

УДК 620.179.16

DOI 10.22213/2410-9304-2018-4-45-56

ФОРМИРОВАНИЕ АКУСТИЧЕСКОГО ПОЛЯ ПРОХОДНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ
В ДЕТАЛЯХ С РЕЗЬБОЙ*

О. В. Муравьева, доктор технических наук, профессор, ИжГТУ имени М. Т. Калашникова;
Удмуртский федеральный исследовательский центр УрО РАН, Ижевск, Россия
М. Ю. Соков, ИжГТУ имени М. Т. Калашникова, Ижевск, Россия
Ю. В. Мышкин, ИжГТУ имени М. Т. Калашникова, Ижевск, Россия

В статье предложена модель формирования акустического поля в деталях с резьбой при возбуждении с использованием проходного электромагнитно-акустического преобразователя при варианте расположения витков индуктора на гребнях резьбы. На основании результатов численного моделирования распределения плотности вихревых токов и поля подмагничивания на резьбовой поверхности получено распределение сил Ампера. Предложен подход к расчету акустических полей продольных и поперечных волн, возбуждаемых силами Ампера произвольного направления с использованием теории сосредоточенных источников. Подход основан на принципе суперпозиции диаграмм направленности, формируемых в каждой точке резьбовой поверхности, вертикальной и горизонтальной, компонентами сил Ампера с коэффициентами, пропорциональными произведению плотности тока на поле подмагничивания в данной точке. Выполнены расчеты диаграмм направленности продольных и поперечных волн как в отдельных точках резьбовой поверхности, так и всего гребня резьбы в целом. Выполнено численное моделирование процесса распространения акустических волн в деталях с резьбой в программной среде COMSOL Multiphysics при возбуждении касательными силами, приложенными к вершинам гребней резьбы. Выполнено сравнение акустических полей продольной и поперечной волн, полученных численными и аналитическими методами.

Ключевые слова: детали с резьбой, электромагнитно-акустический преобразователь, акустическое поле, магнитное поле, плотность вихревых токов, сила Ампера.

Введение

Развитие методов неразрушающего контроля с использованием бесконтактных электромагнитно-акустических (ЭМА) преобразователей обусловлено рядом существенных эксплуатационных достоинств, в частности, возможность контроля через воздушный зазор без применения контактных жидкостей, в том числе в условиях высоких температур; отсутствие износа ЭМА-преобразователей; независимость результатов контроля от перекосов преобразователей относительно поверхности объекта и от наличия на поверхности изделия ржавчины, окалины, краски, загрязнений; возможность возбуждения и приема любых типов волн, в том числе поперечных с горизонтальной поляризацией, которые практически невозможно возбудить и принять контактным способом [1]. Основной недостаток такой аппаратуры – относительно малые значения коэффициентов преобразования, что требует применения специальных технических решений [2–8]. В литературе широко освещаются вопросы использования ЭМА-преобразователей (ЭМАП) для задач акустической дефектоскопии [9–16] и структуроскопии [17–20].

Разрабатываемый авторами зеркально-теневой метод на многократных отражениях, реали-

зованный с использованием бесконтактного ЭМА-преобразователя, показал свою перспективность для выявления поверхностных и внутренних дефектов, отклонения от формы поперечного сечения объекта, оценки структурного и напряженно-деформированного состояния материала при контроле цилиндрических объектов (прутков проката, насосных штанг, валов), в том числе деталей с резьбой [21–23].

Для разработки научно обоснованных требований к конструированию ЭМАП для деталей с резьбой требуется предварительный анализ создаваемых ими акустических полей. От акустического поля ЭМАП зависят основные параметры контроля (чувствительность, погрешность глубиномера, поперечная разрешающая способность, шаг сканирования и другие). Кроме того, грамотное формирование акустического поля может несколько скомпенсировать низкий коэффициент ЭМА-преобразования.

Большинство работ по исследованию акустических полей ЭМАП базируется на их представлении в виде витка, плоской круглой катушки, ленты с током, двух или более синфазно (противофазно) возбуждаемых лент с током [24–26]. При этом расчет акустических полей ведется для упругого полупространства в даль-

© Муравьева О. В., Соков М. Ю., Мышкин Ю. В., 2018

* Работа выполнена в рамках проекта № 3.5705.2017/ВУ по государственному заданию Министерства образования и науки РФ ФБГОУ ВО «ИжГТУ имени М. Т. Калашникова» на 2017–2019 гг. по разделу «Организация проведения научных исследований».

ней зоне. Имеются данные о расчете акустических полей ЭМА-преобразователей методом конечных элементов [27–30].

В работе предложен подход к расчету и исследованы акустические поля продольных и поперечных волн, формируемых проходным ЭМА-преобразователем в деталях с резьбой, проведено численное моделирование процесса распространения акустических волн методом конечных элементов.

Используемые подходы

Формирование акустического поля ЭМА-преобразователя определяется направлением сил Ампера, возникающих в каждой точке огибающей резьбы вследствие электродинамического механизма взаимодействия вихревых токов i_e , порождаемых переменным током высокочастотного индуктора длиной dl с постоянным магнитным полем B_0 :

$$F_A = i_e [dl \cdot B_0]. \quad (1)$$

Вихревые токи формируются в приповерхностном слое объекта контроля – глубине скин-слоя δ :

$$\delta = \sqrt{2/\omega\mu_0\mu\sigma}, \quad (2)$$

где $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м; μ – относительная магнитная проницаемость; σ – электропроводность; ω – круговая частота колебаний.

Величина и направление сил Ампера в существенной мере определяется распределением вихревых токов, формируемых в приповерхностном слое электропроводящего объекта контроля, а также распределением и направлением поля подмагничивания.

В случае расположения индуктора шириной $2l$ на высоте h над поверхностью проводящего ферромагнитного полупространства, питаемого током частотой ω , распределение плотности наведенных вихревых токов \vec{j} на поверхности может быть определено по формуле [31]:

$$\vec{j} = \frac{\sigma i \omega \mu_0 e^{-i\omega t} e^{kz}}{2\pi k} \left(\operatorname{arctg} \frac{x-l}{h} - \operatorname{arctg} \frac{x+l}{h} \right), \quad (3)$$

где $k = \sqrt{-i\omega\mu_0\mu\sigma}$ – волновое число электромагнитной волны в металле.

На рис. 1, а представлено относительное распределение плотности вихревых токов для индуктора с током шириной $l = 1$ мм при различных зазорах h . Увеличение зазора ведет, с одной стороны, к ослаблению вихревых токов в объекте, с другой стороны к расширению зоны действия вихревых токов вдоль поверхности. Наиболее равномерное распределение токов соответствует нулевому зазору между индуктором и поверхностью объекта. С увеличением h неравномерность распределения плотности вихревых токов растет.

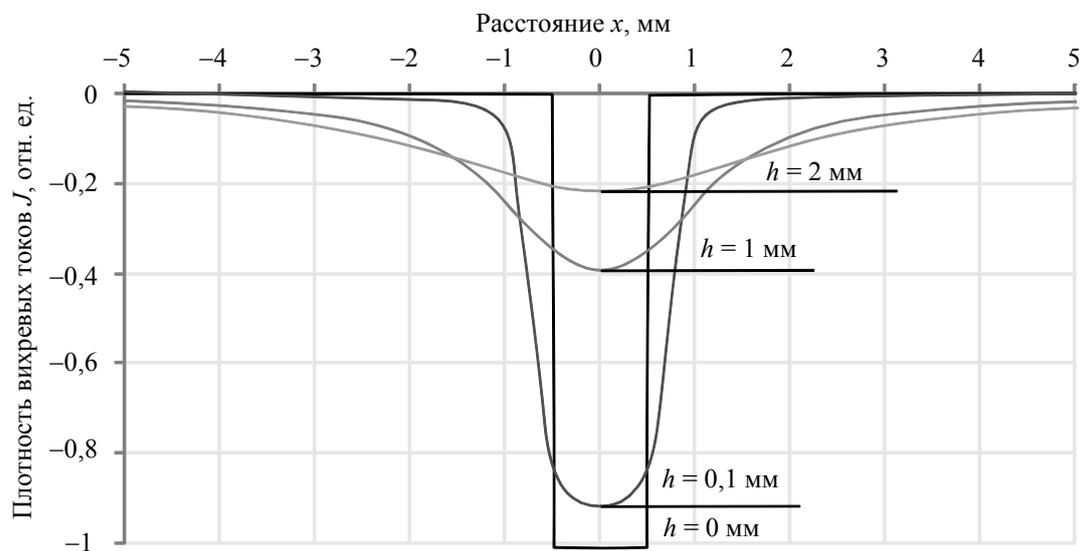


Рис. 1. Распределение плотности вихревых токов при расположении индуктора на поверхности проводящего полупространства

При расположении индуктора на резьбовой поверхности (во впадинах или на гребнях резьбы) распределение вихревых токов в существ-

венной мере отличается от равномерного. Результаты численного моделирования распределения плотности вихревых токов от одного

витка индуктора, расположенного вблизи вершины гребня резьбы, выполненного в программной среде COMSOL Multiphysics, представлены на рис. 2, а. Расположение индуктора вблизи вершины гребня резьбы ведет к наиболее выраженному распределению вихревых токов с максимумом строго по вершине гребня

и с минимумами во впадинах резьбы. В отличие от этого случая при расположении индуктора во впадине резьбы максимумы плотности вихревых токов наблюдаются на боковых гранях резьбы в зоне между соседней впадиной и гребнем, при этом имеется локальный минимум во впадине резьбы и на соседних гребнях.

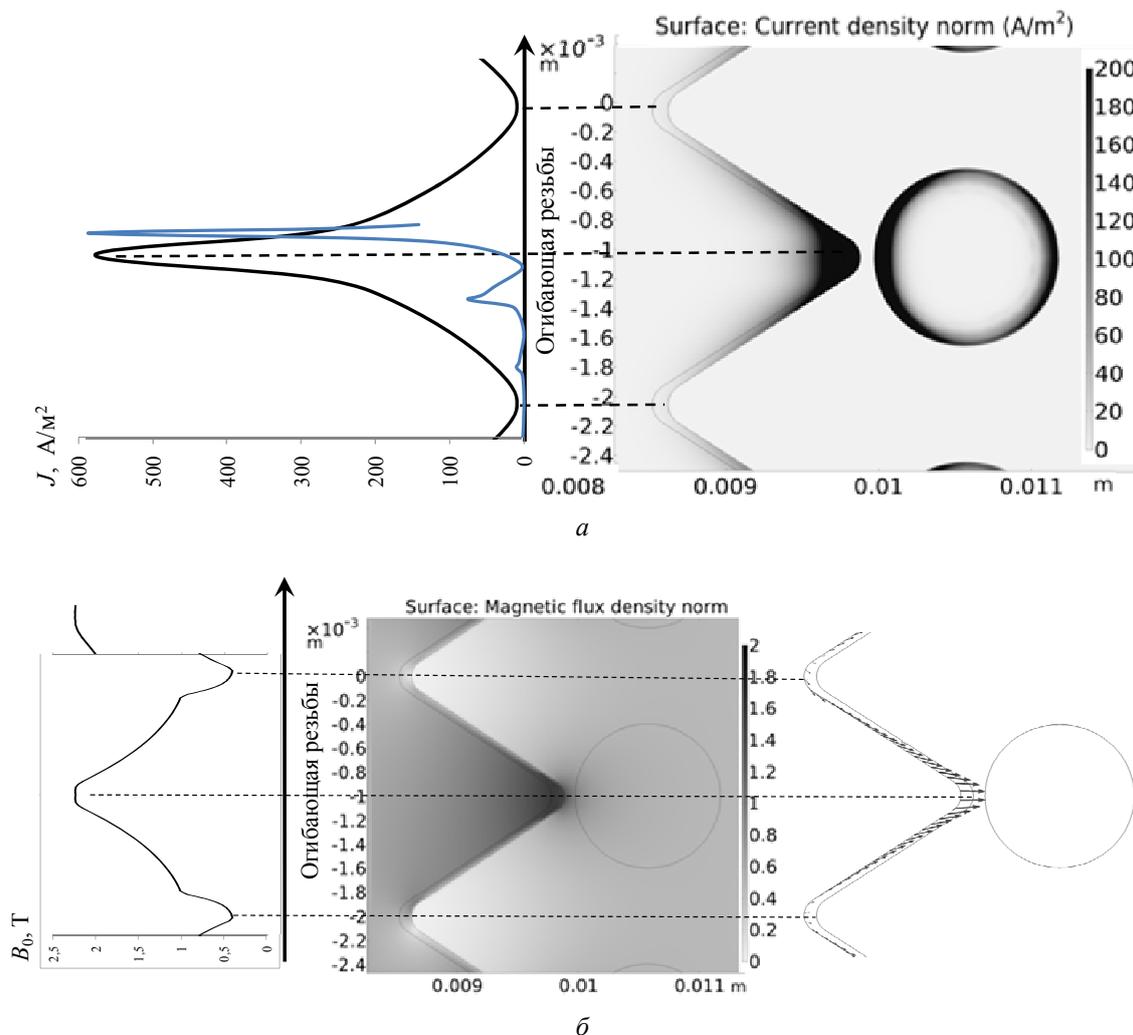


Рис. 2. Распределение плотности вихревых токов (а) и магнитного поля системы подмагничивания (б) вдоль огибающей резьбы при расположении индуктора вблизи гребня резьбы

При расчетах диаграмм направленности ЭМАП, как правило, полагается, что поляризующее поле B_0 есть величина, постоянная по апертуре ЭМАП. Результаты численного моделирования магнитного поля системы подмагничивания ЭМА-преобразователя на детали с резьбой, представленные на рис. 2, б, показывают существенную неравномерность магнитного поля как по величине, так и по направлению. Максимальная концентрация магнитного поля наблюдается на поверхности гребня и имеет только вертикальную компоненту поляризующего поля. На рабочих гранях резьбы имеет

место уменьшение величины поля и изменение его ориентации относительно рабочей поверхности. При этом имеют место как нормальная, так и тангенциальная компоненты поля, соотношение между которыми меняется при удалении от гребня. Далее будет рассмотрен вариант расположения индуктора вблизи гребня резьбы, как наиболее оптимального с позиций равномерности распределения вихревых токов и достижения максимальных значений поля подмагничивания.

Векторное произведение плотности вихревых токов и индукции поля подмагничивания

определяет величину объемной плотности и направление сил Ампера F_A в каждой точке поверхности резцы. В качестве примера на рис. 3 представлены вектора сил Ампера F_A , имеющих место в различных точках гребня, рабочей поверхности и впадины резцы. Направление и величина сил Ампера в каждой точке поверхности резцы определяет формирование акустического поля. В произвольной точке поверхности резцы n вектор силы Ампера F_A может быть разложен на горизонтальную F_{AG} и вертикальную F_{AV} составляющие, каждая из которых характеризуется собственной диаграммой направленности. Диаграмма направленности $\Phi_n(\theta)$ силы F_A произвольного направления относительно рабочей поверхности резцы может быть определена согласно принципу суперпозиции в виде линейной комбинации диаграмм направленности источника типа вертикальной $\Phi_V(\theta)$ и горизонтальной $\Phi_G(\theta)$ сосредоточенных сил с коэффициентами k_{Gn} и k_{Vn} , пропор-

циональными соответствующим проекциям векторов сил F_{AG} и F_{AV} :

$$\Phi_n(\theta) = k_{Gn} \Phi_G(\theta) + k_{Vn} \Phi_V(\theta). \quad (4)$$

Следует иметь в виду, что в общем случае в полупространстве сосредоточенный источник может излучать как продольные, так и поперечные волны [32]. В случае электродинамического механизма при ориентации поляризующего поля по нормали к поверхности наблюдается преимущественное возбуждение поперечных t -волн (продольные l -волны являются не основными – мешающими). При ориентации поляризующего поля вдоль поверхности (тангенциальная составляющая) наблюдается преимущественное возбуждение продольных волн, а поперечные волны являются мешающими. При произвольном направлении поля подмагничивания имеет место одновременное возбуждение и продольных, и поперечных волн.

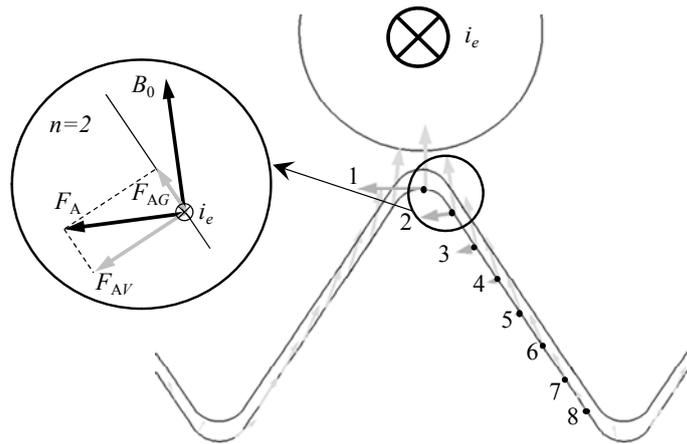


Рис. 3. Направление векторов магнитной индукции B_0 и сил Ампера F_A в каждой точке поверхности резцы с разложением на горизонтальную и вертикальную составляющие

Для источника типа горизонтальной сосредоточенной силы функция направленности $\Phi_G(\theta)$ может быть описана следующими формулами [33]:

для продольных волн:

$$\Phi_{Gl}(\theta) = \frac{\sin \theta \cos \theta \sqrt{1 - \gamma^2 \sin^2 \theta}}{(2\gamma^2 \sin^2 \theta - 1)^2 + 4\gamma^3 \sin^2 \theta \cos \theta \sqrt{1 - \gamma^2 \sin^2 \theta}}; \quad (5)$$

для поперечных волн:

$$\Phi_{Gt}(\theta) = \frac{\cos \theta (1 - 2\sin^2 \theta)}{2((2\sin^2 \theta - 1)^2 + 4\sin^2 \theta \cos \theta \sqrt{\gamma^2 - \sin^2 \theta})}. \quad (6)$$

Для источника типа вертикальной сосредоточенной силы аналогичные функции имеют вид [34]:

для продольных волн:

$$\Phi_{Vl}(\theta) = \frac{\cos \theta (1 - 2\gamma^2 \sin^2 \theta)}{2((2\gamma^2 \sin^2 \theta - 1)^2 + 4\gamma^3 \sin^2 \theta \cos \theta \sqrt{1 - \gamma^2 \sin^2 \theta})}; \quad (7)$$

для поперечных волн:

$$\Phi_{Vt}(\theta) = \frac{\sin \theta \cos \theta \sqrt{\gamma^2 - \sin^2 \theta}}{(2\sin^2 \theta - 1)^2 + 4\sin^2 \theta \cos \theta \sqrt{\gamma^2 - \sin^2 \theta}}, \quad (8)$$

где $\gamma = C_t / C_l$ – соотношение скоростей продольной и поперечной волн.

В дальней зоне акустическое поле, излучаемое поверхностью одного зуба резбы, может быть определено как результат суперпозиции диаграмм направленности, формируемых в каждой точке вертикальной F_{AV} и горизонтальной F_{AG} компонентами сил Ампера с соответствующими коэффициентами, пропорциональными произведению плотности тока на поле подмагничивания в данной точке:

$$\Phi_{\Sigma}(\theta) = 2\Phi_g(\theta) + \sum_{n=1}^N k_{gn} \Phi_g(\theta - 60) + k_{vn} \Phi_v(\theta - 60) + \sum_{n=1}^N k_{gn} \Phi_g(\theta + 60) + k_{vn} \Phi_v(\theta + 60), \tag{9}$$

где N – количество точек на поверхности резбы, по которым производится суммирование.

В формуле (9) учтено смещение функций направленности сосредоточенных источников на углы ± 60 градусов, обусловленное формой зуба резбы. Считается также, что в центре гребня резбы смещения удваиваются.

Результаты и обсуждение

На рис. 4, а, б в качестве примера представлены результаты расчета функций направленности сосредоточенных источников типа вертикальной и горизонтальной сил для продольных и поперечных волн соответственно при $\gamma = 0,5$.

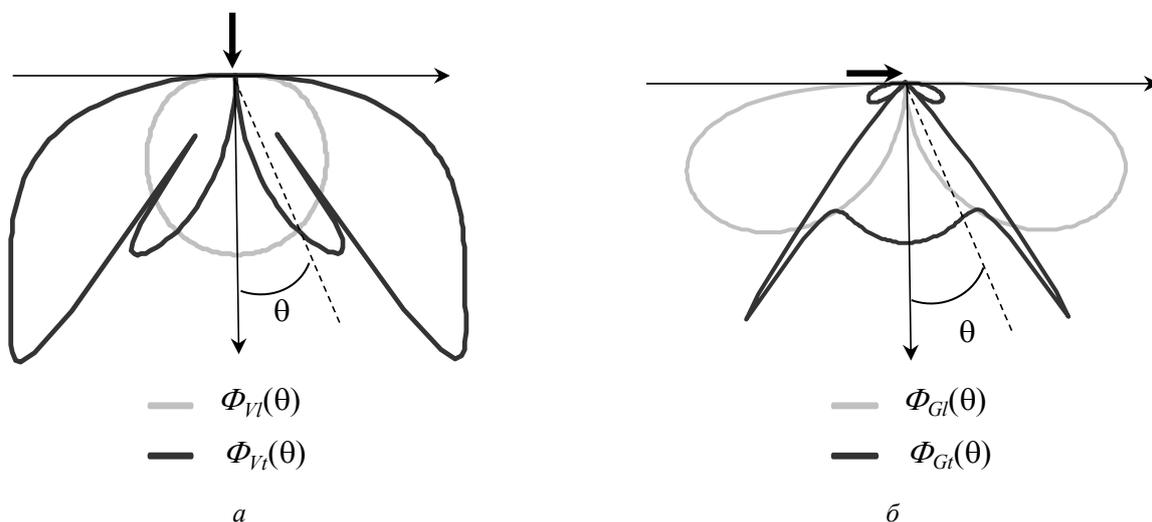


Рис. 4. Функции направленности источников типа вертикальной (а) и горизонтальной (б) сосредоточенных сил для продольных и поперечных волн

Максимум излучения продольных волн для источника типа вертикальной силы наблюдается в направлении $\theta = 0^\circ$, ноль излучения – в направлении $\theta = \pm 90^\circ$, при этом поперечные волны наиболее эффективно возбуждаются в диапазоне углов $36\text{--}45^\circ$. Излучение отсутствует при критическом угле $\theta = \pm \arcsin \gamma (\pm 30^\circ)$. Диаграммы направленности волн, излучаемых горизонтальной силой, показывают, что максимум возбуждения t_V -волн имеет место в диапазоне углов $0^\circ < \theta < 35^\circ$, угол максимального излучения продольных волн соответствует направлению $\theta = 60^\circ$.

Результат суперпозиции указанных функций при различных соотношениях нормальной и тангенциальной компонент поля (в различных точках рабочей поверхности резбы) иллюстрирует рис. 5. Видно, что появление двух компо-

нент существенно меняет характер направленности такого источника.

Результаты суперпозиции диаграмм направленности по $N = 8$ точкам, рассчитанные согласно формуле (9), в виде акустических полей продольных и поперечных волн, излучаемых поверхностью одного зуба, представлены на рис. 6. Видно, что фронт поперечной волны формируется преимущественно по нормали к цилиндрической поверхности в достаточно широком диапазоне углов. При этом имеют место боковые лепестки под углами, равными третьему критическому $\theta = \pm \arcsin \gamma (\pm 30^\circ)$, а также в направлениях вдоль цилиндрической поверхности. При количестве в индукторе 10 витков, расположенных вблизи гребней резбы, излучение в направлении нормали к поверхности в дальней зоне, согласно принципу суперпо-

зиции, увеличится в 10 раз, что обеспечит достаточно высокую направленность поперечной волны в направлении нормали. Следует иметь в виду, что боковые лепестки вдоль рабочей по-

верхности 60-градусной резьбы могут дополнительно фазироваться на ее впадинах, становятся вторичными излучателями поперечных волн в направлении нормали к поверхности.

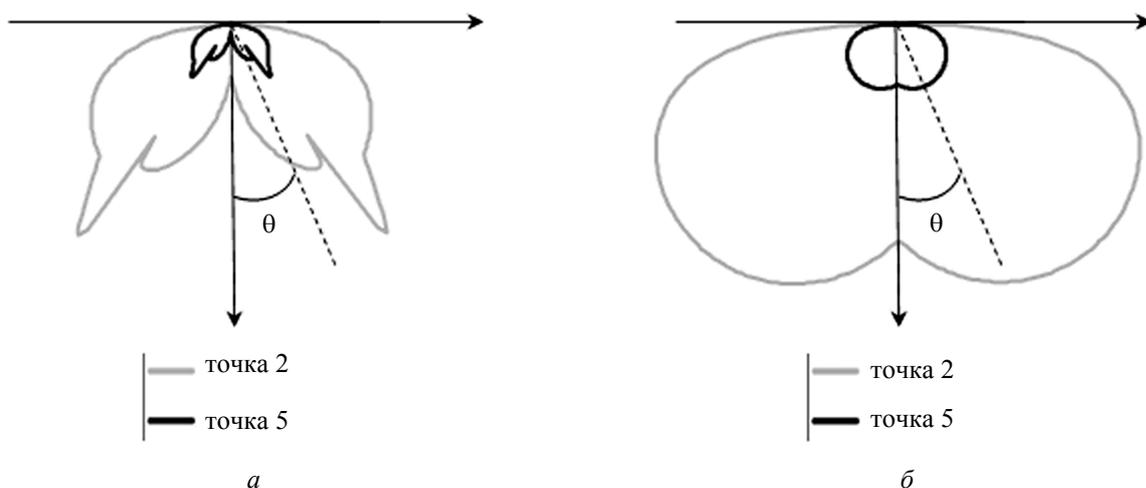


Рис. 5. Функции направленности поперечных (а) и продольных (б) волн для сосредоточенных источников произвольного направления при различных соотношениях нормальной и тангенциальной компонент

Исследования показывают, что наряду с полезным типом волны появляется волна мешающего типа – продольная. В направлении нормали продольная волна имеет минимальное (но не нулевое) значение, при этом максимум про-

дольных волн наблюдается в направлениях $\pm 60^\circ$. Последнее означает, что излучение продольных волн многовитковым индуктором также возможно, при этом крайние элементы индуктора дают излучение под углами $\pm 60^\circ$.

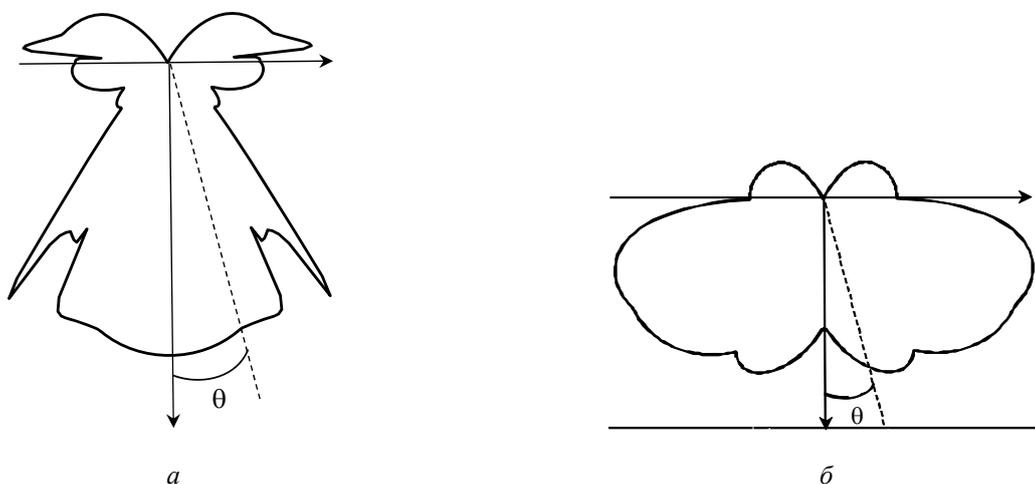


Рис. 6. Функции направленности поперечных (а) и продольных (б) волн, излучаемых поверхностью одного зуба

Моделирование методом конечных элементов

Одним из наиболее эффективных подходов к исследованию акустических полей в объектах сложной геометрии является численное моделирование методом конечных элементов в специализированных программных средах [35–38]. Для моделирования методом конечных элемен-

тов широко используется программная среда COMSOL Multiphysics, которая является универсальной программной платформой для компьютерного моделирования физических задач, в том числе связанных или «мультифизических» явлений. Конечно-элементная модель процесса распространения акустических волн базируется на решении дифференциальных волновых урав-

нений движения упругой среды и реализована в модуле Structural Mechanics.

При моделировании полагается, что возбуждение волн происходит за счет воздействия импульса касательных смещений $U(t)$, сосредоточенно приложенных к гребням резьбы в шести точках (соответствует количеству витков индуктора). Вид импульса смещений задается формулой:

$$U(t) = U_0 \sin(\omega t) e^{-(\beta t)^2}, \quad (10)$$

где U_0 – начальное смещение; t – время; β – коэффициент затухания; $\omega = 2\pi f$ – круговая частота колебаний.

Основные параметры объекта контроля, используемые при моделировании акустического поля, представлены в табл. 1.

Таблица 1. Основные параметры задачи, используемые при моделировании

Параметры задачи	Значение
Материал объекта контроля	Сталь
Плотность материала объекта контроля, кг/м ³	7810
Модуль Юнга материала объекта контроля, Па	$2,12 \times 10^{11}$
Коэффициент Пуассона материала объекта контроля	0,291
Амплитуда зондирующего импульса нормальных смещений U_0 , м	$2,75 \times 10^{-10}$
Частота зондирующего импульса, МГц	2,5
Коэффициент затухания зондирующего импульса β , 1/мкс	0,278

В качестве начальных условий использованы функции смещений по осям x и y , описываемые в явном виде формулой

$$U_{0z} = U(t) \cdot f(z), \quad (11)$$

где t – время; U_{0z} – смещения по осям z ; z – координата цилиндрической системы, $f(z) = 1$ при $z \in [-0,006; 0,006]$ и $f(z) = 0$ при $z \in (-\infty; -0,006); (0,006; +\infty)$ – функция распределения смещений по оси z , описываемая непрерывной производной второго порядка с размером переходной области 0,15.

В качестве начальных условий использованы функции смещений по осям x и y , описываемые в явном виде формулами

$$U_{0x} = U(t) \cdot \frac{x}{R}, \quad U_{0y} = U(t) \cdot \frac{y}{R}, \quad (12)$$

где t – время; U_{0x} и U_{0y} – смещения по осям x и y ; x, y – координаты декартовой системы; R – радиус.

Максимальный размер элемента Δx (шаг сетки конечных элементов) не превышает 1/6 от длины волны:

$$\Delta x < \lambda/6 = C_t T_0/6, \quad (13)$$

где C_t – скорость продольной УЗ-волны в материале.

При этом временной шаг Δt при моделировании определяется критерием Куранта – Фридрихса – Леви, выражающим необходимое условие устойчивости явного численного решения и задаваемым формулой:

$$C_t \Delta t / \Delta x < 0,1. \quad (14)$$

При значениях скорости продольной волны $C_t = 3250$ м/с, частоте $f = 3$ МГц, радиусе цилиндра $R = 10$ мм количество конечных элементов составляет ≈ 70000 , шаг по времени $\Delta t = 6,6$ нс, пространственный шаг конечных элементов $\Delta x = 0,1$ мм (рис. 7).

Результат моделирования акустического поля иллюстрирует рис. 8, представляющий фронт акустической волны в плоскости поперечного сечения образца с резьбой в различные моменты времени.

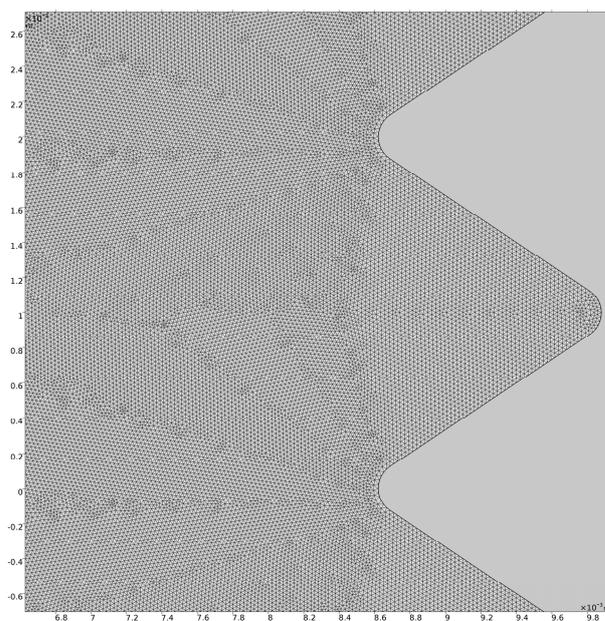


Рис. 7. Модель задачи с сеткой конечных элементов на примере одного зуба резьбы

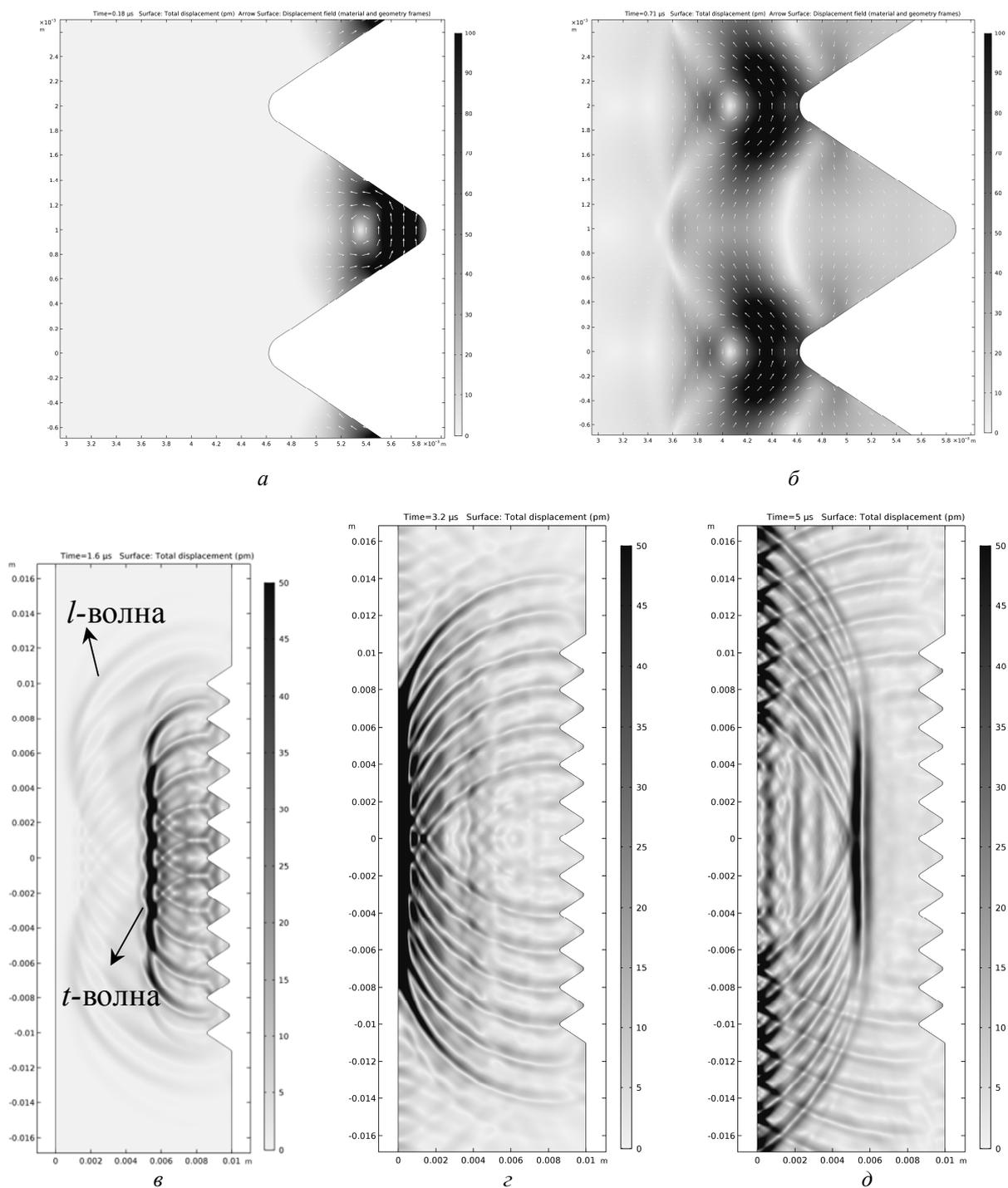


Рис. 8. Результат моделирования акустического поля в плоскости поперечного сечения образца с резьбой в различные моменты времени, мкс: 0,18 (*a*), 0,71 (*б*), 1,6 (*в*), 3,2 (*г*), 5,0 (*д*)

Наблюдается удовлетворительное согласование результатов численного моделирования с результатами расчета диаграмм направленности отдельного элемента (зуба) резьбы. В вершине зуба наблюдается формирование диаграммы направленности поперечной волны, идентичной функции направленности $\Phi_{Gt}(\theta)$ источника типа горизонтальной сосредоточенной силы согласно формуле (6) (рис. 7, *a* – мо-

мент времени 0,18 мкс). На впадинах зуба наблюдается формирование вторичных источников поперечной волны за счет суммирования боковых лепестков в диаграмме функции $\Phi_{Gt}(\theta)$ (рис. 7, *б* – момент времени 0,71 мкс).

Сходящийся к центру объекта волновой фронт поперечной волны (рис. 7, *в*, *г*) после прохождения через ось объекта преобразуется в расходящийся (рис. 7, *д*), и формируется аку-

стическое поле резьбы на прием. Фронт продольной волны имеет место в направлении нормали, а также излучается крайними элементами индуктора под углами ± 60 градусов (рис. 7, в). Амплитуда мешающей продольной волны (3,8 нм) в 23 раз меньше, чем амплитуда волны основного типа (88,4 нм). Отклонение от результатов расчета обусловлено учетом в модели только касательной компоненты силы на вершине гребня, тогда как реальное возбуждение происходит по всей поверхности зуба.

Выводы

Разработана аналитическая модель формирования акустических полей продольных и поперечных волн, возбуждаемых силами Ампера произвольного направления по всей поверхности зуба, основанная на использовании теории сосредоточенных источников. Результаты численного моделирования процесса распространения акустических волн в деталях с резьбой при возбуждении касательными силами, приложенными к вершинам гребней резьбы, показывают удовлетворительное согласование с результатами расчетов по аналитической модели.

Представленные модели и исследованные закономерности формирования магнитных, электрических и акустических полей проходного ЭМА-преобразователя в деталях с резьбой могут быть использованы при разработке методов и средств неразрушающего контроля пруткового проката многократным зеркально-теневым методом. Предложенный подход позволяет выработать научно обоснованные принципы построения эффективных проходных ЭМА-преобразователей для деталей с резьбой и оптимизировать систему подмагничивания и высокочастотного индуктора, исходя из следующих требований к их реализации:

- формирование требуемой диаграммы направленности при различных вариантах расположения витков индуктора относительно гребней, впадин и рабочей поверхности резьбы;
- допустимый конструктивный зазор между индуктором и элементами резьбы;
- достижение максимального значения и необходимого распределения требуемой компоненты магнитного поля и минимизации мешающей компоненты.

Библиографические ссылки

1. Hiraо M., Ogi H. Electromagnetic Acoustic Transducers: Noncontacting Ultrasonic Measurements Using EMATs. Tokyo: Springer Japan, 2017. 380 с.
2. Сучков Г. М., Мигущенко Р. П., Плеснецов С. Ю. Мощные источники питания высокочастотных пре-

образователей электромагнитного типа для измерений, контроля и диагностики // Дефектоскопия. 2017. № 12. С. 35–39. [Suchkov G.M., Migushchenko R.P., Plesnetsov S.Yu. Powerful sources for high frequency electromagnetic transducers for measurement, monitoring and diagnostics. Russian Journal of Nondestructive Testing. 2017. т. 53. № 12. p. 850-855. DOI: 10.1134/S1061830917120063].

3. Толитов Х. Б. Возможности повышения эффективности бесконтактного излучателя акустических волн // Дефектоскопия. 2017. № 4. С. 71–74. [Tolipov H. B. Possibilities for increasing the efficiency of contactless emitters of acoustic waves. Russian Journal of Nondestructive Testing. 2017. т. 53. № 4. p. 304-307. DOI: 10.1134/S106183091704009X].

4. Петров К. В., Соков М. Ю., Муравьева О. В. Влияние конструктивных особенностей проходного электромагнитно-акустического преобразователя на результаты контроля цилиндрических объектов // Вестник ИжГТУ имени М. Т. Калашникова. 2018. Т. 21. № 2. С. 135–146. DOI: 10.22213/2413-1172-2018-2-135-146.

5. Злобин Д. В., Муравьева О. В. Особенности построения аппаратуры электромагнитно-акустической дефектоскопии пруткового проката с использованием стержневых волн // Вестник ИжГТУ имени М. Т. Калашникова. 2012. № 4 (56). С. 99–104.

6. Аппаратно-программный комплекс контроля прутков зеркально-теневым методом на многократных отражениях / В. А. Стрижак, А. В. Пряхин, Р. Р. Хасанов, А. Б. Ефремов // Известия высших учебных заведений. Приборостроение. 2017. Т. 60. № 6. С. 565–571. DOI: 10.17586/0021-3454-2017-60-6-565-571.

7. Злобин Д. В., Волкова Л. В. Влияние динамического подмагничивания на эффективность электромагнитно-акустического преобразования при волноводном контроле прутков // Приборы и методы измерений. 2017. Т. 8. № 3. С. 236–245. [Zlobin D.V., Volkova L.V. Influence of Dynamic Magnetization to Improve the Efficiency of Electromagnetic-Acoustic Transformation with Waveguide Control Rods. Devices and Methods of Measurements. 2017. т. 8. № 3. с. 236-245. DOI: 10.21122/2220-9506-2017-8-3-236-245].

8. Муравьев В. В., Злобин Д. В., Платунов А. В. Прибор для исследований акустоупругих характеристик тонких проволок // Известия высших учебных заведений. Приборостроение. 2017. Т. 60. № 6. С. 572–577. DOI: 10.17586/0021-3454-2017-60-6-572-577.

9. Uchimoto T, Takagi T, Ichihara T, Dobmann G. Evaluation of fatigue cracks by an angle beam EMAT–ET dual probe // NDT&E International 2015. Vol. 72, pp. 10-16. DOI: 10.1016/j.ndteint.2015.01.001.

10. Tallafuss P. J., Rosochowski A, Campbell S, Miguez X. Implementing an online bond quality inspection system for cold roll bonded Al/Al-Sn/Al/steel strips using guided wave EMATs // Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring. 2018. Vol. 60. No. 3. Pp. 145-154. DOI: 10.1784/insi.2018.60.3.145.

11. Thring C.B., Fan Y., Edwards R.S. Focused Rayleigh wave EMAT for characterization of surface-

breaking defects // NDT&E International 2016. Vol. 81. Pp. 20-27. DOI: 10.1016/j.ndteint.2016.03.002.

12. Xie S., Tian M., Xiao P., Pei C., Chen Z., Takagi T. A hybrid nondestructive testing method of pulsed eddy current testing and electromagnetic acoustic transducer techniques for simultaneous surface and volumetric defects inspection // NDT & E International. 2017. Vol. 86. Pp. 153-163. DOI: 10.1016/j.ndteint.2016.12.006.

13. Liu T., Pei C., Cheng X., Zhou H., Xiao P., Chen Z. Adhesive debonding inspection with a small EMAT in resonant mode // NDT & E International. 2018. Vol. 98. Pp. 110-116. DOI: 10.1016/j.ndteint.2018.05.005.

14. Isla J., Cegla F. EMAT phased array: a feasibility study of surface crack detection // Ultrasonics. 2017. Vol. 78. Pp. 1-9. DOI: 10.1016/j.ultras.2017.02.009.

15. Медведев Д. Д., Смирнов А. Ю. Применение электромагнитно-акустических преобразователей для ультразвукового контроля полуфабрикатов из алюминиевых сплавов // В мире неразрушающего контроля. 2017. Т. 20. № 4. С. 11–13. DOI: 10.12737/article_5a2fa87b91e001.45979687.

16. Электромагнитно-акустический метод оценки технического состояния энергетического оборудования / М. Г. Баширов, И. Г. Хуснутдинова, Л. Г. Хуснутдинова, Д. Р. Усманов // Промышленная энергетика. 2016. № 12. С. 8–13.

17. Оценка остаточных напряжений в рельсах с использованием электромагнитно-акустического способа ввода приема волн / В. В. Муравьев, Л. В. Волкова, В. Е. Громов, А. М. Глезер // Деформация и разрушение материалов. 2015. № 12. С. 34–37. [Murav'ev V.V., Volkova L.V., Gromov V.E., Glezer A.M. Estimation of the residual stresses in rails using electromagnetic-acoustic introduction-reception of waves. Russian metallurgy (Metally). 2016. т. 2016. № 10. с. 992-995. DOI: 10.1134/S003602951610013X].

18. Электромагнитно-акустический метод исследования напряженно-деформированного состояния рельсов / В. В. Муравьев, Л. В. Волкова, А. В. Платунов, В. А. Куликов // Дефектоскопия. 2016. № 7. С. 12–20. [Murav'ev V.V., Volkova L.V., Platunov A.V., Kulikov V.A. An electromagnetic-acoustic method for studying stress-strain states of rails. Russian Journal of Nondestructive Testing. 2016. т. 52. № 7. с. 370-376. DOI: 10.1134/S1061830916070044].

19. Исследования структурного и напряженно-деформированного состояния рельсов текущего производства методом акустоупругости / В. В. Муравьев, Л. В. Волкова, А. В. Платунов, И. В. Булдакова, Л. В. Гущина // Вестник ИжГТУ имени М. Т. Калашникова. 2018. № 2 (21). С. 13–23. DOI: 10.22213/2413-1172-2018-2-13-23.

20. Муравьев В. В., Тапков К. А. Оценка напряженно-деформированного состояния рельсов при изготовлении // Приборы и методы измерений. 2017. Т. 8. № 3. С. 263–270. [Murav'ev V.V., Tapkov K.A. Evaluation of Strain-Stress State of the Rails in the Production. Devices and Methods of Measurements. 2017. т. 8. № 3. с. 236-245. DOI: 10.21122/2220-9506-2017-8-3-263-270].

21. Муравьева О. В., Зорин В. А. Метод многократной тени при контроле цилиндрических объектов с использованием рэлеевских волн // Дефектоскопия. 2017. № 5. С. 3–9. [Murav'eva O.V., Zorin V.A. The multiple shadow method applied to testing cylindrical objects with Rayleigh waves. Russian Journal of Nondestructive Testing. 2017. т. 53. № 5. с. 337-342. DOI: 10.1134/S1061830917050059].

22. Муравьева О. В., Соков М. Ю. Влияние глубины залегания дефекта на параметры многократного электромагнитно-акустического метода контроля прутков // Вестник ИжГТУ имени М. Т. Калашникова. 2016. № 3 (71). С. 46–50.

23. Муравьев В.В., Муравьева О. В., Петров К. В. Связь механических свойств пруткового проката из стали 40X со скоростью объемных и рэлеевских волн // Дефектоскопия. 2017. № 8. С. 20–28. [Murav'ev V.V., Murav'eva O.V., Petrov K.V. Connection between the properties of 40kh-steel bar stock and the speed of bulk and rayleigh waves. Russian Journal of Nondestructive Testing. 2017. т. 53. № 8. с. 560-567. DOI: 10.1134/S1061830917080046].

24. Muraveva O.V., Muravev V.V., Myshkin Yu.V. Laws of formation of grating lobes in the acoustic field of electromagnetic-acoustic transducers as a linear array of unidirectional conductors // NDT & E International. 2018. т. 93. с. 40-56. DOI: 10.1016/j.ndteint.2017.09.009.

25. Муравьева О. В., Мышкин А. В. Моделирование акустических полей синфазных электромагнитно-акустических преобразователей // Дефектоскопия. 2013. № 12. С. 69–76. [Murav'eva O.V., Myshkin A.V. Simulation of acoustic fields of synphase electromagnetic-acoustic transducers. Russian Journal of Nondestructive Testing. 2013. т. 49. № 12. с. 728-734. DOI: 10.1134/S1061830913120061].

26. Гуревич С. Ю., Петров Ю. В., Голубев Е. В. Характеристики направленности лазерного импульсного термоакустического излучателя в немагнитных металлах // Дефектоскопия. 2017. № 4. С. 22–26. [Gurevich S.Y., Petrov Y.V., Golubev E.V. Directional Characteristics of a Laser Pulsed Thermoacoustic Emitter in Nonmagnetic Metals Russian Journal of Nondestructive Testing. 2017. т. 53. № 4. С. 260-264. DOI: 10.1134/S1061830917040027].

27. Hill S., Dixon S. Frequency dependent directional of periodic permanent magnet electromagnetic acoustic transducers // NDT&E International. 2014. Vol. 62. Pp. 137-143. DOI: 10.1016/j.ndteint.2013.12.009.

28. Augustyniak M., Usarek Z. Finite Element Method Applied in Electromagnetic NDTE: A Review // Journal of Nondestructive Evaluation, 2016. Vol. 35. No. 3. P. 39. DOI: 10.1007/s10921-016-0356-6.

29. Wang S., Li Z., Li P., Liu X., Zhai G. Numerical and experimental evaluation of the receiving performance of meander-line coil EMATs // Nondestructive Testing and Evaluation, 2014. Vol. 29. No. 4. P. 269-282.

30. Xie Y., Yin W., Liu Z., Peyton A. Simulation of ultrasonic and EMAT arrays using FEM and FDTD // Ultrasonics, 2015. Vol. 66. Pp. 154-165. DOI: 10.1016/j.ultras.2015.10.020.

31. Буденков Г. А., Недзвецкая О. В. Динамические задачи теории упругости в приложении к проблемам акустического контроля и диагностики. М. : Физматлит, 2004. 136 с.

32. Там же.

33. Muraveva O.V., Muravev V.V., Myshkin Yu.V. Laws of formation of grating lobes in the acoustic field of electromagnetic-acoustic transducers as a linear array of unidirectional conductors // NDT & E International. 2018. т. 93. с. 40-56. DOI: 10.1016/j.ndteint.2017.09.009.

34. Ibid.

35. Hill S., Dixon S. Frequency dependent directional of periodic permanent magnet electromagnetic acoustic transducers // NDT&E International. 2014. Vol. 62. Pp. 137-143. DOI: 10.1016/j.ndteint.2013.12.009.

36. Augustyniak M., Usarek Z. Finite Element Method Applied in Electromagnetic NDTE: A Review // Journal of Nondestructive Evaluation, 2016. Vol. 35. No. 3. P. 39. DOI: 10.1007/s10921-016-0356-6.

37. Wang S., Li Z., Li P., Liu X., Zhai G. Numerical and experimental evaluation of the receiving performance of meander-line coil EMATs // Nondestructive Testing and Evaluation, 2014. Vol. 29. No. 4. P. 269-282.

38. Xie Y., Yin W., Liu Z., Peyton A. Simulation of ultrasonic and EMAT arrays using FEM and FDTD // Ultrasonics, 2015. Vol. 66. Pp. 154-165. DOI: 10.1016/j.ultras.2015.10.020.

References

1. Hirao M., Ogi H. Electromagnetic Acoustic Transducers: Noncontacting Ultrasonic Measurements Using EMATs. Tokyo: Springer Japan, 2017. 380 p.

2. Suchkov G.M., Migushchenko R.P., Plesnetsov S.Yu. [Powerful power supplies of high-frequency electromagnetic-type converters for measurement, control and diagnostics]. *Defektoskopiya* [Russian Journal of Nondestructive Testing], 2017, no. 12 (53), pp. 35-39 (in Russ.).

3. Tolipov H.B. [Opportunities to improve the effectiveness of a contactless emitter of acoustic waves]. *Defektoskopiya* [Russian Journal of Nondestructive Testing], 2017, no. 4, pp. 71-74 (in Russ.).

4. Petrov K.V., Sokov M.Yu., Murav'eva O.V. [Influence of the design features of the electromagnetic-acoustic transducer through passage on the results of the control of cylindrical objects]. *Vestnik IzhGTU imeni M. T. Kalashnikova* [Bulletin of Kalashnikov ISTU], 2018, no. 2 (21), pp. 135-146 (in Russ.). DOI: 10.22213/2413-1172-2018-2-135-146.

5. Zlobin D.V., Murav'yova O.V. [Features of the construction of the equipment of electromagnetic-acoustic defectoscopy of bar-rolled products using rod waves]. *Vestnik IzhGTU imeni M. T. Kalashnikova* [Bulletin of Kalashnikov ISTU], 2012, no. 4, pp. 099-104 (in Russ.).

6. Strizhak V.A., Pryahin A.V., Hasanov R.R., Efremov A.B. [Hardware-software complex for control of bars by the mirror-shadow method on multiple reflections]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Priborostroenie* [Journal of Instrument Engineering], 2017,

vol. 60, no 6, pp. 565-571 (in Russ.). DOI: 10.17586/0021-3454-2017-60-6-565-571.

7. Zlobin D.V., Volkova L.V. [The influence of dynamic bias on the efficiency of electromagnetic-acoustic conversion in the waveguide control of bars]. *Pribery i metody izmerenii* [Devices and Methods of Measurements], 2017, vol. 8, no. 3, pp. 236-245 (in Russ.). DOI: 10.21122/2220-9506-2017-8-3-236-245.

8. Murav'ev V.V., Zlobin D.V., Platonov A.V. [Instrument for research acoustoelastic characteristics of thin wires]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Priborostroenie* [Journal of Instrument Engineering], 2017, vol. 60, no 6, pp. 572-577 (in Russ.). DOI: 10.17586/0021-3454-2017-60-6-572-577.

9. Uchimoto T., Takagi T., Ichihara T., Dobmann G. (2015) NDT & E International vol. 72 pp. 10-16 DOI: 10.1016/j.ndteint.2015.01.001.

10. Tallafuss P.J., Rosochowski A., Campbell S., Minguez X. (2018) Non-Destructive Testing and Condition Monitoring. vol. 60 no. 3 pp. 145-154. DOI: 10.1784/insi.2018.60.3.145.

11. Thring C.B., Fan Y., Edwards R.S. Focused (2016) NDT & E International vol. 81 pp. 20-27. DOI: 10.1016/j.ndteint.2016.03.002.

12. Xie S., Tian M., Xiao P., Pei C., Chen Z., Takagi T. (2017) NDT & E International. vol. 86, pp. 153-163. DOI: 10.1016/j.ndteint.2016.12.006.

13. Liu T., Pei C., Cheng X., Zhou H., Xiao P., Chen Z. (2018) NDT & E International. vol. 98, pp. 110-116. DOI: 10.1016/j.ndteint.2018.05.005.

14. Isla J., Cegla F. (2017) EMAT phased array: a feasibility study of surface crack detection Ultrasonics. Vol. 78. pp. 1-9 DOI: 10.1016/j.ultras.2017.02.009.

15. Medvedev D.D., Smirnov A.Yu. [The use of electromagnetic acoustic transducers for ultrasonic testing of semi-finished products from aluminum alloys]. *V mire nerazrushayushchego kontrolya* [NDT world], 2016, vol. 20, no. 4, pp. 11-13 (in Russ.) DOI: 10.12737/article_5a2fa87b91e001.45979687.

16. Bashirov M.G., Khusnutdinova I.G., Khusnutdinova L.G., Usmanov D.R. [Electromagnetic-acoustic method for assessing the technical condition of power equipment]. *Promyshlennaya energetika* [Industrial power engineering], 2016, no. 12, pp. 8-13 (in Russ.).

17. Murav'ev V.V., Volkova L.V., Gromov V.E., Glezer A.M. [Evaluation of residual stresses in the rails using the electromagnetic-acoustic method for inputting wave reception]. *Deformatsiya i razrushenie materialov* [Russian metallurgy (Metally)], 2015, no. 12, pp. 34-37 (in Russ.). DOI: 10.1134/S003602951610013X.

18. Murav'ev V.V., Volkova L.V., Platonov A.V., Kulikov V.A. [Electromagnetic-acoustic method for studying the stress-strain state of rails by the formation of an electromagnetic-acoustic method for inputting wave reception]. *Defektoskopiya* [Russian Journal of Nondestructive Testing], 2016, no. 7, pp. 12-20 (in Russ.) DOI: 10.1134/S1061830916070044.

19. Murav'ev V.V., Volkova L.V., Platonov A.V., Buldakova I.V., Gushchina L.V. [Studies of the structural and stress-strain state of the rails of the current production by the method of acoustoelasticity]. *Vestnik*

IzhGTU imeni M. T. Kalashnikova [Bulletin of Kalashnikov ISTU], 2018, vol. 21 no. 2, pp. 13-23 (in Russ.). DOI: 10.22213/2413-1172-2018-2-13-23.

20. Murav'ev V.V., Tapkov K.A. [Evaluation of the stress-strain state of rails in the manufacture]. *Pribory i metody izmerenii* [Devices and Methods of Measurements], 2017, vol. 8, no. 3, pp. 263-270 (in Russ.). DOI: 10.21122/2220-9506-2017-8-3-263-270.

21. Murav'eva O.V., Zorin V.A. [The method of multiple shadows in the control of cylindrical objects using Rayleigh waves]. *Defektoskopiya* [Russian Journal of Nondestructive Testing], 2017, no. 5, pp. 3-9 (in Russ.). DOI: 10.1134/S1061830917050059.

22. Murav'eva O.V., Sokov M.Yu. [The effect of the depth of the defect on the parameters of the multiple-shadow electromagnetic-acoustic method of control rods]. *Vestnik IzhGTU imeni M. T. Kalashnikova* [Bulletin of Kalashnikov ISTU], 2016, no. 3 (71), pp. 46-50 (in Russ.).

23. Murav'ev V.V., Murav'eva O.V., Petrov K.V. [Connection of the mechanical properties of bar rolled steel 40X with the speed of bulk and Rayleigh waves]. *Defektoskopiya* [Russian Journal of Nondestructive Testing], 2017, no. 8, pp. 20-28 (in Russ.) DOI: 10.1134/S1061830917080046

24. Muraveva O.V., Muravev V.V., Myshkin Yu.V. (2018) NDT & E International, no. 1, pp. 40-56 (in Russ.) DOI: 10.1016/j.ndteint.2017.09.009.

25. Murav'eva O.V., Myshkin A.V. [Simulation of acoustic fields of in-phase electromagnetic-acoustic transducers]. *Defektoskopiya* [Russian Journal of Nondestructive Testing], 2013, no. 12, pp. 69-76 (in Russ.). DOI: 10.1134/S1061830913120061.

26. Gurevich S.Yu., Petrov YU.V., Golubev E.V. [The directivity characteristics of a laser pulsed ther-

moacoustic emitter in non-magnetic metals]. *Defektoskopiya* [Russian Journal of Nondestructive Testing], 2017, no. 4, pp. 22-26 (in Russ.). DOI: 10.1134/S1061830917040027.

27. Hill S, Dixon S. (2014) NDT&E International, vol. 62, pp. 137-143. DOI: 10.1016/j.ndteint.2013.12.009.

28. Augustyniak M., Usarek Z. (2016) Journal of Nondestructive Evaluation, vol. 35, no. 3, p. 39. DOI: 10.1007/s10921-016-0356-6.

29. Wang S., Li Z., Li P., Liu X., Zhai G. (2014) Nondestructive Testing and Evaluation, vol. 29. no. 4. pp. 269-282.

30. Xie Y., Yin W., Liu Z., Peyton A. (2016) Ultrasonics, vol. 66. pp. 154-165 DOI: 10.1016/j.ultras.2015.10.020.

31. Budenkov G.A., Nedzvetskaya O.V. *Dinamicheskie zadachi teorii uprugosti v prilozhenii k problemam akusticheskogo kontrolya i diagnostiki* [Dynamic problems of the theory of elasticity as applied to problems of acoustic control and diagnostics]. Moscow, Fizmatlit, 2004. 136 p. (in Russ.).

32. Ibid.

33. Muraveva O.V., Muravev V.V., Myshkin Yu.V. (2018) NDT & E International, no. 1, pp. 40-56 (in Russ.) DOI: 10.1016/j.ndteint.2017.09.009.

34. Ibid.

35. Hill S, Dixon S. (2014) NDT&E International, vol. 62, pp. 137-143. DOI: 10.1016/j.ndteint.2013.12.009.

36. Augustyniak M., Usarek Z. (2016) Journal of Nondestructive Evaluation, vol. 35, no. 3, p. 39. DOI: 10.1007/s10921-016-0356-6.

37. Wang S., Li Z., Li P., Liu X., Zhai G. (2014) Nondestructive Testing and Evaluation, vol. 29. no. 4. pp. 269-282.

38. Xie Y., Yin W., Liu Z., Peyton A. (2016) Ultrasonics, vol. 66. pp. 154-165 DOI: 10.1016/j.ultras.2015.10.020.

Formation of the Acoustic Field of a Through-Type Electromagnetic Acoustic Transducer in Threaded Parts

O. V. Murav'eva, DSc in Engineering, Professor, Kalashnikov ISTU, UFRC of Ural Branch of Russian Academy of Science, Izhevsk, Russia

M. Yu. Sokov, Kalashnikov ISTU, Izhevsk, Russia

Yu. V. Myshkin, Kalashnikov ISTU, Izhevsk, Russia

The paper proposes a model for the formation of an acoustic field in threaded parts under excitation using an electromagnetic-acoustic transducer in the case of the location of the inductor windings on the thread crest. The distribution of Ampere's forces is obtained based on the numerical modeling results of the distribution of eddy current density and the bias field on the threaded surface. An approach is proposed for calculating the acoustic fields of longitudinal and transverse waves excited by arbitrary directed Ampere's forces using the acoustic point source theory based on the superposition principle of directivity patterns generated at each point of the threaded surface by the vertical and horizontal Ampere's force components with corresponding coefficients proportional to the product of density current on the bias field at this point. The directivity patterns for the longitudinal and transverse waves were obtained both at individual points of the threaded surface and the entire thread crest as a whole. A numerical simulation of the acoustic wave propagation in threaded parts in the software COMSOL Multiphysics has been performed when excited by tangential forces applied to the tops of the thread crests. The comparison of acoustic fields of longitudinal and transverse waves is performed obtained by numerical and analytical methods.

Keywords: threaded parts, electromagnetic acoustic transducer, acoustic field, magnetic field, eddy current density, Ampere's force.

Получено 13.11.18