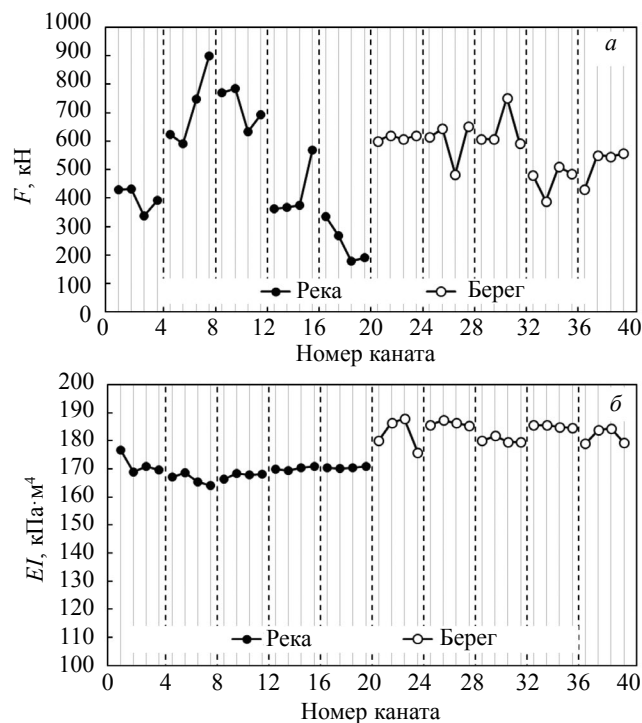


Рис. 6. Полученные значения силы натяжения (а) и изгибной жесткости (б) канатов моста в их речной и береговой части.

ОЦЕНКА ДЛИН КАНАТОВ МЕТОДОМ УЗЛОВЫХ ГАРМОНИК

Чтобы уточнить длины участков канатов L , было предложено измерить длину полуволн $\lambda/2$ некоторых гармоник согласно известному условию для стоячей волны:

$$L = \frac{\lambda}{2}n, \quad (3)$$

т.е. в длине каната должно укладываться целое число полуволн. На рис. 7 приведена схема распределения амплитуд колебаний U_0 каната вдоль его оси для трех соседних гармоник. Тогда зависимость координаты x точки наблюдения первой узловой точки гармоник n будет иметь вид $x = L \frac{1}{n}$. Если рассматривать не только первую узловую точку, но и узловые точки порядка m , то получим обобщенную зависимость:

$$x = L \frac{m}{n}. \quad (4)$$

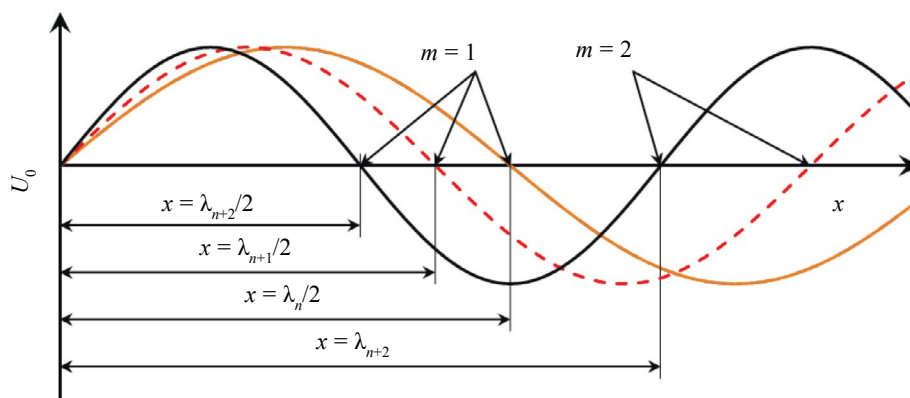


Рис. 7. Схема распределения амплитуды колебаний трех соседних гармоник вблизи точки крепления каната.

В зависимости $x\left(\frac{m}{n}\right)$ длина каната L является угловым коэффициентом прямой, который несложно выделить из экспериментальной зависимости. Для реализации предложенного подхода была выполнена регистрация спектра виброускорения в различных точках канатов с шагом 100—500 мм. Расстояние от точки измерения до крепления измерялось лазерным дальномером с точностью не хуже ± 5 мм. Резиновой киянкой производилось возбуждение колебаний каната и через 1-2 с в эту же точку магнитным держателем прикреплялся датчик виброанализатора СД-21 и регистрировали спектр колебаний. Конструктивно длины канатов в каждой четверке одинаковы (см. схему на рис. 4), поэтому измерения выполнялись на одном канате из каждой четверки.

На рис. 8 показан пример спектрограмм для двух точек регистрации с координатами $x = 4$ и $x = 7$ м для каната № 2. Характерные впадины огибающих спектрограмм являются проявлением узловых точек соответствующих гармоник. Определение их номера не составляет труда при подборе достаточной чувствительности виброанализатора.

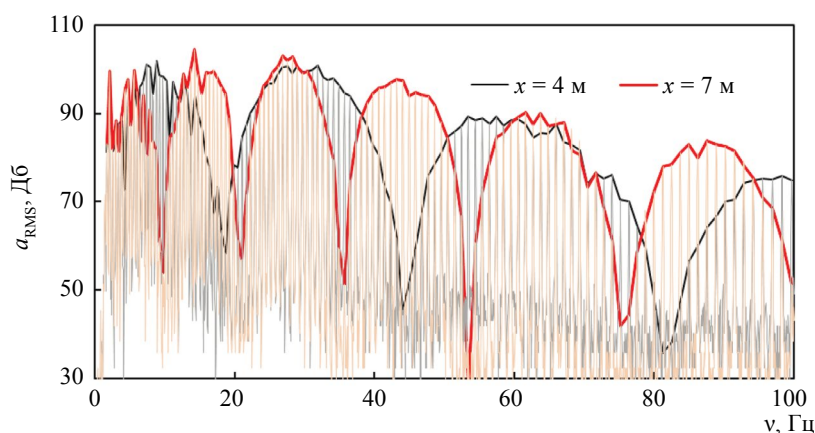


Рис. 8. Характер спектрограммы СКЗ виброскорости каната № 2 для точек с удалением от зажима на 4 и 7 м.

На рис. 9а приведен ожидаемый линейный характер зависимости $x\left(\frac{m}{n}\right)$ для каната № 2. Линейная отнулевая аппроксимация на рис. 9а получена для всех четырех значений m . Для остальных канатов наблюдается аналогичный линейный характер (рис. 9б). Однако если рассмотреть результаты только для первой узловой гармоники ($m = 1$) и аппроксимировать их методом наименьших квадратов линейной функцией вида:

$$x\left(\frac{1}{n}\right) = L \cdot \frac{1}{n} + \Delta, \quad (5)$$

то обнаружим только положительные значения свободного члена Δ (4—42 см) для всех десяти измерений, т.е. наблюдаемое одностороннее отклонение не является случайной погрешностью.

При измерении координаты x луч лазерного дальномера мог попадать на поверхность 1 или 2 (рис. 10). В конструкции крепления каната (см. рис. 10) начало отсчета координаты x должно находиться в окрестности точки C_1 , однако в этом случае свободный член Δ должен оказаться отрицательным, т.е. с учетом наблюдаемых положительных значений Δ условный шарнир должен располагаться в окрестности точки C_2 (см. рис. 10).

Кроме этой аномалии обращено внимание на значения длин канатов, полученные с помощью регистрации узловых гармоник. Они оказались больше ранее оцененных по фотографии на 2—13 % или в абсолютном выражении на 1,5—7,4 м (рис. 11), т.е. отклонения выходят за рамки погрешности длины. Также замечено, что практически во всех случаях расчетные значения длин канатов с ростом номера m уменьшались (см. рис. 11).

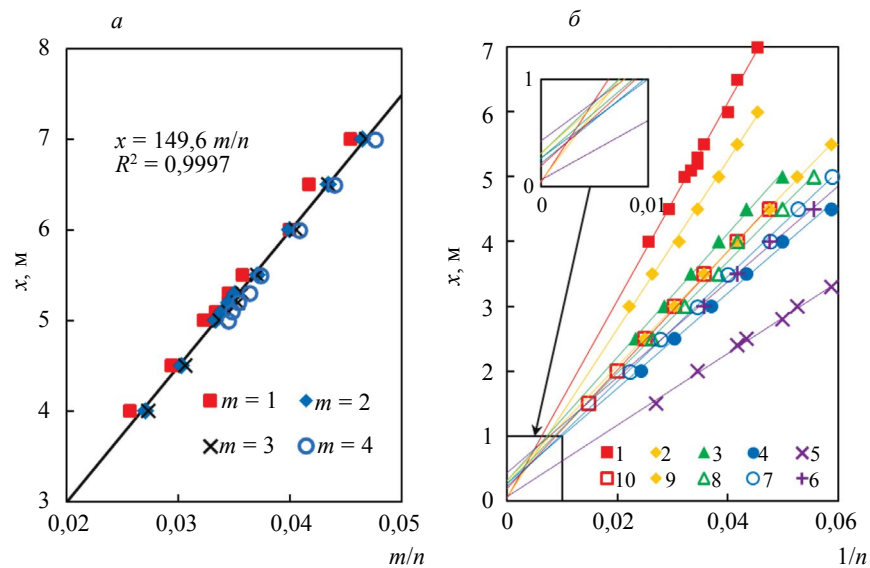


Рис. 9. Зависимость координаты узловой точки x от соотношения m/n для каната № 2 (а) и аналогичная зависимость для всех десяти четверок канатов при $m = 1$ (б).

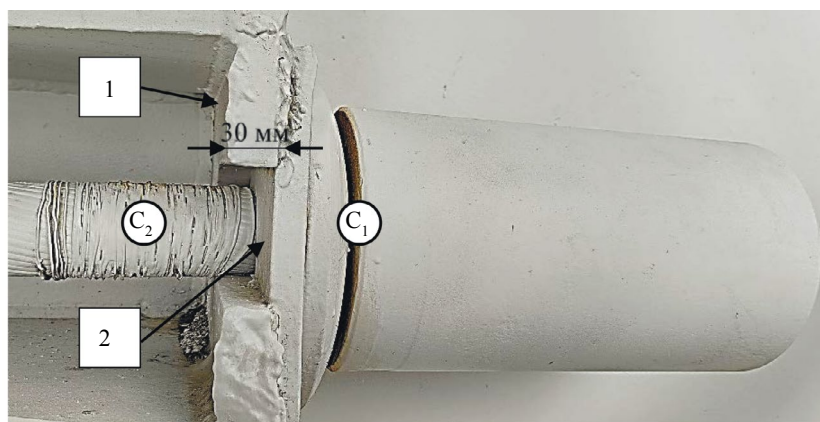


Рис. 10. Крепление каната.

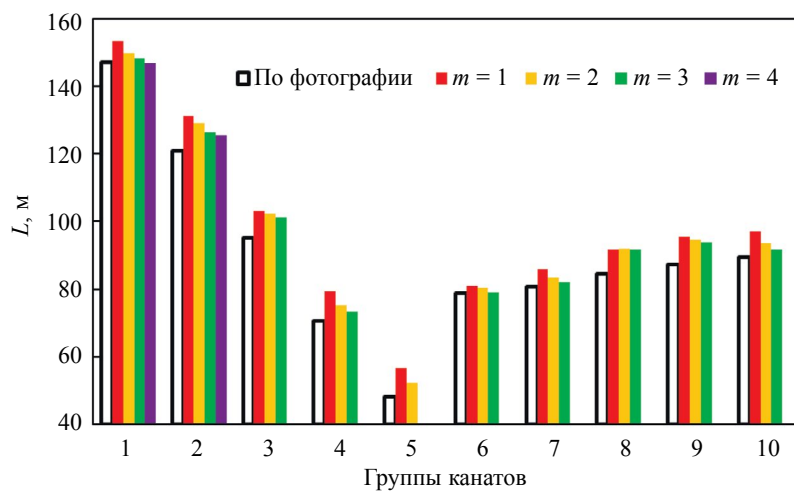


Рис. 11. Длины канатов, определенные по фотографии и методом регистрации узловых точек.

Использование значений длин, вычисленных по узловым гармоникам, не смогло выровнять изгибные жесткости между четверками канатов, а даже увеличило разброс, т.е. измерение длин методом узловых гармоник оказалось менее точным, чем по фотографии. Анализ показал, что источником погрешностей в предложенном методе может являться дискретность выбора номера узловой гармоники. Поясним на примере каната № 2, длина которого 147 м, доступ для установки датчиков был в диапазоне 4—7 м от нижнего крепления. Принимая во внимание уравнение (4), для 30-й гармоники узел будет иметь координату $147/30 = 4,9$ м. Для двух соседних 29-й и 31-й гармоник узел будет иметь координату 5,07 и 4,74 м соответственно. Установка датчика может происходить в произвольно выбранной точке, при этом точность определения ее координаты может быть высокой. Предположим, датчик был установлен в точке с координатой 4,95 м. В этом случае, анализируя зарегистрированную спектрограмму (см. рис. 8), будет выбрана гармоника № 30. Погрешность координаты составит 0,05 м, причем она не связана с точностью измерения расстояния, а полностью является результатом дискретности n . Далее, умножая на 30, получим ощутимые 1,5 м.

Проведенное имитационное моделирование измерения длины методом узловых гармоник показало, что разброс возможных значений может составить от 1 до 2,5 %, причем отклонения могут быть как в большую, так и в меньшую сторону от истинного. Экспериментальные наблюдения дают большие отклонения, причем в положительную сторону.

Таким образом, предложенный метод узловых гармоник дает качественное согласие с экспериментом, но при этом имеет отклонения, выше ожидаемых погрешностей. В совокупности с остальными наблюдениями это дало повод говорить о наличии неучтенной особенности в модели колебаний каната.

ВЛИЯНИЕ КРЕПЛЕНИЯ КАНАТА

В работе [9], чтобы учесть изгибную жесткость и затухание, было предложено дифференциальное уравнение:

$$F \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} - EI \frac{\partial^4 u}{\partial x^4} - r \frac{\partial u}{\partial t} = \tau \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}, \quad (6)$$

где u — поперечное смещение материальных точек; x — продольная координата; r — коэффициент сопротивления. Пользуясь общими представлениями о предполагаемом решении дифференциального уравнения (1), было предложено следующее уравнение:

$$u(x, t) = U_0 \sin\left(\frac{2\pi}{\lambda} x\right) e^{-\beta t} \cdot \sin(\omega t), \quad (7)$$

где $\omega = 2\pi\nu$ — циклическая частота; U_0 — начальная амплитуда колебаний; $\beta = r/2\tau$ — коэффициент затухания. Учитывая, что при $x = 0$ и $x = L$ поперечные смещения u будут равны нулю, было получено выражение (1), которое качественно и количественно согласовалось с результатами предыдущих и настоящих исследований.

Характер решения в форме (7) был принят постулативно, но при этом не противоречил исходному дифференциальному выражению (6). Это натолкнуло на мысль о том, что уравнение (7) является частным решением и были упущены из вида другие детали. Мы обратили внимание на формулировку граничных условий на концах канатов — неподвижность этих точек. Однако не было учтено отсутствие излома в этих точках, что означает шарнирное крепление каната. Формально излом линии каната представляет собой разрыв первой производной функции $u(x)$ и бесконечное значение ее второй производной, что с учетом изгибной жесткости каната означает бесконечные механические напряжения в нем [12]. Тогда, чтобы зажим каната представлял собой жесткую заделку (консольное крепление), к прежним граничным условиям необходимо добавить нулевые значения производных в точках зажима канатов:

$$\frac{\partial u}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0 \text{ и } \frac{\partial u}{\partial x} \Big|_{x=L} = 0. \quad (8)$$

Будем рассматривать случай стоячих волн, поскольку бегущая волна в ограниченном пространстве угасает быстрее стоячей волны. Также примем, что колебания — гармонические. Коэффициентом затухания β пренебрежем. В этом случае функция поперечного смещения материальных точек каната будет записана в виде:

$$u(x, t) = U(x) \cdot \cos(\omega \cdot t), \quad (9)$$

где $U(x)$ — функция распределения амплитуды колебаний вдоль координаты x .

Если пренебречь затуханием ($r = 0$), то уравнение (6) приобретет стационарный вид и становится линейным однородным уравнением четвертого порядка относительно одной переменной x :

$$\frac{\partial^4 U}{\partial x^4} - \frac{F}{EI} \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} - \frac{\tau \omega^2}{EI} U = 0. \quad (10)$$

Полное решение уравнения (10):

$$U(x) = A_1 e^{-x\sqrt{a+b}} + A_2 e^{x\sqrt{a+b}} + A_3 e^{-x\sqrt{a-b}} + A_4 e^{x\sqrt{a-b}}, \quad (11)$$

где A_1, A_2, A_3, A_4 — коэффициенты, определяемые начальными и граничными условиями;

$$a = \frac{F}{2EI}; \quad b = \frac{\sqrt{F^2 + 4EI\tau\omega^2}}{2EI}. \quad (12)$$

В выражении (11) первые два члена суммы являются экспонентами с вещественными показателями степени. Третий и четвертый члены содержат мнимые показатели (так как $b > a$) и с помощью формулы Эйлера могут быть записаны в тригонометрической форме, а после наложения условия вещественности значений U выражение (11) можно преобразовать к виду:

$$U(x) = A_1 e^{-x\sqrt{a+b}} + A_2 e^{x\sqrt{a+b}} + A_0 \sin(k \cdot x - \varphi), \quad (13)$$

где A_0 — амплитуда колебаний стоячей волны; $k = \frac{2\pi}{\lambda} = \sqrt{b-a}$ — волновое число; φ — сдвиг фазы гармонической функции. Здесь две экспоненты зеркальны друг другу и играют свою роль вблизи точек зажима: первая — при $x = 0$, вторая — при $x = L$. Можно показать, что экспонента $e^{-x\sqrt{a+b}}$ уменьшится в e раз на расстоянии, не более чем $\lambda/2\pi$. Это значит, что вблизи одного зажима каната экспонентой противоположного зажима можно пренебрегать. Амплитуда A_0 по своей сути отражает начальные условия, т.е. зависит от интенсивности возбуждения колебаний или просто является масштабным коэффициентом. Поэтому в дальнейшем ее можно принять равной единице. Тогда выражение (13) для описания колебаний вблизи $x = 0$ можно трансформировать в простой и удобный для анализа вид:

$$U(x) = A_e e^{-x\sqrt{a+b}} + \sin(k \cdot x - \varphi). \quad (14)$$

Коэффициенты A_e и φ определяются, исходя из граничных условий неподвижности и отсутствия излома каната в точке зажима:

$$A_e = \sin(\varphi); \quad (15a)$$

$$\operatorname{tg}(\varphi) = \frac{\sqrt{b-a}}{\sqrt{b+a}}. \quad (15b)$$

На рис. 12 проиллюстрирован характер зависимости (14). Исходя из полученного результата, становится понятно превышение длины канатов и положительные значения свободного члена Δ в уравнении (5), т.е. он является смещением синусоиды относительно случая с шарнирным креплением. Смещение $\Delta = \varphi\lambda/2\pi$ завышает экспериментальное значение полуволны $\lambda/2$ и при его умножении на номер гармоники также завышает расчетную длину каната. При регистрации координаты узловых точек второго, третьего и более высокого порядка ($m = 1, 2, \dots$) вклад смещения Δ в завышение длины каната должен снижаться кратно значению m , что находит подтверждение на рис. 11.

Дискретный набор частот колебаний стоячих волн будет определяться условием укладки в длину каната L за вычетом двух смещений Δ целого числа полуволн $\lambda/2$:

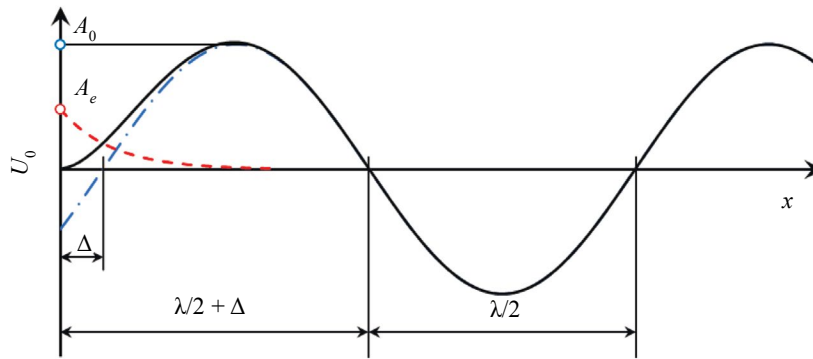


Рис. 12. Схема распределения амплитуды колебаний каната U_0 для случая его жесткого крепления.

$$L - 2\Delta = \frac{\lambda}{2}n. \quad (16)$$

После преобразований это выражение примет вид:

$$L = \frac{\pi\sqrt{2EI}}{\sqrt{\sqrt{F^2 + 16\pi^2 EI \cdot \tau \cdot v^2} - F}} \left(n + \frac{2}{\pi} \arctg \left(\frac{\sqrt{\sqrt{F^2 + 16\pi^2 EI \cdot \tau \cdot v^2} - F}}{\sqrt{\sqrt{F^2 + 16\pi^2 EI \cdot \tau \cdot v^2} + F}} \right) \right). \quad (17)$$

Схемы концевых креплений канатов различны [12], одни из них можно рассматривать как шарнирные, другие — как консольные. Можно сделать обобщение на оба этих случая. Для этого обратимся к граничным условиям (8), где производная в концевых точках приравнялась нулю. Для случая консольного закрепления не сложно догадаться, что в уравнении (14) экспоненциальная компонента будет равна нулю и останется гармоническая функция. Тогда производная в точке $x = 0$ станет равной волновому числу k , т.е. для крепления промежуточной жесткости (между консольным и шарнирным) производная dU/dx в точках зажима будет иметь значение от 0 до k . Чтобы обобщить все эти случаи запишем граничные условия (8) следующим образом:

$$\frac{dU}{dx}_{x=0} = s \cdot k \quad \text{и} \quad \frac{dU}{dx}_{x=L} = s \cdot k, \quad (18)$$

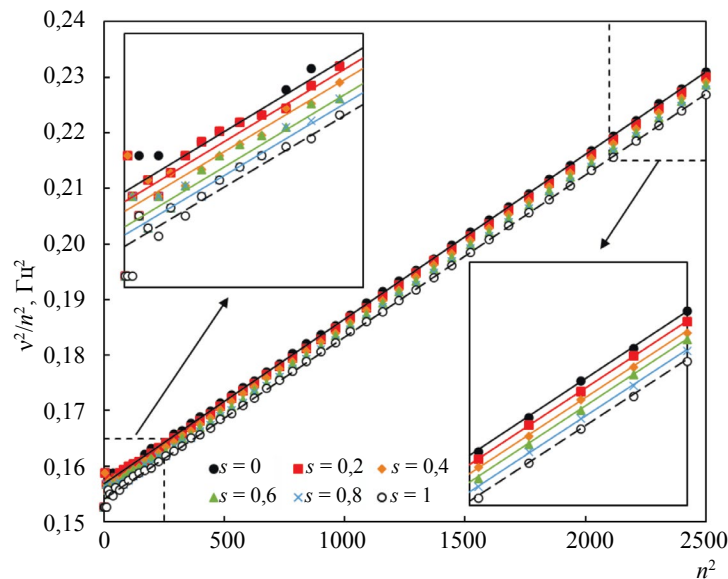
где коэффициент s назовем «шарнирной гибкостью» крепления. При $s = 0$ — крепление консольное, при $s = 1$ — шарнирное. Тогда различным схемам крепления будет соответствовать свое значение s , и если, например, в креплении будут происходить какие-либо деградиационные процессы, то это значение будет расти. Если учесть граничное условие (18), то эквивалентом выражению (15б) станет уравнение:

$$\frac{\sin(\varphi)}{\cos(\varphi) - s} = \frac{\sqrt{b-a}}{\sqrt{b+a}}. \quad (19)$$

С учетом (16) получим:

$$s = \cos\left(\frac{L}{2}\sqrt{b-a} - \frac{\pi}{2}n\right) - \frac{\sqrt{b+a}}{\sqrt{b-a}} \sin\left(\frac{L}{2}\sqrt{b-a} - \frac{\pi}{2}n\right). \quad (20)$$

Выразить аналитически зависимость частоты колебаний v от номера гармоники n из уравнения (20) нельзя, однако получить численное решение, например, в среде Mathcad, несложно. На рис. 13 приведен результат моделирования зависимости v^2/n^2 от n^2 путем решения выражения (20) для различных значений «шарнирной гибкости» s . Параметры моделирования близки к экспериментальным: $F = 400$ кН, $EI = 165$ кПа·м⁴, $L = 147$ м, $\tau = 30$ кг/м. Также учтены настройки виброанализатора: диапазон регистрации 25 Гц, 1600 линий дискретизации (N). Эта дискретность при малых частотах приводит к ощутимому разбросу значений v^2/n^2 (рис. 13). С ростом частоты влияние дискретности убывает.

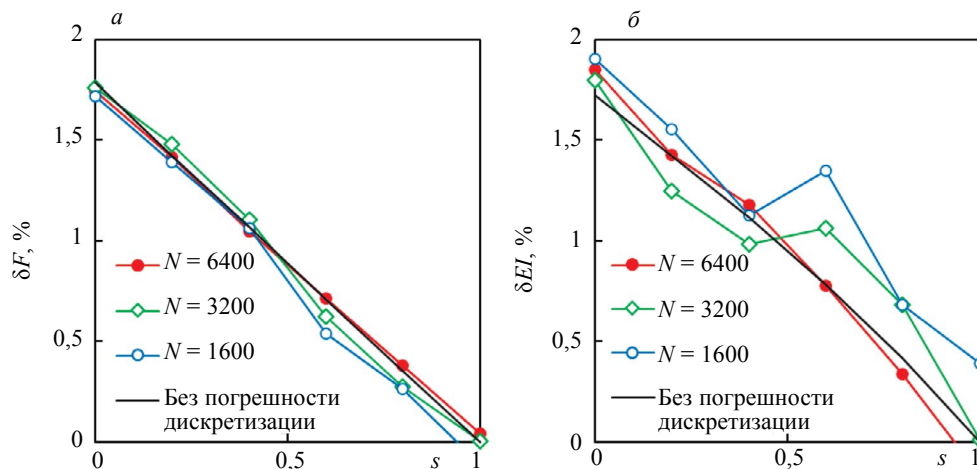
Рис. 13. Модельная зависимость v^2/n^2 от n^2 .

Влияние «шарнирной гибкости» s на зависимость $\frac{v^2}{n^2}(n^2)$ слабое (см. рис. 13). Если извлечь из модельных данных значения силы натяжения и изгибной жесткости согласно методике [9], то с ростом s они будут убывать, что изображено на рис. 14. Можем видеть также характер влияния дискретности измерения частоты. Для удобства восприятия приведены относительные значения этих величин:

$$\delta F = \frac{F_{\text{model}} - F_{\text{true}}}{F_{\text{true}}} \quad \text{и} \quad \delta EI = \frac{EI_{\text{model}} - EI_{\text{true}}}{EI_{\text{true}}}, \quad (21)$$

где индекс «model» означает модельное значение, индекс «true» — истинное.

В приведенном моделировании источником погрешности является только дискретность регистрации частоты. Если учесть остальные источники погрешностей, то для F и EI погрешность может достигать 5 и более процентов. В реальной ситуации параметр s вряд ли будет изменяться во всем возможном диапазоне, поэтому его изменение будет практически незаметно на фоне флуктуации других факторов.

Рис. 14. Характер влияния параметра s на вычисленные значения силы натяжения (а) и изгибной жесткости (б) при различной дискретизации регистрируемых частот.

Шарнирная гибкость по сравнению с силой натяжения и изгибной жесткостью является слабым параметром и при регистрации спектральной характеристики $v(n)$ приборами обычного класса точности не может быть выявлена. Эта «слабость» обусловлена локальностью влияния зажима. Область его влияния ($x \leq \lambda/2\pi$) по сравнению с длиной каната незначительна, тогда как сила и жесткость действуют по всей длине. Поэтому для осуществления мониторинга состояния каната в его зажиме требуется решить вопросы точности измерений и выявить особенности влияния внешних факторов. Кроме того, необходима разработка алгоритма извлечения искоемых значений (F , EI , s) из массива экспериментальных данных $v(n)$ согласно зависимости (20).

Отметим также еще один возможный источник неточностей. Выше, коэффициент s был введен простым обобщением и подразумевался независимым от частоты, силы натяжения и изгибной жесткости. Никакого четкого физического смысла с позиции теории упругости дано не было. Поэтому при всей строгости математических выводов предложенная модель подлежит уточнению и экспериментальной апробации.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Обследование вантового моста в городе Тюмень позволило установить распределение сил натяжений канатов и выявило высокую значимость точного значения длин канатов для оценки их изгибной жесткости. Изгибная жесткость рассматривается как некоторый интегральный параметр целостности каната и может отслеживаться средствами мониторинга.

Предложена методика регистрации узловых гармоник, которая позволяет оценить длины канатов. По результатам оценки длин канатов обследованного моста обнаружена необходимость учета характера крепления канатов. Это было сделано введением дополнительного граничного условия. Обобщение различных вариантов крепления с помощью предложенного параметра s открывает возможность оценки состояния каната в его креплении.

Для целей создания мониторинговой системы с непрерывным определением силы натяжения и изгибной жесткости, включая также параметр s , требуется создание алгоритмов обработки спектральной функции $v(n)$ и повышенной точности измерения частоты колебаний.

Работа выполнена при поддержке Национального проекта «Наука и университеты» Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (грант № FEWN- 2024-0005).

Выражаем благодарность специалисту второй категории кафедры Физики и приборостроения ТИУ Густову Юрию Геннадьевичу за помощь в проведении экспериментов, ведущему инженеру по техническому надзору МБУ «Тюменьгормост» Кузнецову Сергею Владимировичу за оперативное сопровождение работ и обеспечение их безопасного выполнения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ли Б., Чжан Ц., Чен Ц. Неразрушающий контроль стальных тросов с использованием оптимизированного метода опорных векторов // Дефектоскопия. 2021. № 11. С. 49—59.
2. Павленко А.В., Короткий А.А., Пузин В.С., Хальфин М.Н., Медведев В.В., Щучкин Д.А. Устройства для неразрушающего контроля состояния стальных канатов // Горное оборудование и электромеханика. 2007. № 10. С. 42—47.
3. Меркурьев И.В., Хроматов В.Е. Разработка робототехнического комплекса для диагностики стальных тросов методом неразрушающего контроля // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2021. № 11. С. 60—62.
4. Семенов А.В. Вихретоковые проходные преобразователи для неразрушающего контроля замкнутых протяженных объектов // Контроль. Диагностика. 2022. Т. 25. № 10 (292). С. 4—11.
5. Семенов А.В., Слесарев Д.А. Неразрушающий контроль стрендовых канатов больших диаметров // Контроль. Диагностика. 2019. № 4. С. 20—27.
6. Слесарев Д.А., Воронцов А.Н. Вероятностные характеристики оценки прочности и ресурса стальных канатов по результатам дефектоскопии // Дефектоскопия. 2016. № 2. С. 55—62.
7. Сухоруков В.В. Техническая диагностика стальных канатов добывающей промышленности: от дефектоскопии к автоматизированному мониторингу // В мире неразрушающего контроля. 2019. Т. 22. № 3. С. 4—8.
8. Сухоруков В.В., Волоховский В.Ю., Воронцов А.Н., Цуканов В.В., Абакумов А.А. Диагностирование состояния и оценка остаточного ресурса канатов вантовых мостов // Дороги. Инновации в строительстве. 2021. № 98. С. 38—45.
9. Муратов К.Р., Новиков В.Ф., Кулак С.М., Соколов Р.А., Сафаргалиев Р.Ф., Мусихин С.А., Протолюк В.В. Учет жесткости стальных канатов при оценке силы их натяжения по результатам измерения частоты собственных колебаний // Дефектоскопия. 2023. № 2. С. 16—23.

10. Муратов К.Р., Шаропина И.А., Бевзюк И.С., Соколов Р.А., Пробытюк В.В. Модель влияния дефекта каната на спектр его свободных поперечных колебаний // Дефектоскопия. 2023. № 11. С. 60—62.
11. Качурин В.К., Брагин А.В., Ерунов Б.Г. Проектирование висячих и вантовых мостов. М.: Транспорт, 1971. 280 с.
12. Работнов Ю.Н. Сопротивление материалов. М.: Физматгиз, 1962. 456 с.
13. Малиновский В.А. Стальные канаты: аналитический справочник. Одесса: Астропринт, 2016. 252 с.

REFERENCES

1. Li Bing, Zhang J., Chen Q. Quantitative Nondestructive Testing of Steel Wire Rope Based on Optimized Support Vector Machine // Defectoskopiya. 2021. No. 11. P. 49—59. <https://doi.org/10.1134/S106183092111005X>
2. Pavlenko A.V., Korotkiy A.A., Puzin B.C., Khalfin M.N., Medvedev V.V., Shchuchkin D.A. Devices for nondestructive control of the steel ropes condition // Mining equipment and electromechanics. 2007. No. 10. P. 42—47. (In Russian).
3. Merkur'yev I.V., Khromatov V.E. Development of a robotic complex for diagnostic of steel cables by non-destructive testing method // Izvestiya Tula State University. Technical Sciences. 2021. No. 11. P. 60—62. (In Russian).
4. Semenov A.V. Encircling eddy current testing probes for non-destructive testing of closed linearly extended objects // Kontrol'. Diagn. 2022. No. 10. P. 4—11. <https://doi.org/10.14489/td.2022.10.pp.004-011>
5. Semenov A.V., Slesarev D.A. Nondestructive testing of strand ropes of large diameters // Kontrol'. Diagn. 2019. No. 4. P. 20—27. <https://doi.org/10.14489/td.2019.04.pp.020-027>
6. Slesarev D.A., Vorontsov A.N. The probabilistic characteristics of estimation of the residual strength and operation lifetime of steel wire rope based on the results of non-destructive testing // Defectoskopiya. 2016. No. 2. P. 55—62. <https://doi.org/10.1134/S1061830916020078>
7. Sukhorukov V.V. Technical diagnostics of steel ropes in extractive industry: from flaw detection to automated monitoring // NDT WORLD. 2019. V. 22. No. 3. P. 4—8. https://doi.org/10.12737/article_5d5fcca11f3624.52556014
8. Sukhorukov V.V., Volokhovskiy V.Y., Vorontsov A.N., Vorontsov A.N., Tsukanov V.V., Abakumov A.A. Condition diagnostics and residual life assessment of cable-stayed bridge ropes // Roads. Innovations in Construction. 2021. No. 98. P. 38—45. (In Russian).
9. Muratov K.R., Novikov V.F., Kulak S.M., Sokolov R.A., Safargaliev R.F., Musikhin S.A., Probytyuk V.V. Accounting for the Rigidity of Steel Cables When Assessing Their Tension Force Based on the Results of Measuring the Frequency of Natural Vibrations // Defectoskopiya. 2023. No. 2. P. 16—23. <https://doi.org/10.1134/S1061830923700250>
10. Muratov K.R., Sharopina I.A., Bevzyuk I.S., Sokolov R.A., Probytyuk V.V. Model of Influence of a Rope Defect on the Spectrum of its Free Transverse Vibrations // Defectoskopiya. 2023. No. 11. P. 60—62. (In Russian). <https://doi.org/10.31857/S0130308223110076>
11. Kachurin V.K., Bragin A.V., Erunov B.G. Design of suspension and cable-stayed bridges. M.: Transport, 1971. 280 p. (In Russian).
12. Rabotnov Yu.N. Soprotivlenie materialov (Resistance of Materials). M.: Fizmatgiz, 1962.
13. Malinovskii V.A. Stal'nie kanaty: analiticheskii spravochnik (Steel Ropes: An Analytical Reference Book). Odessa: Astroprint, 2016.



Стартовал прием заявок на **Национальную премию в области неразрушающего контроля и технической диагностики в 2025 году**. Организационный комитет Премии сообщает о начале приема заявок от ученых, специалистов, учебных заведений, научно-исследовательских и технологических институтов, а также производственных предприятий и компаний.

В 2025 году в рамках Форума «Территория NDT» 1 — 3 апреля в соответствии с Положением о Премии вручаются две номинации: **Премия за выдающийся вклад в развитие способов и технологий НК, разработку новых приборов и систем НК и ТД**. Премия приурочена к проведению ежегодного Международного промышленного форума «Территория NDT». Вручается отдельному участнику или коллективу участников в составе не более трех номинантов. **Премия молодому специалисту (до 35 лет) за достижения в области НК и ТД**. Премия приурочена к проведению ежегодного Международного промышленного форума «Территория NDT». Вручается отдельному участнику. В соответствии с Положением о Национальной премии лауреатам вручаются памятные значки, дипломы и денежная премия от РОНКТД, спонсированные ООО «НПЦ «ЭХО+».

С положением о Премии и требованиями к заполнению заявок кандидатов можно ознакомиться на сайте РОНКТД. Заполненные анкеты просим отправлять на адреса: info@ronktd.ru; android@echoplus.ru.

Заявки принимаются до 15.03.2025 года!