

Федеральное государственное автономное образовательное
учреждение высшего образования
САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ ПЕТРА ВЕЛИКОГО

На правах рукописи

Третьяков Дмитрий Алексеевич

**АКУСТИЧЕСКАЯ АНИЗОТРОПИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ
МАТЕРИАЛОВ С НАКОПЛЕННОЙ ПОВРЕЖДЕННОСТЬЮ И
ОСТАТОЧНЫМИ ПЛАСТИЧЕСКИМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ**

Специальность 1.1.8 – Механика деформируемого твердого тела

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание учёной степени
кандидата технических наук

Научный руководитель

Беляев Александр Константинович

д.ф.-м.н., член-корреспондент РАН, профессор

Санкт-Петербург 2023

Содержание

Введение.....	4
Глава 1. Обзор исследований анизотропии распространения упругих волн в твердых телах	11
1.1 Акустоупругость и акустоупругий эффект	11
1.2 Акустопластичность и ее связь с акустоупругостью	22
1.3 Распространение упругих волн в поврежденной среде (акустоповрежденность).....	29
1.4 Исследования прочности и остаточного ресурса металлических конструкций посредством измерений акустической анизотропии	35
1.5 Выводы из Главы 1	48
Глава 2. Экспериментальное исследование акустической анизотропии металлического проката	51
2.1 Экспериментальные методы и подходы.....	51
2.2 Результаты экспериментов по определению акустической анизотропии стального и алюминиевого проката	59
2.3 Выводы из Главы 2	84
Глава 3. Установление связи между акустической анизотропией и анизотропной поврежденностью металла	86
3.1 Нахождение вида функционала акустической анизотропии	86
3.2 Связь между акустической анизотропией и поврежденностью	105
3.3 Выводы из Главы 3	119
Глава 4. Определение пластических деформаций и поврежденности в металле на основании акустической анизотропии	121

4.1 Применение подхода к анализу угловых диаграмм акустической анизотропии для решения задач ультразвуковой диагностики	121
4.2 Способ определения пластических деформаций и поврежденности в деталях машин и элементах конструкций на основании акустической анизотропии.....	133
4.3 Выводы из Главы 4	144
Заключительные выводы.....	146
Список литературы	148

Введение

Актуальность и степень разработанности темы. Возникновение пластических деформаций и развитие микродефектов оказывают влияние на прочностные характеристики металлов, вызывают деградацию их механических свойств на макроуровне и зачастую являются предвестниками близкого разрушения. Их своевременное обнаружение является условием для обеспечения безопасной эксплуатации промышленных узлов и агрегатов.

Существуют различные подходы к диагностике текущего состояния металлов. В настоящее время активно развиваются технологии акустического неразрушающего контроля, в частности, в последние десятилетия получили распространение методы акустической тензометрии. Они используются для определения напряженно-деформированного состояния деталей машин и элементов конструкций на производстве. В основе ряда таких методов лежит исследование анизотропного характера распространения упругих продольных и поперечных волн в среде. Наблюдаемая экспериментально акустическая анизотропия ультразвуковых волн, вызванная наличием внутренних напряжений, получила название акустоупругого эффекта. Он был предсказан теоретически в работах Г. Грина и Л. Бриллюэна и экспериментально обнаружен в металлах и горных породах П. Бриджменом и Ф. Берчем. Его физическое объяснение было построено на основе нелинейно-упругого материала с использованием упругого потенциала Ф. Мурнагана. Более поздние модификации данной модели связаны с работами таких ученых, как М. Био, Д. Хьюз и Дж. Келли, Р. Тупин и Б. Бернштейн, К. Трусделл, Т. Токуока и М. Сайто, Ю. Ивашимидзу, К. Окада, Х. Фукуока и других. Для количественного определения акустической анизотропии было предложено находить величину разности скоростей плоско поляризованных поперечных волн взаимно ортогональной поляризации. Предложенный Р. Бенсоном и В. Рилсоном способ оценки главных напряжений посредством акустоупругих

измерений для одноосного и двухосного напряженного состояния нашел развитие при решении задач технической диагностики. Результаты в области неразрушающего контроля были получены отечественными научными группами под руководством и при участии В.М. Бобренко и И.И. Авербуха, Г.А. Буденкова и Ж.Г. Никифорова, А.О. Ватульяна, Н.Е. Никитиной, В.И. Ерофеева, В.В. Мишакина и А.В. Гончара, А.Л. Углова и А.А. Хлыбова, А.В. Федорова и В.А. Быченка, А.А. Карабутова, В.В. Муравьева, Л.Н. Степановой, А.И. Трофимова и С.И. Минина и ряда других исследователей.

В классических моделях акустоупругости предполагается, что вызванная наличием упругих напряжений и деформаций анизотропия упругих волн на порядок величины превосходит воздействие других факторов, например, деформационной микроструктуры материала. Для учета влияния начальной текстуры и малых пластических деформаций были предложены модели слабо-анизотропного нелинейно-упругого материала и модели нелинейно-упруго-пластического материала с упрочнением, разработанные Г. Джонсоном, М. Хирао и Ю. Пао, М. Кобаяши и другими авторами и объединенные под общим названием акустопластичности. Эксперименты в металлах с начальной анизотропией упругих свойств, к числу которых относится промышленный прокат, выявили значительно большее влияние текстуры и пластических деформаций на акустическую анизотропию волн, что было показано в работах Л.Б. Зуева и Н.Е. Никитиной. Разработанные В.И. Ерофеевым, В.В. Мишакиным, и другими авторами скалярные модели акустоповрежденности позволяют описать нелинейные эффекты, возникающие при распространении волн в изотропно поврежденной среде. В таких моделях поврежденность вводится как математическая мера близости материала к разрушению и может быть связана с микропластическими деформациями, дисперсией упругих волн и другими характеристиками. Тем не менее, остается актуальной задача исследования акустической анизотропии металлов с сильной начальной ортотропией, для которых характерен анизотропный характер накопления

поврежденности, при их больших упруго-пластических деформациях в процессе монотонного или циклического нагружения.

Целью работы является исследование акустической анизотропии металлов при упруго-пластической деформации с учетом начальной ортотропии и приобретенной анизотропной поврежденности в рамках континуального подхода.

Основными задачами работы являются:

1. Описание влияния сильной неоднородной начальной ортотропии упругих модулей, локализации больших пластических деформаций и накопленной в процессе нагружения поврежденности на величину акустической анизотропии металлического проката.
2. Определение связи между мерами тензора поврежденности второго ранга, скоростями упругих волн в поврежденном и неповрежденном материале и акустической анизотропией в рамках уравнений континуальной механики разрушения.
3. Разработка экспериментального способа определения пластических деформаций и поврежденности в деталях машин и элементах конструкций на основании данных об их акустической анизотропии.

Методы исследования. При исследовании акустической анизотропии металлического проката использовались методы ультразвукового неразрушающего контроля. Для установления связи между акустическими характеристиками материала и поврежденностью использовались подходы континуальной механики разрушения. Разработка способа определения пластических деформаций осуществлялась с учетом действующих методик акустоупругих измерений, используемых при акустической тензометрии деталей машин и элементов конструкций.

Научная новизна

1. Обнаружено значительное влияние поверхностных повреждений на акустическую анизотропию при измерениях в промышленном прокате. Удаление поверхностных и подповерхностных слоев металла приводит

к кратному снижению акустической анизотропии, приобретенной в процессе его деформирования.

2. Установлена связь между главными значениями симметризованного тензора поврежденности и акустической анизотропией. Использование модели анизотропной континуальной поврежденности позволяет количественно оценить объемную плотность дефектов по результатам контрольных измерений скоростей ультразвуковых волн в неповрежденном и поврежденном материале. В предположении однонаправленно и двунаправленно ориентированных поверхностных микротрещин были получены приближенные оценки поврежденности на основании данных акустической анизотропии.
3. Разработан способ определения вклада пластических деформаций в величину акустической анизотропии при измерении в деталях машин и элементах конструкций. В его основе лежит алгоритм циклического сравнения значений акустической анизотропии при послойном шлифовании поверхностного слоя металла. Механическое удаление поверхностных и подповерхностных слоев толщиной порядка 2-3 характерных размеров зерна позволяет значительно снизить влияние поверхностной поврежденности на результаты ультразвуковых измерений. Это может позволить повысить точность прогнозов остаточного ресурса и результатов акустической тензометрии при проведении текущего неразрушающего контроля деталей машин и элементов конструкции посредством акустоупругих измерений. При реализации способа может быть использован подход, связанный с построением угловых диаграмм акустической анизотропии, который позволяет проанализировать характер накопленной анизотропной поврежденности в металле.

Теоретическая и практическая значимость работы. Полученные результаты позволяют проводить количественную оценку накопленной поврежденности по результатам ультразвуковых измерений акустической

анизотропии. Это имеет практическую ценность, поскольку в настоящее время имеется серийное оборудование, применяемое в промышленных измерениях акустической анизотропии. Прямая оценка поврежденности металла позволяет спрогнозировать его остаточный ресурс, тем самым обеспечив безопасное функционирование ответственных узлов агрегатов на производстве. Подход к построению угловых диаграмм акустической анизотропии может быть использован для экспериментального определения осей ортотропии и направления действия максимальных напряжений в конструкции, что особенно актуально при наличии технических отверстий, сварных швов, иных концентраторов напряжений. Разработанный способ определения величины пластических деформаций металла посредством акустической анизотропии позволяет дополнить существующие методики акустоупругих измерений и расширить область их практического применения.

Положения, выносимые на защиту:

1. Результаты экспериментального исследования влияния поврежденного поверхностного слоя на величину акустической анизотропии взаимно ортогонально поляризованных поперечных волн, распространяющихся в металле перпендикулярно диагностируемой поверхности.
2. Математическая модель, связывающая главные значения тензора поврежденности с акустической анизотропией материала с однонаправленно и двунаправленно ориентированными поверхностными микротрещинами.
3. Результаты применения экспериментального подхода к определению ориентации осей ортотропии, направления действия максимальных механических напряжений и установлению характера анизотропной поврежденности путем построения угловых диаграмм акустической анизотропии в случае металлического проката.
4. Способ определения вклада пластической деформации в величину акустической анизотропии при измерении в деталях машин и элементах конструкции.

Достоверность полученных результатов обеспечивается применением специализированного оборудования при проведении измерений, строгостью применяемого математического аппарата, корректной постановкой задачи определения анизотропной поврежденности с использованием элементов тензорного анализа, адекватностью физических представлений о наблюдаемых явлениях при изучении акустической анизотропии металлов, а также воспроизводимостью результатов экспериментов.

Апробация работы. Основные результаты диссертации докладывались на ежегодных международных школах-конференциях «Advanced Problems in Mechanics» (г. Санкт-Петербург, 2019-2021 гг.); ежегодных научно-практических конференциях с международным участием «Неделя науки СПбПУ» (г. Санкт-Петербург, 2015-2018 гг.); ежегодной международной конференции «Days on Diffraction» (г. Санкт-Петербург, 2017-2018 гг.); IV научно-технической конференции молодых ученых и специалистов АО КБСМ «Старт в будущее» (г. Санкт-Петербург, 2017 г.); международной научно-технической конференции «International Conference on Industrial Engineering» (г. Санкт-Петербург, 2017 г.); II Всероссийской акустической конференции (г. Нижний Новгород, 2017 г.); XXVII международной конференции «Mathematical and computer simulation in mechanics of solids and structures» (г. Санкт-Петербург, 2017 г.); международной научной конференции «Актуальные проблемы прикладной математики, информатики и механики» (г. Воронеж, 2017 г.); международной конференции «Механика, ресурс и диагностика материалов и конструкций» (г. Екатеринбург, 2019 гг.); XXXI международной инновационной конференции молодых ученых и студентов по проблемам машиноведения «МИКМУС» (г. Москва, 2019 г.); I международной научной конференции «Corrosion in the Oil and Gas Industry» (г. Санкт-Петербург, 2019 г.); XIII Всероссийском форуме студентов, аспирантов и молодых ученых «Наука и инновации в технических университетах» (г. Санкт-Петербург, 2019 г.); XII Всероссийском съезде по фундаментальным проблемам теоретической

и прикладной механики (г. Уфа, 2019 г.); XXII Зимней школе по механике сплошных сред (г. Пермь, 2021 г.).

В полном объеме работа докладывалась на городском семинаре по механике ИПМаш РАН, основанном д.ф.-м.н., чл.-корр. РАН Д.А. Индейцевым, и семинаре Высшей школы механики и процессов управления СПбПУ под руководством д.ф.-м.н., чл.-корр. РАН А.К. Беляева.

Результаты исследований были отмечены медалью Российской академии наук с премиями для молодых ученых в 2018 году.

Публикации по теме диссертации. Результаты диссертационного исследования опубликованы в 20 работах [1-20], в том числе в 3 работах в изданиях, рекомендованных ВАК РФ [1-3], в 8 работах, входящих в международные базы данных Scopus и Web of Science [4-11] и в 1 патенте на изобретение [12].

Личный вклад соискателя. Все результаты, которые выносятся на защиту, получены соискателем лично. Автором работы были проведены ультразвуковые опыты в стали и алюминии, обнаружен эффект влияния поврежденного поверхностного слоя на акустическую анизотропию в промышленном прокате, получены аналитически и верифицированы экспериментально уравнения, связывающие главные значения тензора поврежденности со скоростями ультразвуковых волн и акустической анизотропией, предложен алгоритм определения вклада пластических деформаций в величину акустической анизотропии при измерениях в деталях машин и элементах конструкций, проведен обзор основных результатов и существующих подходов к изучению акустической анизотропии металлов, а также подготовлены материалы для публикаций.

Структура и объём диссертации. Диссертация состоит из введения, четырех глав, заключения, списка литературы и приложений. Объём диссертации составляет 174 страницы, содержит 75 рисунков и 5 таблиц. Список литературы содержит 230 наименований.

Глава 1. Обзор исследований анизотропии распространения упругих волн в твердых телах

1.1 Акустоупругость и акустоупругий эффект

1.1.1 Теории линейной акустоупругости

Впервые вопрос о влиянии начальных напряжений на скорости упругих волн был поставлен Г. Грином в 1828 году [21]. Почти сто лет спустя, в 1925 году, Л. Бриллюэн [22] продолжил разработки Г. Грина и получил аномальный эффект уменьшения скоростей деформационных волн с ростом сжимающего гидростатического давления P (1.1):

$$V_l^2 = \frac{\lambda + 2\mu - P}{\rho} \quad V_s^2 = \frac{\mu - P}{\rho}, \quad (1.1)$$

где ρ – плотность. Соотношения (1.1) отличаются от уравнений линейной теории упругости наличием поправки на величину давления P , однако они не нашли опытного подтверждения в дальнейшем [23].

П. Бриджмен [24,25], а параллельно с ним Дж. Джонстон и Л. Адамс [26,27] в 1910-х – 1920-х гг. в рамках серий опытов на изучение свойств различных материалов под действием высоких давлений экспериментально установили нелинейный характер изменения плотности с ростом величины сжимающих напряжений. Было установлено, что под давлением свыше тысячи атмосфер нарушается требование на малый характер упругих деформаций. Для объяснения нелинейно-упругого поведения материалов при гидростатическом сжатии, Г. Генки предложил соотношения формальной теории конечных деформаций и предсказал теоретически рост скоростей деформационных волн с увеличением внешнего давления, подтвердившийся экспериментально [28].

Ф. Мурнаган [29] предложил математическую теорию конечных деформаций и предложил форму упругого потенциала $\rho_0 \Phi$ в виде (1.2):

$$\rho_0 \Phi = \alpha I_1 + \frac{\lambda + 2\mu}{2} I_1^2 - 2\mu I_2 + l I_1^3 + m I_1 I_2 + n I_3, \quad (1.2)$$

где I_1, I_2, I_3 – скалярные инварианты тензора деформации, λ, μ – константы упругости Ламе второго порядка, l, m, n – константы упругости третьего порядка (константы Мурнагана). Теория позволяла качественно описать изменение плотности с ростом давления. Позднее, Ф. Мурнаган пересмотрел ряд положений своей модели, предложив формулу с двумя константами для описания зависимости объема материала от давления, в рамках которой модуль объемной упругости являлся линейной функцией давления [30].

Ранние работы в данной области, экспериментально подтверждавшие модель Ф. Мурнагана [29], были связаны с проблемами геофизики и относились к изучению свойств горных пород. Так, Ф. Берч и Д. Бенкрофт рассматривали зависимость упругих постоянных от давления при распространении скоростей сейсмических волн в толще земной коры [31-34]. Ф. Берч усовершенствовал соотношения Ф. Мурнагана для напряжений и деформаций [29] и получил новые формулы зависимости упругих постоянных от приложенного давления в изотропном случае [33]. Им была в первом приближении решена задача о наложении малых смещений, связанных с распространением упругих волн, на большие конечные деформации среды, вызванные гидростатическим сжатием под действием гравитационных сил. Соотношения прошли проверку при определении упругих модулей ряда горных пород [34]. Авторы отмечали, что быстрый рост упругих постоянных горных пород связан с влиянием начальной пористости, снижающимся с ростом гидростатического давления [34].

Другой подход к описанию конечных деформаций был предложен М. Био [35]. Он связан с рассмотрением напряженного состояния материальной точки с учетом преобразований поворота и не предполагает использования соотношений для напряжений и деформаций в явном виде. М. Био показал, что при равномерном гидростатическом давлении вид уравнений, описывающих распространение волн в предварительно напряженной среде, сохраняется [36].

Д. Хьюз и Дж. Келли [37], основываясь на теории Ф. Мурнагана [29], решили задачу о распространении продольных и поперечных упругих волн в начально изотропном материале при действии гидростатического давления, а также при одноосном сжатии поочередно вдоль трех ортогональных главных осей. Ими были получены соотношения (1.3)-(1.4) для продольной $\rho_0 V_{lx}^2$ и поперечной $\rho_0 V_{sx}^2$ волн, поляризованных вдоль оси x действия одноосных сжимающих напряжений T :

$$\rho_0 V_{lx}^2 = \lambda + 2\mu - \frac{T}{3K_0} \left(2l + \lambda + \frac{\lambda + \mu}{\mu} (4m + 4\lambda + 10\mu) \right) \quad (1.3)$$

$$\rho_0 V_{sx}^2 = \mu - \frac{T}{3K_0} \left(m + \frac{\lambda n}{4\mu} + 4\lambda + 4\mu \right), \quad (1.4)$$

и соотношения (1.5)-(1.7) для продольной $\rho_0 V_{ly}^2$ и поперечных $\rho_0 V_{sy}^2$, $\rho_0 V_{sz}^2$ волн, поляризованных вдоль осей y, z (перпендикулярно оси x):

$$\rho_0 V_{ly}^2 = \lambda + 2\mu - \frac{T}{3K_0} \left(2l - \frac{2\lambda}{\mu} (m + \lambda + 2\mu) \right) \quad (1.5)$$

$$\rho_0 V_{sy}^2 = \mu - \frac{T}{3K_0} \left(m + \frac{\lambda n}{4\mu} + \lambda + 2\mu \right) \quad (1.6)$$

$$\rho_0 V_{sz}^2 = \mu - \frac{T}{3K_0} \left(m - \frac{\lambda + \mu}{2\mu} n - 2\lambda \right) \quad (1.7)$$

где $K_0 = \frac{1}{3} (3\lambda + 2\mu)$ – модуль объемной упругости изотропного материала в недеформированном состоянии.

Соотношения (1.3)-(1.7) говорят о том, что в рамках нелинейно-упругой теории Ф. Мурнагана начально изотропный материал при наличии внутренних напряжений становится анизотропной средой с точки зрения распространения в нем упругих волн [37]. Апробация соотношений (1.3)-(1.7) была проведена авторами ультразвуковым эхо-импульсным методом на таких материалах, как железо, полистирол и пирекс [37].

Р. Бенсон и В. Рилсон в работе [38] исследовали напряженное состояние нагруженных до различной величины деформаций призматических образцов с помощью ультразвука. Для этого они использовали уравнения Хьюза-Келли (1.3)-(1.7), относящиеся к поперечным волнам, поляризованным вдоль и поперек действия сжимающей нагрузки. Р. Бенсон и В. Рилсон установили, что у поперечных волн в твердых телах, ввиду эллиптической поляризации, существуют минимумы и максимумы проекций скоростей на направления их распространения [39]. Так, для скоростей V_1, V_2 плоско поляризованных ортогональных поперечных волн, ориентированных вдоль осей главных напряжений, было получено эмпирическое соотношение (1.8):

$$2\pi n = \omega \left(\frac{V_1 - V_2}{V_1 V_2} \right) L, \quad (1.8)$$

где $n = 0, 1, 2, \dots$, ω – частота волн, L – толщина образца.

Эффект пропорциональности ортогональных поперечных волн главным напряжениям, описываемый соотношениями (1.3)-(1.7), был назван авторами «акустоупругим эффектом» [38]. На его основе, авторами был предложен способ определения величины главных двухосных напряжений на основании данных измерений скоростей ультразвуковых поперечных волн ортогональной поляризации [38,40]. Предложенный способ описан в патенте [40] на примере оценки напряженно-деформированного состояния призматических образцов.

Теория распространения акустических волн в нелинейно-упругой среде в случае кристаллов произвольной симметрии была разработана Р. Тупиным и Б. Бернштейном [41]. Ими была решена задача о распространении волн в начально-деформированной среде и получены, в качестве частного случая наложения малых смещений на конечные деформации идеального нелинейно-упругого материала, пять уравнений (1.3)-(1.7) Хьюза-Келли [41]. Ими также была предложена альтернативная форма упругого потенциала $\rho_0 \Phi$ (1.2). Она отличается способом записи констант упругости третьего порядка ν_1, ν_2, ν_3 , которые могут быть пересчитаны в константы l, m, n в форме Мурнагана [29].

Наиболее часто в научной литературе можно встретить формы записи упругого потенциала $\rho_0 \Phi$, предложенные Мурнаганом (1937) [29], Тупиным и Бернштейном (1961) [41], Гольдбергом (1961)[42] и Джонсом и Кобеттом (1963) [43]. Связь между константами упругости третьего порядка в различной записи приведена в табличном виде в обзорной работе Р. Смита [44].

В продолжение исследований Р. Тупина и Б. Бернштейна, Р. Терстон получил уравнения, описывающие распространение волн в предварительно напряженных упругих кристаллах [45], жидкостях и твердых телах [46]. Совместно с К. Браггером им были получены соотношения для изотропного нелинейно-упругого материала с произвольной симметрией [47], которые нашли применение в физической акустике в изучении нелинейно-акустических свойств монокристаллов различной симметрии [48].

К. Трусделл, в качестве альтернативы модели Мурнагана [29], предложил теорию конечных деформаций, не требующую использования потенциала $\rho_0 \Phi$ (1.2) в явном виде [49]. Им были получены соотношения, описывающие нелинейно-упругие свойства изотропного материала при помощи четырех констант упругости третьего порядка [49].

Т. Токуока были получены уравнения для упругих волн в изотропных твердых телах и изотропных вязких жидкостях в тензорном виде [50]. На их основе, совместно с Ю. Ивашимидзу [51], была решена задача о напряженном состоянии изотропного упругого материала, в котором бесконечно малые смещения накладываются на неоднородное начально деформированное состояние, для чего был использован симметричный акустический тензор A . В результате были получены уравнения (1.9) – (1.10) для скоростей продольных $V_{||}$ и поперечных V_{α} волн, связанные с главными значениями тензора напряжений t_{11}, t_{22}, t_{33} в явном виде:

$$V_{||} = \left(\frac{\lambda + 2\mu}{\rho} \left(1 + \frac{1}{\mu} \left(2t_{33} - \frac{2\lambda + \mu}{3\lambda + 2\mu} t \right) + \frac{t_{33}}{\lambda + \mu} \right) \right)^{1/2} \quad (1.9)$$

$$V_\alpha = \left(\frac{\mu}{\rho} \left(1 + \frac{1}{\mu} \left(2t_{33} - \frac{2\lambda + \mu}{3\lambda + 2\mu} t + t_{\alpha\alpha} \right) \right) \right)^{1/2}, (\alpha = 1, 2), \quad (1.10)$$

где $t = t_{kk} = t_{11} + t_{22} + t_{33}$.

Согласно уравнениям (1.9)-(1.10), анизотропия скоростей упругих волн $V_{||}$, V_α будет иметь место, если хотя бы одна упругая волна распространяется вдоль осей главных напряжений в изотропном материале. В случае отсутствия внутренних напряжений, соотношения для скоростей волн сводятся к известному из линейной теории упругости виду (1.11):

$$V_{0||} = \left(\frac{\lambda + 2\mu}{\rho_0} \right)^{1/2}, \quad V_{0\perp} = \left(\frac{\mu}{\rho_0} \right)^{1/2} \quad (1.11)$$

Таким образом, уравнения (1.9)-(1.10) описывают деформационно-обусловленную анизотропию упругих волн в нелинейно-упругой среде [51].

В работе [52] Т. Токуока и М. Сайто исследовали скорости волн V_1, V_2 малой амплитуды, распространяющихся вдоль осей кристалла с произвольной симметрией, с использованием изотермических и адиабатических констант (верхние индексы указывают на их связь с температурой T и энтропией материала S), связанных с константами упругости третьего порядка $\nu_1^S, \nu_2^S, \nu_3^S$. Разность скоростей волн $V_1 - V_2$ была получена в виде (1.12):

$$V_1 - V_2 = \frac{1}{2\rho_0 V^0} \left(\left(\frac{2c_{44} + c_{551}^S - c_{441}^S}{c_{11}^T - c_{12}^T} \right)^2 (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 4 \left(1 + \frac{c_{456}^S}{c_{44}} \right)^2 \sigma_{12}^2 \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (1.12)$$

где $V^0 = (c_{44}/\rho_0)^{1/2}$. Разность скоростей $V_1 - V_2$ равна нулю в ненапряженном состоянии изотропной среды [52]. В качестве частного случая (1.12) можно получить уравнение (1.13) для изотропного материала кубической симметрии:

$$\frac{V_1 - V_2}{V_0} = \frac{4\mu + n}{8\mu^2} (\sigma_1 - \sigma_2), \quad (1.13)$$

где σ_1, σ_2 – главные напряжения Коши.

Уравнение (1.13) Т. Токуока и М. Сайто получило название «стресс-акустического закона» [52]. Оно позволяет, в предположении акустической

изотропии свойств изначально ненагруженного материала, напрямую связать деформационно-обусловленную анизотропию скоростей поперечных волн ортогональной поляризации с величиной главных двухосных напряжений в случае плосконапряженного состояния. Авторами [52] было предложено рассматривать отношение разности $\Delta V = V_1 - V_2$ к постоянной в случае ненагруженной изотропной среды скорости V_0 , что позволяет перейти к безразмерной количественной характеристике акустоупругого эффекта $\Delta V/V_0$, впоследствии получившей название «акустической анизотропии».

Ю. Ивашимидзу и К. Кубомура [53] показали, что даже слабая ортотропия свойств материала в условиях равномерно приложенного внешнего нагружения приводит к повороту направлений поляризации упругих волн, чего не наблюдается в изотропном случае. Для описания свойств слабо анизотропного материала, ими были введены малые аддитивные поправки к константам упругости второго и третьего порядка C'_{ij}, C'_{ijk} . Разработанная модель прошла экспериментальную проверку на пластинах из стального проката [53] и была обобщена в работе А. Кларка и Р. Миньогны [54]. Теоретические оценки влияния текстурирования на акустическую анизотропию с использованием текстурных коэффициентов Роэ для материала с кубической решеткой были получены К. Сайерсом [55].

К. Окада [56,57] получил уравнение связи между ориентацией осей ортотропии материала, направлением действия главных напряжений и направлением распространения поперечных волн:

$$\tan 2\varphi = \frac{m_3(\sigma_1 - \sigma_2)\sin 2\theta}{B_0 + m_1(\sigma_1 + \sigma_2) + m_2(\sigma_1 - \sigma_2)\cos 2\theta}, \quad (1.14)$$

где φ – между осями ортотропии и направлением распространения поперечной волны, θ – угол между осями главных напряжений и осями ортотропии, B_0 – начальная акустическая анизотропия материала, m_1, m_2, m_3 – коэффициенты.

Соотношение (1.14) показывает, что выбор направления поляризации волн имеет большое значение при приложении одноосных растягивающих

напряжений к слабо ортотропной среде. А. Кларк и Р. Миньогна провели апробацию уравнения (1.14) на алюминиевых призматических образцах [54]. Дж. Смит, Р. Томпсон и С. Ли применили формулу Окада (1.14) в опытах на медном листовом прокате со слабой анизотропией упругих свойств [58,59].

К. Ман и В. Лю [60] предложили модель акустоупругости, опираясь на подход, предложенный М. Био [35,36]. Она прошла экспериментальную проверку в работах научной группы А. Кастеллано [61,62].

Х. Фукуока [63] обобщил результаты теоретических исследований акустоупругости слабо анизотропной среды. Им было получено соотношение (1.15) для определения величины $\Delta V/V_0$ в случае двухосных напряжений, главные направления которых совпадают с осями ортотропии материала:

$$\frac{V_{T_1} - V_{T_2}}{V_{T_0}} = \alpha + C_A(\sigma_1 - \sigma_2) \quad (1.15)$$

$$C_A = \frac{1}{2\mu} \left(1 + \frac{\nu_3}{\mu} \right), \quad \alpha = \frac{C_{55} - C_{44}}{2\mu}$$

где V_{T_1}, V_{T_2} – скорости поперечных волн, поляризованных вдоль направлений главных напряжений σ_1, σ_2 , V_{T_0} – скорость поперечной волны в начально изотропном ненапряженном материале, C_A – константа, которая находится в опытах на одноосное растяжение, C_{44} и C_{55} – константы упругости в обозначениях Фойгта, α – начальная (собственная) акустическая анизотропия.

Соотношение (1.15) отражает только обусловленную кристаллическим строением материала начальную анизотропию α упругих волн, которая связана с константами упругости C_{44}, C_{55} . Компонента $C_A(\sigma_1 - \sigma_2)$ представляет собой упругую деформационно-обусловленную акустическую анизотропию $\Delta V/V_0$, индуцированную внешними напряжениями. Параметр α представляет собой нулевые начальные условия при отсутствии внешних деформаций материала.

Результаты зарубежных и отечественных разработок теории линейной акустоупругости были обобщены в монографии Гузя А.Н., Махорта Ф.Г. и Гущи О.И. [64]. Ими были рассмотрены вопросы распространения волн малой

амплитуды в телах с начальными напряжениями, приведены соотношения для малых начальных упругих деформаций при определенной форме упругого потенциала для жестких упругих тел, а также решена задача распространения волн в квазиизотропных (слабо ортотропных) телах [64].

1.1.2 Акустоупругий эффект в металлах

Анизотропия скоростей упругих волн в напряженной среде, описанная Д. Хьюзом и Дж. Келли [37], идентифицируется в металлах посредством ультразвуковых измерений. Большое число экспериментов, связанных с определением величины акустоупругого эффекта – акустической анизотропии $\Delta V/V_0$ – было проведено на стали, алюминии или меди.

Р. Бергман и Р. Шахбендер [65] усовершенствовали использованный Д. Хьюзом и Дж. Келли эхо-импульсный метод и с его помощью получили ряд экспериментальных зависимостей скоростей ультразвуковых волн, упругих модулей и коэффициента Пуассона от величины внешней нагрузки в случае поликристаллического алюминия.

А. Хиката, Р. Труэлл, К. Эльбаум, Б. Чик, А. Гранато и К. Люке [66,67] исследовали вопрос затухания ультразвуковых волн в монокристаллическом алюминии в зависимости от напряжений. Ими в числе первых были проведены опыты по изучению анизотропии $\Delta V/V_0$ в зоне пластических деформаций [68].

Р. Смит в обзорной работе [44] обобщил результаты исследований деформационно-обусловленной анизотропии $\Delta V/V_0$ для металлов. Им также были рассчитаны константы упругости третьего порядка [69] для сплавов алюминия, магния, молибдена и вольфрама на базе уравнений Терстона-Браггера [47] по результатам натурных экспериментов.

Д. Крекрафт провел апробацию соотношений Хьюза-Келли (1.3)-(1.7) на никелевой стали, для которой получил константы упругости второго и третьего порядка [70]. Для этого им был использован акустический метод, основанный на повторном зондировании импульса после его прохождения через материал, с определяемой через эффективное время распространения волны частотой

повторения [71]. Он также применил формулы (1.3)-(1.7) для акустической тензометрии в металлах [72,73].

П. Махадеван [74] на основе использованного Д. Крерафтом метода [71], получил зависимость между частотой поляризации волн и разностью их скоростей в образцах из нержавеющей стали, тем самым подтвердив установленную Р. Бенсоном В. Рилсоном зависимость (1.8).

Д. Эгле и Д. Брей [75] при исследовании бывших в эксплуатации рельсовых сталей обнаружили эффект, связанный с затуханием вертикально поляризованных SV -волн и горизонтально поляризованных SH -волн. Авторами отмечалось большое влияние дефектов, связанных с холодной деформацией металла и локализованных в его поверхностном слое толщиной от 3 до 5 мм, на скорости распространения акустических волн [76].

Х. Фукуока [77] на примере круглых стальных дисков с радиальным сварным швом показал, что величина акустической анизотропии $\Delta V/V_0$ чувствительна к наличию внутренних напряжений, измеренных в состоянии холодного проката, после закалки до 900°C и последующего отпуска.

К. Ман и В. Лю [78] применили формулу Х. Фукуока (1.15) в опытах на циклическое растяжение-сжатие алюминиевых образцов до наступления пластического течения.

Р. Кинг и Г. Херманн [79] показали, что ультразвуковые измерения акустической анизотропии могут быть использованы для верификации результатов модельных расчетов J -интеграла в окрестности трещины. На примере алюминиевых пластин ими был предложен подход к оценке полей напряжений вокруг центральных и краевых вырезов [80]. Авторы продемонстрировали, как на основании данных об анизотропии $\Delta V/V_0$ можно сделать вывод о характере напряженно-деформированного состояния металла и обнаружить критические с точки зрения прочности макродефекты [80].

К. Салама и К. Линг [81] исследовали вопрос влияния напряжений и температуры на распространение упругих волн. Они установили, что действие

сжимающих напряжений в направлении, перпендикулярном распространению продольных волн, оказывает существенное влияние на их температурные зависимости в ультразвуковом диапазоне (10 МГц). Авторами были получены соответствующие характеристические кривые для меди и алюминия [81].

Дж. Блинка и В. Саске [82] исследовали спектральную мощность эхо-импульсного сигнала при излучении двух поперечных волн ортогональной поляризации в призматических алюминиевых образцах в условиях их сжатия. Наблюдаемые интерференционные минимумы и максимумы указывают на связь между частотой излучения волн, скоростями и величиной приложенных напряжений, подтверждая эмпирическую формулу Бенсона-Рилсона (1.8).

Н. Сю [83] предложил техническое решение, позволяющее реализовать метод перекрытия эхоимпульсов для определения величины $\Delta V/V_0$. Им был использован поворотный контактный пьезоэлектрический датчик, который одновременно является и излучателем, и приемником ультразвука [84]. Разработанный датчик был применен для определения напряжений сжатия в дисках из алюминиевого проката на основании данных скоростей плоскополяризованных поперечных волн с основной частотой сигнала 10 МГц. Автору определил направления главных напряжений в пределах $\pm 3^\circ$ [83].

А. Кларк [85] разработал 12-точечный датчик акустической анизотропии и испытал его для определения упругих напряжений в мостовых соединениях.

Г. Кино [86] предложил подход к акустическому сканированию двойным эхо-импульсным методом с последующей визуализацией результатов измерений скоростей волн. Подход был применен в опытах на одноосно напряженных алюминиевых и стальных пластинах с центральными и краевыми вырезами путем погружения их и приемо-передающего датчика в резервуар с этиленгликолем [87]. По результатам измерений был проведен анализ напряженного состояния с построением макрополей напряжений [88].

М. Янссен и Я. Зуйдема [89] ввели тензор акустоупругости $\mathbf{k}$, связанный с тензором напряжений. Авторами была предложена теоретическая модель и

проведен ряд опытов на алюминиевом прокате, а также проведена численная апробация результатов моделирования методом конечных элементов [90].

Ф. Бах и В. Аскегаард [91] решили задачу нахождения двухосных и трехосных напряжений на базе теории распространения волн, предложенной К. Трусделлом [49]. Полученные уравнения описывают среду с однородным полем напряжений и могут быть сведены к формулам (1.3)-(1.7) в одноосном случае. Авторы провели апробацию модели в опытах на двухосное нагружение стальных образцов [91]. Позднее, Т. Люти [92] применил уравнения Ф. Баха и В. Аскегаарда для расчета напряжений в трехмерной постановке.

Р. Кинг и К. Фортунко [93] получили уравнения для горизонтальных SH -волн, распространяющихся под углом к осям кристаллов орторомбической симметрии. Решение задачи для случая идеальной слабо анизотропной поликристаллической среды было проверено в ходе экспериментов на сжатие алюминиевой пластины с центральным круговым вырезом [93].

Д. Хассон [94,95] рассмотрел случай малых возмущений в неоднородно-напряженной среде при распространении объемных [94] и поверхностных волн [95]. Соотношения для скоростей волн в однородно-напряженной среде были получены в рамках лагранжевого подхода. Таким образом, была показана возможность применения поверхностных волн Рэлея и Лэмба наряду с объемными волнами при изучении акустоупругости твердых тел [94,95].

1.2 Акустопластичность и ее связь с акустоупругостью

1.2.1 Модели акустопластичности

Модели акустопластичности, как расширение моделей линейной акустоупругости на область неупругих деформаций, были предложены в работах Ю. Пао, М. Хирао, У. Гамера, Т. Ву [96,97,100,101], М. Кобаяши [98,99,102-104] и других.

Ю. Пао и У. Гамер [96] рассмотрели стресс-акустический закон Х. Фукуока (1.15) и предложили его альтернативный вид (1.16):

$$\frac{\Delta v}{v_0} = \frac{c_{44} - c_{55}}{\rho_0 v_0} + \left(1 + \frac{v_3}{\mu}\right) (\varepsilon_2^i - \varepsilon_1^i), \quad (1.16)$$

где $\varepsilon_1^i, \varepsilon_2^i$ – главные деформации, связанные с начальными или остаточными внутренними напряжениями.

Соотношение (1.16) описывает случай слабо анизотропного нелинейно-упругого материала, начальная анизотропия которого связана со строением кристаллической решетки металла [96].

В работе [97] М. Хирао и Ю. Пао предложили уравнение акустопластичности (1.17), включающее в себя начальную акустическую анизотропию α_0 , вызванную деформационной микроструктурой (текстурой), а также линейную связь с главными упругими напряжениями $C_A(\sigma_1 - \sigma_2)$ и главными пластическими деформациями $\alpha_1(\varepsilon_{11}^p - \varepsilon_{22}^p)$:

$$\frac{\Delta v}{v_0} = \alpha_0 + \alpha_1(\varepsilon_{11}^p - \varepsilon_{22}^p) + C_A(\sigma_1 - \sigma_2) \quad (1.17)$$

где α_0 и коэффициенты α_1 и C_A связаны со скоростями упругих волн в не нагруженном материале.

Верификация (1.17) была проведена в опытах на четырехточечный изгиб призматических алюминиевых образцов при малых упруго-пластических деформациях ($\varepsilon_{pl} \leq 1\%$), в рамках которых определялись значения констант α_0, α_1, C_A [97]. В дальнейшем, экспериментальное подтверждение (1.17) было получено на образцах, в которых были предварительно сняты внутренние напряжения путем отжига [98]. Это позволило считать компоненту начальной акустической анизотропии α_0 малой величиной, близкой к нулю. Для образцов с ненулевой начальной анизотропией ($\alpha_0 \neq 0$) подтверждения формулы (1.17) в явном виде получить не удалось [99].

Ю. Пао, Т. Ву и М. Хирао [100,101] была предложена модель нелинейно-упруго-пластического материала с упрочнением, опиравшаяся на известные модели Токуока (1.13) и Фукуока (1.15). В случае упругих деформаций данный материал является нелинейно-упругим и подчиняется стресс-акустическому

закону (1.15). Авторами был раскрыт вид α_0, α_1, C_A в формуле (1.17) через константы упругости второго и третьего порядка [100,101].

М. Кобаяши [102] предложил вид компонент главных пластических деформаций ε_{ij}^p в соотношении (1.17). Полные осевые деформации ε_{ij} были рассмотрены как линейная сумма $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + [\varepsilon_{ij}^p]$ упругих ε_{ij}^e и пластических ε_{ij}^p деформаций. Деформации ε_{ij}^p , приводящие к образованию точечных дефектов в пластической зоне, находились в форме (1.18):

$$[\varepsilon_{ij}^p] = \int_0^{\varepsilon_{ij}^p} (1 - \mathbf{1}(\bar{\varepsilon}^p - \bar{\varepsilon}_{th}^p)) d \bar{\varepsilon}_{ij}^p \quad (1.18)$$

где $\mathbf{1}()$ – операторная единица Хевисайда, $\bar{\varepsilon}^p$ – эквивалентная пластическая деформация, $\bar{\varepsilon}_{th}^p$ – пороговая пластическая деформация.

Форма (1.18) была получена в предположении плосконапряженного состояния, при котором наблюдается равномерное распределение напряжений по толщине слоя при прохождении в среде упругих волн [102]. М. Кобаяши [98] получил подтверждение уравнения акустопластичности (1.17) на отоженных алюминиевых образцах для интегрального вида компонент ε_{ij}^p (1.18). Для случая не отоженных образцов, им была предложена другая форма расчета главных компонент ε_{ij}^p тензора пластических деформаций (1.19) [103]:

$$[\varepsilon_{ij}^p] = \int_0^{\varepsilon_{ij}^p} \frac{1}{2} (1 - \text{th}((\bar{\varepsilon}^p - \bar{\varepsilon}_{th}^p)/\beta)) d \bar{\varepsilon}_{ij}^p, \quad (1.19)$$

где β – скорость распространения неоднородной пластической деформации.

Основная дискуссия в данной области сводится к подбору такой формы компонент ε_{ij}^p (1.18)-(1.19), которая давала бы хорошее совпадение теоретических оценок с результатами экспериментов [104].

Г. Джонсон предложил вид связи между деформациями и разностью скоростей поперечных волн, включающий в себя, вместо констант α_0, α_1, C_A (1.17), параметры α_2, β_3 , являющиеся функциями пластических деформаций и

работы по упрочнению материала [105]. Модели других авторов связаны с учетом влияния пластических деформаций в вариации констант упругости второго и третьего порядка путем включения аддитивной компоненты [53], а также с введением в качестве множителей α_0, α_1, C_A (1.17) функций энергии, идущей на пластическое деформирование и упрочнение материала [105].

1.2.2 Анизотропия скоростей ультразвуковых волн в металлах при пластической деформации

Й. Иванова, Т. Парталин и Д. Пашкулева [106] получили линейную аппроксимацию относительного изменения скоростей поверхностных волн от напряжений в диапазоне до 20% упруго-пластических деформаций. Они установили, что размер зерен поликристаллического агрегата существенно влияет на компоненты $C_A(\sigma_1 - \sigma_2)$ и $\alpha_1(\varepsilon_{11}^p - \varepsilon_{22}^p)$ при оценке анизотропии поверхностных волн $\Delta V/V_0$ в соответствии с уравнением акустопластичности (1.17) как в упругой, так и в пластической области. При этом разброс значений акустических параметров зависит от микроструктуры и возрастает с увеличением среднего размера зерна [106].

Научной группой под руководством Л.Б. Зуева [107-109], была проведена серия экспериментов по изучению скоростей распространения поверхностных волн Рэлея при пластической деформации призматических образцов из поликристаллического алюминия и различных сталей [107,108]. Авторами было установлено, что образование полос локализации пластической деформации оказывает влияние на наклон корреляционных кривых скоростей волн Рэлея от средних по объему деформаций материала [108]. Была также выявлена связь между скоростями ультразвуковых волн и скоростью движения дислокаций в сплошной среде [107]. Авторами делается вывод о том, что данные скоростей волн Рэлея могут быть использованы в качестве индикатора процесса интенсивного зарождения дислокаций при пластическом течении металла [107].

Кроме того, был установлен трехстадийный характер зависимости скоростей волн Рэлея от приложенных растягивающих напряжений [109]. Она была получена на призматических алюминиевых образцах в условиях одноосного упруго-пластического нагружения. Линеаризованные зависимости имели три характерных участка. В зоне упругих деформаций наблюдался рост скоростей волн Рэлея. Он сменялся монотонным убыванием от начала локализации пластической деформации до предела прочности материала. За ним следовал очередной рост скоростей с начала образования пластической шейки вплоть до разрушения материала. Полученный *N*-образный характер зависимости с двумя характерными точками перегиба в окрестности предела пропорциональности и предела прочности, был объяснен последовательным наступлением различных этапов деформационного процесса [109]. В частности, был сделан вывод о возможности обнаружения момента начала пластического течения металла по данным измерений скоростей волн Рэлея [109].

Научной группой В.В. Мишакина исследовалась связь между параметрами дислокационной структуры и кристаллографической текстуры и акустической анизотропией [110]. Рассматривались два основных фактора: изменение микронеоднородности упругих свойств, вызванное накоплением при пластической деформации дефектов в металле и приводящее к изменению эффективных упругих модулей, и изменение кристаллографической текстуры, влияющее на упругую составляющую акустической анизотропии. Авторы связали параметр *A* акустической анизотропии с коэффициентом A_1 функции распределения ориентировок (ФРО) для поликристалла. В предположении малых отклонений скоростей поперечных ультразвуковых волн друг от друга, была предложена линейная связь акустической анизотропии с коэффициентом ФРО вида (1.20) [110]:

$$A_1 = KW_4^{20} = \frac{2(\tau_{zy} - \tau_{zx})}{\tau_{zy} + \tau_{zx}} \quad (1.20)$$

Ультразвуковые измерения в работе [110] проводились на плоских образцах с рабочей зоной 200x20x6 мм эхо-импульсным методом путем возбуждения поперечных и продольных волн с центральной частотой 4,6 МГц. Временные задержки измерялись с точностью 1,5 нс. Для стальных образцов из листового проката марок 08пс, 20, 40, 09Г2С и 12ГС согласно формуле (1.20) при испытаниях на статическое нагружение были получены усреднённые зависимости акустической анизотропии $\Delta A_1(\varepsilon)$ от пластических деформаций. По итогам аппроксимации экспериментальных кривых, авторами был предложен квадратичный вид зависимости $\Delta A_1(\varepsilon)$ (1.21):

$$\Delta A_1 = k'_0 + k'_1\varepsilon + k'_2\varepsilon^2, \quad (1.21)$$

где k'_0, k'_1, k'_2 – экспериментально определяемые коэффициенты [110]. Соотношение (1.21) получено в предположении о возможности применения нелинейно-упруго-пластической модели Хирао-Пао в случае сталей [97].

В работе [111] В.В. Мишакин и соавторы предложили уравнения связи временных задержек t_3 продольной волны и задержек t_1, t_2 поперечных волн, поляризованных вдоль и поперек направления проката, с коэффициентами Пуассона ν_{31}, ν_{32} . На основании зависимости (1.20) между акустической анизотропией упругих волн и коэффициентами ФРО текстуры в прокатных листовых сплавах (1.20) была установлена линейная связь $\nu_{32}(\nu_{31})$. По величине отклонения зависимости $\nu_{32}(\nu_{31})$ от линейного вида можно судить о величине остаточных напряжений в материале [111]. Для этого требуется вычислить разности коэффициентов Пуассона $(\nu_{31}^\sigma - \nu_{31}^0), (\nu_{32}^\sigma - \nu_{32}^0)$ в напряженном $\nu_{31}^\sigma, \nu_{32}^\sigma$ и ненапряженном ν_{31}^0, ν_{32}^0 состояниях [112]. Авторы применили данный подход для определения уровня остаточных напряжений в сварных соединениях и элементах труб магистральных газопроводов из сталей Х70 и 09Г2С [111,112], а также при исследовании усталостного разрушения сварных образцов из сталей 08Х18Н10Т и 15ЮТА [113]. Были также найдены альтернативные соотношения Ю. Шателье и М. Туратье [114] формулы для расчета напряжений в ортотропных материалах с текстурированием, в которых

исключена длина акустического пути за счет рассмотрения квадратов отношений $(V_1/V_3)^2, (V_2/V_3)^2$ скоростей поперечных волн к продольным [111].

К.В. Курашкин [115] исследовал влияние пластической деформации на начальную акустическую анизотропию A_0 и коэффициент акустоупругости B через компоненты тензора упругой жёсткости и упругой податливости с учетом результатов К. Сайерса и Д. Аллена [116]. Уравнение акустоупругости в случае одноосного напряжения σ имеет вид (1.22):

$$A = A_0 + B\sigma \quad (1.22)$$

В работе [115] исследуется корреляционная зависимость параметров $B(A_0)$, для средних значений которых проведена нелинейная аппроксимация. Эксперименты проводились на плоских образцах 480x30x8 мм из стали Ст3сп, находящихся в исходном состоянии (0%), после 3.5% и 12% пластической деформации [115]. Было показано, что между параметрами A_0 и B существует линейная корреляционная связь, при этом изменение начальной акустической анизотропии δA_0 связано с изменением текстуры материала, в то время как пластическая деформация определяет вариацию параметра акустоупругости δB вследствие накопления структурной нелинейности упругих характеристик [115]. Влияние пластической деформации на ошибку определения напряжений предлагается оценивать по разности величин $\sigma^* - \sigma$ (1.23):

$$\sigma = \frac{A - A_0}{B}, \sigma^* = \frac{A - A_0(1 + \delta A_0)}{B(1 + \delta B)} \quad (1.23)$$

В.И. Ерофеев и соавторы в работе [117] использовали статистическую модель в виде распределения Дирихле для определения акустической анизотропии плоских образцов из горячекатаной листовой стали марки 3 при приложении упругих и пластических деформаций в ходе испытаний на растяжение. При решении задачи использовались параметры самоорганизации формы зондирующего импульса и учитывалась зависимость скоростей поверхностных волн от частоты [117]. Было установлено, что в упругой области с приложением деформаций наблюдается рост значений скоростей

волн Рэлея, в пластической области – их падение [117]. Кроме того, в упругой области скорости не зависят от частоты зондирующего импульса. При пластической деформации наблюдается неравномерная трансформация структуры по толщине материала и явная зависимость скорости от частоты [117]. В упругой области временные задержки убывают при поляризации волн вдоль действия напряжений и возрастают в перпендикулярном направлении. В то же время, при пластической деформации скорости волн Рэлея убывают для всех направлений поляризации [117]. Это может являться одной из причин, по которой акустическая анизотропия пропорциональна разности главных напряжений при упругих деформациях, а при возникновении пластических деформаций зависит от них нелинейным образом [117]. Авторы делают вывод о том, что модели, использующие уравнения нелинейно-упругого материала Мурнагана, не могут быть использованы для описания пластической зоны деформаций из-за изменения характера взаимодействия зондирующего импульса со средой вследствие нелинейно-диссипативных процессов [117]. Подтверждением этого является существование трехстадийной зависимости скоростей волн Рэлея в зоне упруго-пластических деформаций [109].

1.3 Распространение упругих волн в поврежденной среде (акустоповрежденность)

1.3.1 Подходы к определению акустоповрежденности

В.В. Мишакиным и соавторами в [110] было получено уравнение (1.24), в котором поврежденность $\Psi_{\text{ст}}$ рассматривается как полином второй степени от плотности механической энергии E , затрачиваемой на пластическое деформирование материала ($dE = \sigma d\varepsilon$), и от интенсивности изменения величины акустической анизотропии $dA_1(\varepsilon)/d\varepsilon$, отражающей влияние микропластических деформаций на скорость накопления микроповреждений:

$$\Psi_{\text{ст}} = K_0 + K_1 E + K_2 \left(\frac{dA_1(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right) + K_3 E^2 + K_4 E \left(\frac{dA_1(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right) + K_5 \left(\frac{dA_1(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right)^2, \quad (1.24)$$

где $K_0, K_1, K_2, K_3, K_4, K_5$ – коэффициенты.

Величина $dA_1(\varepsilon)/d\varepsilon$ отражает изменение ориентации кристаллов вследствие пластической деформации. Она связана с влиянием текстуры и стабилизируется при больших пластических деформациях, когда разрушение происходит в результате накопления микротрещин. Соотношение (1.24) описывает случай одноосного нагружения при постоянной температуре. Эмпирические соотношения для σ, E и $dA_1(\varepsilon)/d\varepsilon$ для различных материалов предлагается определять по результатам измерений твердости методом делительных сеток [118]. В работе [110] определение параметров модели (1.24) осуществлялось при испытаниях на статическое нагружение посредством измерений акустической анизотропии на каждой ступени деформирования [110]. Поврежденность $\Psi_{\text{ст}}$ рассчитывалась через отношение удлинения образцов ε к значению предельной деформации при статическом нагружении $\varepsilon_{\text{ст}}$ ($\Psi_{\text{ст}} = \varepsilon/\varepsilon_{\text{ст}}$, $0 \leq \Psi_{\text{ст}} \leq 1$). Различие в характере расчетных кривых поврежденности $\Psi_{\text{ст}}$ для сталей 08пс, 09Г2С, 12ГС, 20 и 40 связано с увеличением содержанием углерода, приводящем к росту интенсивности накопления повреждений в результате пластического деформирования [110]. Было установлено, что повреждения в материале накапливаются только в отдельных микроразонах, которые закрепляются в процессе нагружения [110].

Вопросу распространения волн в нелинейно-упругой поврежденной среде посвящен ряд работ научной группы под руководством В.И. Ерофеева [119-127]. В работе [119] исследовалось распространение продольной волны в стержне с поврежденностью с учетом его физической и геометрической нелинейности. Для этого была введена скалярная функция поврежденности $\psi(t)$ и константы α, β_1, β_2 , связанные с накоплением повреждений при циклическом нагружении [119]. Функция поврежденности $\psi(t)$ задавалась через относительную плотность равномерно рассеянных в единице объема

микродефектов. Она равна нулю в материале без повреждений и единице при его разрушении. Авторами были получены линеаризованные соотношения, из которых следует зависимость скорости волны от частоты ($v_\phi = v_\phi(\omega)$) и ее частотно-зависимое затухание ($K^{11} = K^{11}(\omega)$) [119]. Таким образом, наличие поврежденности приводит к дисперсии акустической волны [119]. Было показано, что затухание волны, связанное с нелинейностью (с постоянной распространения k^1), и затухание, вызванное поврежденностью (выражено через отношение констант $\beta_1\beta_2/\alpha$), являются эффектами одного порядка в высокочастотном диапазоне [119]. Были получены эволюционные уравнения, позволяющие наблюдать за медленными изменениями продольной волны в стержне вследствие нелинейности и диссипации, из-за которых формируется локализованная слабая ударная волна (кинк), ширина и скорость которой характеризуется соотношением параметров поврежденности $\beta_1\beta_2/\alpha$ [119]. Параметры кинка подробно рассматриваются в [120,121].

Уравнения динамики материала и уравнения кинетики поврежденности были рассмотрены совместно в рамках решения самосогласованной задачи [122]. В результате был предложен вид скалярной функции поврежденности $\psi(x, t)$ и соответствующее кинетическое уравнение накопления повреждений, согласно которому нарастание поврежденности имеет экспоненциальный характер [122]. Затухание скорости волны в низкочастотном диапазоне оказывается пропорционально квадрату частоты ω^2 , в высокочастотном диапазоне оно зависит от частоты волны ω линейным образом [122]. Авторами в работах [123,124] был проведен анализ влияния параметров поврежденности на фазовую и групповую скорости, а также на эволюцию профиля волны в низкочастотном и высокочастотном диапазонах. Было установлено, что поврежденный материал обладает аномальной дисперсией, при этом групповая скорость оказывается выше фазовой скорости при любой частоте продольной волны [124]. Связь модели поврежденного материала с моделью наследственной среды (материала с памятью) была рассмотрена при решении

трехмерной самосогласованной задачи [120]. Были получены уравнения связи между дисперсией, затуханием и поврежденностью при распространении поверхностных волн вдоль границы полупространства [120]. Эффект снижения отклика внутренних связей на внешнее воздействие, делающий материал более деформируемым, был учтен в модели путем замены постоянного модуля Юнга на оператор, включающий в себя параметры поврежденности [120]. Так, в зависимости от скорости нагружения, может быть осуществлен переход либо к динамическому модулю Юнга E_d (при быстром нагружении), либо к статическому модулю Юнга E_s (при медленном нагружении).

Вопрос распространения поверхностной волны в материале с поврежденностью был рассмотрен В.И. Ерофеевым и соавторами в работах [125,126]. Исследовались временные задержки, акустическая нелинейность и изменение параметра информационной структуры зондирующего импульса K_c в случае мягкого одноосного циклического нагружения и наводороживания в среде сероводорода в течение 64, 96 и 192 часов [125]. Параметр K_c был вычислен авторами по модели Дирихле с различным знаком энтропии в регистрируемом сигнале. Было показано, что наводороживание приводит к изменению характеристик спектра зондирующего импульса, которое может быть определено по данным ультразвукового зондирования [125]. При одноосном упруго-пластическом нагружении плоских образцов из стали марки Ст10 толщиной 4 мм наблюдалось значительное изменение временных задержек рэлеевских волн, которое может быть связано с накоплением макроповреждений [126].

В работе [127] скалярная мера поврежденности $\psi(t)$ из [119] была использована при определении напряженного состояния в стержне с учетом соотношений акустоупругости. Известные результаты, связанные с затуханием и изменением скорости продольной волны в зависимости от деформаций в

монокристаллах алюминия [68], коррелируют с теоретическими оценками, полученными авторами [127].

В работах научной группы А. Кастеллано [128] компоненты тензора поврежденности $\mathbf{D}$ были введены через относительные вариации тензора упругости C_{ij} в форме Фойгта (1.25):

$$D_{ij} = 1 - \frac{\delta C_{ij}}{C_{ij}} \quad (1.25)$$

Вариация δC_{ij} может быть определена относительно изначального неповрежденного материала с учетом поправок на локальную неоднородность свойств. Авторы рассматривают поврежденность как причину, приводящую к изменению скорости ультразвуковых волн [128]. Разработанная модель была применена при определении скоростей продольных и поперечных волн в композитных образцах, свойства которых моделировались трансверсально-изотропным материалом [128].

1.3.2 Некоторые результаты исследования акустоповрежденности металлов

В ходе механических испытаний на малоцикловую усталость образцов из поликристаллического алюминия, проведенных научной группой Л.Б. Зуева [129], была установлена тенденция к уменьшению значений скоростей волн Рэлея с ростом числа циклов циклического нагружения. Авторами отмечается влияние накопленных усталостных повреждений на скорости рэлеевских волн в металлах [129].

Н.Е. Никитина и Е.А. Мотова в работе [130] рассматривали совместное влияние пластических деформаций и усталостных повреждений на акустическую анизотропию $a, \%$. Образцы из конструкционной легированной стали 38ХНЗМА и дюралюминиевого сплава Д16 проходили испытания на малоцикловую (стальные образцы) и многоцикловую (алюминиевые образцы) усталость. В работе [130] приведены экспериментальные данные акустической анизотропии $a, \%$ при статическом одноосном нагружении при значениях

пластической деформации $\varepsilon = 0.2\%$ и $\varepsilon = 1.2\%$. Авторами было установлено, что акустическая анизотропия a , % меняется немонотонно с ростом числа N циклов нагружения. Было выдвинуто предположение, что рост полных осевых пластических деформаций приводит к увеличению значений a , %, а развитие сети усталостных микрповреждений, напротив, ведет к уменьшению a , % за счет чувствительности поперечных волн к несплошностям, расслоениям и микротрещинам, которые ориентированы перпендикулярно направлению поляризации волны. При этом скорости волн, поляризованные вдоль линии нагружения, будут убывать быстрее [130].

В работах [131,132,133] Н.Е. Никитина, Е.А. Мотова и Ю.П. Тарасенко исследовали возможность неразрушающего контроля рабочих лопаток осевого компрессора авиационного газотурбинного двигателя. Исследовались лопатки на различной стадии эксплуатации: до ремонта после 50 тысяч часов работы, после ремонта с ионно-плазменным покрытием нитридом титана TiN и после следующих 50 тысяч часов эксплуатации. Данные экспериментов показывают, что модификация поверхностного слоя лопаток, направленная на повышение работоспособности, сопровождается уменьшением значений начальной акустической анизотропии a_0 , % в 2.5 раза до уровня неповрежденного материала [131]. В результате при достижении 100 тысяч циклов нагружения, материал лопаток обладает такими же значениями a_0 , %, что и после первых 50 тысяч циклов, скорость роста остаточной акустической анизотропии при этом не изменяется [131].

В работе авторов [133] приведены результаты восстановительной термообработки лопаток путем нанесения ~ 5 мкм слоя покрытия нитрида титана. Он составлял малую долю от общей толщины лопаток ($6,00 \div 6,95$ мм) и средних размеров длины поперечных волн ($0,3 \div 0,7$ мм). Было показано, что термообработка посредством нанесения ионно-плазменного покрытия меняет акустоупругие свойства материала в 3.4 раза относительно уровня после 50000 циклов испытаний (с 2.4% до 0.7%), что в 1.9 раза ниже значений в лопатках

до нагружения в их исходном состоянии ($a_0 \cong 1.3\%$). Толщина материала лопатки в $1200 \div 1390$ раз превышает толщину нанесенного покрытия [133].

1.4 Исследования прочности и остаточного ресурса металлических конструкций посредством измерений акустической анизотропии

1.4.1 Технологии акустической тензометрии

Научным коллективом под руководством В.М. Бобренко и И.И. Авербуха из ВНИИНК, на основании уравнений Хьюза-Келли (1.3)-(1.7), был разработан экспериментальный ультразвуковой метод измерения напряжений в деталях резьбовых соединений [134]. Апробация метода была проведена при контроле затяжки болтов и шпилек фланцевых соединений предохранительных клапанов на Молдавской ГРЭС [135]. Разработка усовершенствованного способ измерения внутренних механических напряжений в элементах резьбовых соединений на основе метода Бобренко [134,135] была продолжена В.Т. Власовым [136]. В.М. Бобренко и И.И. Авербух также предложили способ определения величины упругих и остаточных деформаций ($\varepsilon \geq 1\%$) путем измерения параметра $\Delta V/V_R$ поверхностных волн Рэлея [137]. Он прошел апробацию при исследовании напряженно-деформированного состояния металлов, подвергнутых наклепу. Авторами отмечалось, что для однозначной расшифровки результатов ультразвуковых измерений требуется установить функциональный вид зависимости между пластическими деформациями и упругими напряжениями в наклепанном слое [137]. Для этого требуется уменьшение относительной погрешности акустических измерений до величины $\leq 10^{-4}$ [137]. Итоги более 20 лет разработок ВНИИНКа в области ультразвуковых методов контроля механических напряжений и акустической тензометрии были подведены авторами в работе [138].

Научной группой А.Н. Гузя, Ф.Г. Махорта и О.И. Гущи и соавторов было проведено исследование остаточных напряжений в сварных соединениях посредством ультразвукового неразрушающего контроля акустоупругих

параметров [64]. О.И. Гуца и Ф.Г. Махорт запатентовали [139] ультразвуковую технологию определения напряжений в телах с начальной анизотропией свойств [140,141]. Итоги исследований научного коллектива за 30 лет были подведены А.Н. Гузем и Ф.Г. Махортом в работе [142].

В.И. Ерофеев, В.А. Зазнобин и Р.В. Самохвалов применяли волны Рэлея для определения изгибных напряжений и упругих характеристик поверхностных слоев при мониторинге напряженного состояния [143-145]. Авторы отмечают, что использование волн Рэлея позволяет исключить влияние обратной поверхности, что отличает данный подход от аналогов, работающих на отражение объемных акустических волн, дающих усредненные по толщине конструкции значения напряжений [143]. Авторы использовали упругий потенциал (1.2) и соотношения для поверхностных волн в упругом теле с начальными деформациями [144] для получения дисперсионных соотношений волн Рэлея в предварительно деформированном изотропном нелинейно-упругом материале [143]. Для относительного изменения скоростей волн Рэлея $(C_r - C_{r0})/C_{r0}$ (где C_{r0} – скорость волны при отсутствии напряжений) было получено хорошее совпадение с экспериментом с учетом физической и геометрической нелинейности. Авторы отмечают необходимость измерения разности скорости волн Рэлея $\Delta C_r/C_{r0}$ с точностью $10^{-5} - 10^{-6}$, что на порядок выше, чем при использовании поперечных и продольных волн [145].

В работе [146] В.И. Ерофеевым и В.А. Зазнобиным было проведено сравнение между теоретическими и экспериментальными значениями акустоупругого эффекта для объемных продольных и поперечных волн, а также волн Рэлея, в соответствии с линеаризованными уравнениями для тел с начальными напряжениями. Были рассмотрены случаи малых и конечных начальных деформаций материала с учетом компоненты третьего и четвертого порядков в записи упругого потенциала $\rho_0\Phi$. Авторами был сделан вывод о том, что учет четвертого порядка физической нелинейности не дает существенных поправок при сравнении расчетных значений с экспериментом

[146]. Для мониторинга напряженного состояния было использовано разработанное авторами акустотензоизмерительное оборудование НПИН-01. Оно позволяет определять значения напряжений по данным измерений времени распространения продольных и поперечных волн с погрешностью 10% от предела текучести стали [146].

Научной группой А.О. Ватульяна [147-160] был разработан подход к реконструкции предварительно напряженного состояния по данным амплитудно-частотных характеристик на границе упругого тела [147]. В его основе лежит решение коэффициентных обратных задач, являющихся нелинейными и некорректными [148]. Авторами итерационным образом решается проблема определения структуры материала с существенно неоднородным предварительно напряженным состоянием путем построения операторных соотношений в обратных задачах [147]. Ранее такие авторы как Е. Треффтц [150], М. Био [35], Л.М. Зубов [151], К. Трусделл [49] и другие, рассматривали начальное состояние как деформированное и не учитывали начальную деформацию в определяющих соотношениях. Учет начальной деформации в определяющих соотношениях был предложен А.Н. Гузем [64].

А.О. Ватульяном и соавторами в качестве отсчетной конфигурации рассматривается естественное недеформированное состояние тела [149]. Ими был предложен способ реконструкции неоднородного предварительного напряженного состояния на основе частотного зондирования [147-160]. В частности, были рассмотрены случаи изгибных колебаний консольного стержня [147], в том числе неоднородного термоупругого стержня [152], радиальных колебаний трубы в условиях плоской деформации для упругого [153] и упруго-пластического материала с упрочнением [154], неоднородных напряжений в цилиндрическом волноводе [155,156,157], а также внутреннего давления в цилиндре (трубе) [149], восстановления напряжений в упругой тонкой и круглой пластинах [158], в том числе функционально-градиентных пластинах с отверстиями [159]. Различные алгоритмы решения обратных задач восстановления напряженного состояния рассмотрены в работах [160,148].

А.И. Трофимов, С.И. Минин и соавторы [162-164], на основании соотношений для объемных ультразвуковых волн из [161], осуществили расчет напряженного состояния (продольных остаточных напряжений) стыковых сварных соединений и главных циркуляционных трубопроводов АЭС с реакторами типа ВВЭР-1000 и РБМК-1000 [162]. В работе было учтено влияние изменения температуры и предложен новый вид уравнений скоростей распространения упругих волн при наличии нормальных и отсутствии касательных напряжений в предварительно деформированных телах с учетом коэффициента температурного расширения [163]. Авторами было разработано автоматизированное устройство измерения напряженного состояния на основе акустоупругого эффекта для диагностики технологического оборудования атомных станций [164]. Устройство блока ультразвуковых преобразователей позволяет проводить контактные измерения в цилиндрических конструкциях [164]. Расчет модулей упругости для различных металлов с учетом констант упругости второго и третьего порядка был проведен в соответствии с теорией конечных деформаций Ф. Мурнагана [163].

Коллективом А.Л. Углова и А.А. Хлыбова [165-168] был разработан аппаратно-программный комплекс “АСТРОН”, который является спектрально-акустической системой, предназначенной для измерения задержек термоимпульсов при распространении рэлеевских волн [165]. Используемый ультразвуковой датчик (преобразователь поверхностных волн) является одновременно излучателем и приемником волн Рэлея с центральной частотой 5 МГц. Он представляет собой двусторонний клин из оргстекла с углом ввода ультразвука 27° . В состав датчика, помимо ультразвуковых преобразователей, входит термодатчик для учета температурных эффектов и внесения корректирующих поправок при мониторинге напряженного состояния. Комплекс прошел проверку при одноосном нагружении корсетных образцов из малоуглеродистой стали Х70 [165]. Авторами была предложена схема пьезоэлектрического датчика, позволяющего осуществлять излучение поперечных волн ортогональной поляризации без смены их расположения

[166]. Соотношения акустоупругости [168] были использованы авторами при исследовании разрушенных гребных валов [167], а также для оценки механических напряжений в продольных и кольцевых образцах, вырезанных вдоль осей анизотропии магистральных трубопроводов, на основании временных задержек при распространении поверхностных волн Рэлея [168].

Х.Б. Толипов [169] предложил лабораторную установку для экспериментальной регистрации высокочастотных импульсов волн Рэлея посредством бесконтактного электромагнитоакустического (ЭМА) приемника. Установка была использована для измерения временных интервалов между ультразвуковыми импульсами рэлеевских волн частот 2-10 МГц в пластине 200x300 мм из дюралюминия марки D16 [170,171].

Коллективом А.А. Карабутова [172-175] был разработан оптико-акустический метод диагностики остаточных напряжений в металлах. В его основе лежит лазерное термооптическое возбуждение наносекундных ультразвуковых импульсов на поверхности образцов и их регистрация с высоким временным разрешением [172]. Остаточные напряжения в данном методе определяются на основании соотношений акустоупругости путем измерения скоростей упругих волн [173]. Для диагностики сварных швов из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т был использован наклонный оптико-акустический преобразователь с косвенной регистрацией ультразвуковых сигналов, в результате были построены трехмерные зависимости изменения скоростей $\Delta V/V_0$ [172]. При исследовании рельсовых плетей методом возбуждения продольных подповерхностных головных ультразвуковых волн использовался специальный гидронатяжитель для создания одноосных напряжений [174]. Применение лазерно-оптического метода для исследования остаточных напряжений в тонкостенных трубах из аустенитных сталей подробно описано в работе [175].

В.А. Быченко, И.В. Беркутов, А.В. Федоров и соавторы [176,177] исследовали вопрос повышения точности лазерно-ультразвукового контроля, основанного на измерении скоростей волн при термооптическом возбуждении

колебаний. Ими была разработана оснастка, обеспечивающая необходимое усилие прижатия оптико-акустического преобразователя ПЛУ-6Н-02 в составе лазерно-ультразвукового дефектоскопа УДЛ-2М. Ее применение позволило снизить случайную составляющую погрешности измерений скоростей ультразвуковых волн на 20% [176]. Лазерно-ультразвуковой метод с генерацией головной подповерхностной волны был применен авторами для исследования толщины функциональных покрытий из никеля, хрома и тантала на образцах из железа и меди, а также в диагностике остаточных напряжений в стыковых соединениях до и после ультразвуковой ударной обработки вдоль и поперек сварного шва. Была также проведена оценка несбалансированности напряжений в толстостенных трубах толщиной свыше 20 – 30 мм, вызванной отклонениями труб от прямолинейности. Для этого использовались лазерно-ультразвуковой дефектоскоп с оптико-акустическим преобразователем [177] и двухканальный ультразвуковой дефектоскоп с трехкомпонентным пьезоэлектрическим преобразователем (ПЭП) в опытах на сжатие трех образцов из толстостенных труб [178].

Научной группой В.В. Муравьева, при участии Г.А. Буденкова, был предложен эхо-импульсный поляризационно-временной метод контроля остаточных напряжений путем электромагнитно-акустического возбуждения и регистрации перпендикулярно поляризованных поперечных волн. В его основе лежат эффекты лоренцевого и магнитного взаимодействия катушки с переменным током и токопроводящего ферритного материала в постоянном магнитном токе [179]. Авторами были получены результаты в акустической тензометрии при бесконтактном возбуждении и регистрации упругих волн в объектах с криволинейным профилем и сложной геометрией поверхности. Для возбуждения акустических импульсов использовался электромагнитно-акустический преобразователь, являющийся частью разработанного авторами структуроскопа СЭМА [180].

Научная группа под руководством Л.Н. Степановой (А.Н. Курбатов, Е.С. Тенитилов, С.А. Бехер и другие) [181-184] исследовала напряженное

состояние рельс методом акустической тензометрии, в основе которого лежит измерение акустической анизотропии. Ультразвуковые волны возбуждались двумя пьезоэлектрическими преобразователями с углами ввода $\varphi = 18^\circ$ и резонансной частотой $f_p = 2,5$ МГц [181]. Для моделирования случая возникновения в рельсах сжимающих напряжений, вызванных температурным эффектом, использовался стенд с гидравлическим приводом, разработанный для растяжения и сжатия рельсов. Авторы установили, что поперечные волны более чувствительны к механическим напряжениям, нежели продольные [182]. На незакрепленных рельсах были найдены температурные коэффициенты и данные изменения скоростей волн в зависимости от температуры в диапазоне $30 \div 80^\circ\text{C}$. Были также получены соотношения, позволяющие рассчитывать продольные напряжения в рельсах без учета влияния температуры, путем одновременного излучения продольных и поперечных волн под углом относительно нормали к поверхности образца [181]. Авторы показали, что с уменьшением температуры чувствительность волн к изменению напряжений повышается [183]. При этом при прохождении волн в зоне подошвы рельса, ввиду сложной геометрии, наблюдается трансформация волн из продольных в поперечные и наоборот [184].

1.4.2 Использование акустической анизотропии как количественной характеристики состояния напряженно-деформированного состояния

Параметр акустической анизотропии используется в качестве количественной характеристики акустоупругого эффекта в ряде современных методов неразрушающего контроля.

Коллектив Г.А. Буденкова, Ж.Г. Никифорова и соавторов [185] исследовали акустическую анизотропию холоднокатаных листов при помощи бесконтактного электромагнитного способа возбуждения ультразвуковых радиально поляризованных колебаний. Была предложена осредненная форма (1.26) записи соотношения $\Delta C/C_t$ для вычисления акустической анизотропии ($\Delta V/V_0$ в обозначениях авторов) через скорость поперечной волны C_{t_1} ,

распространяющейся по толщине материала с поляризацией вдоль проката, и через скорость поперечной волны C_{t_2} , распространяющейся по толщине материала поперек направления проката [186]:

$$\frac{\Delta C}{C_t} = \frac{|C_{t_1} - C_{t_2}|}{(C_{t_1} + C_{t_2})/2}, \quad (1.26)$$

где $\Delta C = |C_{t_1} - C_{t_2}|$, $C_t = (C_{t_1} + C_{t_2})/2$.

Акустическая анизотропия $\Delta C/C_t$ рассчитывалась с учетом ее связи с резонансными частотами (1.27), которая была установлена ранее [38,74]:

$$\frac{\Delta C}{C_t} = \frac{F}{f} = \frac{1}{m}, \quad (1.27)$$

где $F = |f_1 - f_2|$ – частота биений, которая определяется через разность частот акустических резонансов f_1, f_2 , m – число периодов высокочастотных колебаний в одном периоде биений. Относительная погрешность измерений акустической анизотропии по формуле (1.26) для холоднокатаной стали 08кп не превысила 5% [185]. Было установлено влияние химического состава на абсолютные значения акустической анизотропии $\Delta C/C_t$ для сталей 08кп и 08пс, в том числе нелинейная зависимость $\Delta C/C_t$ от содержания алюминия (1.32% при нулевом содержании, 0.65% при 1100 г/т, 0.52% при 2000 г/т), а также влияние отжига (уменьшение акустической анизотропии в среднем на 10-30%) и дрессировки (обжата) листового проката как при горячей, так и холодной прокатке (возрастание акустической анизотропии в 1.5-2 раза). Авторами был предложен способ улучшения технологии производства холоднокатаных листов посредством измерения акустической анизотропии $\Delta C/C_t$ резонансным методом [185].

В.М. Бобренко и А.Н. Куценко обобщили соотношения линейной теории акустоупругости для случая ненулевых нормальных напряжений, предложили вид матрицы и тензора линейных акустоупругих коэффициентов [187], а также получили расчетные соотношения для определения главных напряжений [188], которые легли в основу метода акустической тензометрии [188]. Ими был

осуществлен переход от формул для разности скоростей распространения ультразвуковых волн $\Delta V/V_0$ из линейной акустоупругости к формулам для разности времен распространения волн $\Delta\tau/\tau_{0t}$ ($\Delta\tau \approx \tau_{xy} - \tau_{xz}$), то есть можно приближенно считать $\delta\Delta V_i \approx \delta\Delta\tau_i$. В.М. Бобренко и А.Н. Куценко показали, что если вариация скоростей вследствие напряжений не превышает уровня значений 10^{-2} , то скорости ультразвуковых волн в недеформированной среде могут быть найдены в форме (1.26) Буденкова-Никифорова [188]. С учетом данного требования можно получить следующее равенство (1.28):

$$\frac{2(V_{xz} - V_{xy})}{V_{xz} + V_{xy}} = \frac{2(\tau_{xy} - \tau_{xz})}{\tau_{xy} + \tau_{xz}}, \quad (1.28)$$

где x – направление распространения волны по толщине материала, y и z – направления колебаний частиц поперек и вдоль направления проката.

В дальнейшем, с учетом поправки на обозначения, под акустической анизотропией будет пониматься либо относительное изменение скоростей $\Delta C/C_t$ в форме Буденкова-Никифорова [186], либо, как правило, относительное изменение временных задержек их распространения $\Delta\tau/\tau_{0t}$ в форме Бобренко-Куценко [188].

Во второй половине 1970-х гг. объединенным коллективом авторов из ВНИИНМАШ (Б.А. Конюхов, Н.Е. Никитина и другие), Института механики и Института электросварки им. Е.О. Патона (А.Н. Гузь, О.И. Гуца, В.К. Лебедев, Ф.Г. Махорт и другие) были предложены методы нахождения констант упругости третьего порядка и определения напряжений в элементах конструкций с использованием соотношений упруго-акустической связи, получивший название метода акустоупругости [189]. В основе метода лежат уравнения Хьюза-Келли (1.3)-(1.7), записанные с использованием коэффициентов упруго-акустической связи (КУАС), которые характеризуют изменение скоростей упругих волн при одноосном растяжении материала на 1 МПа. Коэффициенты находятся для каждого материала экспериментально в ходе механических испытаний при различных значениях внешней нагрузки,

приложенной к тарировочным призматическим образцам. В монографии [189] описан алгоритм применения метода акустоупругости в случае одноосного и двухосного плоского напряженного состояния. Большой вклад в разработку метода внесла Н.Е. Никитина (1951-2016) и научные сотрудники Института Проблем Машиностроения (г. Нижний Новгород).

Метод акустоупругости был внедрен на ряде промышленных предприятий для определения напряженного состояния технологических трубопроводов газоперекачивающих компрессорных станций [190]. Его применению способствовали результаты лабораторных исследований и полевых испытаний [191,192]. В 2007 году коллективом разработчиков под научным руководством Н.Е. Никитиной был введен в действие национальный стандарт, устанавливающий общие требования к акустической тензометрии методом акустоупругости [193]. На основании соотношений, полученных для случая плоского напряженного состояния [189], был разработан ГОСТ, устанавливающий правила акустических измерений непроектных осевых напряжений в технологических трубопроводах [194]. Применение метода для определения осевых и окружных механических напряжений в трубах большого диаметра было обеспечено соответствующим оборудованием [195].

В работе [190] Н.Е. Никитиной и соавторами исследовались непроектные осевые напряжения в трубах диаметром $d = 426$ мм и толщиной $h = 16$ мм трубопроводных обвязок пылеуловителей газоперекачивающей компрессорной станции. Величины осевых σ_z и окружных σ_t напряжений рассчитывались на основании временных задержек распространения импульсов поперечных t_1, t_2 и продольных t_3 волн по соотношениям акустоупругости для случая плоского двухосного напряженного состояния [189]. Начальная акустическая анизотропия $a_0, \%$ исследовалась в 8 точках на ненапряженном элементе (образце-свидетеле), вырезанном из трубы аварийного запаса станции. На основании значений текущей анизотропии $a, \%$ была оценена разность напряжений в соответствии с формулой (1.29):

$$\sigma_z - \sigma_t = D(a - a_0), \quad (1.29)$$

где D – коэффициент упруго-акустической связи, $a_0 = (t_{20} - t_{10})/t_{20}$, t_{10} и t_{20} – временные задержки в исходном ненагруженном состоянии, $a = (t_2 - t_1)/t_2$, t_1 и t_2 – временные задержки при поляризации волн в направлениях 1 (вдоль оси действия σ_z) и 2 (вдоль оси действия σ_t) в материале под нагрузкой.

Авторами [190] отмечается хорошее совпадение экспериментальных и расчетных данных, что говорит о возможности применения прямых ультразвуковых измерений для уточнения результатов расчета напряженно-деформированного состояния конструкций методом конечных элементов [190]. Для оценки начальной анизотропии $a_0, \%$ в случае бесшовных и прямошовных труб ими предлагается использовать кольцевые вырезки из запасных или отработавших труб [190]. Также для этих целей могут быть задействованы мало напряженные участки конструкции, что было реализовано при исследовании трубопроводов аппарата воздушного охлаждения газа [196].

В работе [191] для учета влияния температурного фактора была предложена модификация соотношений акустоупругости [189] путем введения специальных температурных коэффициентов k_{Tl}, k_{Ts} для продольных и поперечных волн. Их разность $k_T = k_{Tl} - k_{Ts}$ была включена в качестве линейной поправки при изменении температуры на ΔT к соотношениям для плоских осевых σ_z и окружных σ_t напряжений [189]. Введение термоакустических коэффициентов k_{Tl}, k_{Ts} напрямую из уравнений Хьюза-Келли (1.3)-(1.7) позволяет учесть влияние температуры при диагностике крупногабаритных конструкций в полевых условиях [191]. Изучению данного вопроса посвящена также работа С.В. Бобренко [197].

Применение метода акустоупругости для определения напряжений в анизотропных трубных сталях описано в работе Н.Е. Никитиной, А.В. Камышева и С.В. Казачека [192]. Они установили, что с ростом начальной акустической анизотропии выше определенного уровня (он определяется для каждого материала опытным путем), коэффициенты упругоакустической связи

$K_1^{\parallel}, K_1^{\perp}$ становятся различными для напряжений, действующих вдоль и поперек направления проката. Авторы объясняют это тем, что материал из “нелинейно-изотропного” становится “нелинейно-анизотропным” [192] из-за влияния текстурирования на модули нелинейной упругости, что ранее было показано в работе Г. Джонсона [198]. Это требует учета в величине упругоакустических коэффициентов, вычисленных вдоль либо поперек направления проката при одноосном нагружении [192]. Данный эффект может быть описан в предположении, что константы потенциала Мурнагана m, n, l , входящие в состав уравнений Хьюза-Келли (1.3)-(1.7), становятся функциями от параметров текстуры [192]. Авторами был предложен альтернативный способ введения коэффициентов k_1, k_2, k_3 акустоупругой связи (КАУС) в рамках пятиконстантной теории упругости [192].

В работах [179,199,200] В.В. Муравьевым и соавторами исследовались окружные σ_t напряжения в ободьях цельнокатаных вагонных колес, рассчитанные с помощью соотношения (1.29) с использованием коэффициента акустоупругости D . Авторы показали, что неравномерность напряжений может составлять до четырех раз в случае колес после термообработки [199]. Ранее Х. Фукуока и Р. Шрамм установили, что термообработка рельсов и колес вагонных тележек существенным образом влияет на результаты измерений остаточных напряжений [201,202].

На базе метода акустоупругости научной группой В.В. Муравьева было исследовано напряженное состояние ряда объектов и конструкций, в числе которых: рельсы в условиях сжимающих напряжений [203,204,205,206] после дифференцированного упрочнения [207] и термообработки [208,209], бандажи локомотивных колес с натягом [210,211,212], в том числе после электроконтактного упрочнения [213], стальные проволоки в состоянии поставки или под нагрузкой после отжига [214,215], элементы магистральных газопроводов со сварным швом [216] и без него [217], прутковый прокат из рессорно-пружинных сталей [218] и другие.

При исследовании акустической анизотропии тонколистового проката [219,220] из стали 08пс авторами использовались волны Лэмба симметричной (при толщине менее 0.5 мм) и антисимметричной (0.5 ÷ 1.98 мм) моды, условием применения которых являлась параллельность границ проката. Были получены неравномерные распределения коэффициента упругой анизотропии, осредненные по площади измерений в плоскости проката, а также построены угловые распределения (индикатрисы) скоростей волн Лэмба путем вращения электромагнитно-акустического датчика вокруг своей оси с шагом 10° [219]. Характер индикатрис позволил установить направление проката, вдоль которого скорость волн Лэмба была выше, нежели в поперечном направлении.

На образцах из пруткового проката стали 40Х было установлено, скорости поперечных объемных волн обнаруживают наибольшую корреляцию ($R^2 = 0.92$) с величиной относительного удлинения материала по сравнению со скоростями продольных и рэлеевских волн [221], и высокую – с параметрами твердости, пределами прочности $\sigma_{пр}$ и текучести σ_T ($R^2 = 0.66 \div 0.77$) [218]. Это, в частности, подтверждается результатами научной группы А. Кастеллано, которой была установлена большая стабильность акустоупругих коэффициентов скоростей поперечных волн при изменении механических напряжений по сравнению с другими типами волн [61,62]. Изменения скорости поперечной волны с поляризацией, совпадающей с направлением действия напряжений, оказываются выше, чем для волны, перпендикулярной действию напряжений [222]. При этом степень анизотропии поперечных волн, как правило, уменьшается после термообработки [223]. Отмечается более выраженная чувствительность рэлеевских волн к качеству обработки поверхности (шлифованию) по сравнению с головными [224] или объемными поперечными волнами [207].

Л.А. Пасмаником и А.В. Камышевым [225] были проведены опыты по нахождению обобщенных коэффициентов $K_1^{\parallel}, K_1^{\perp}$ упругоакустической связи (КУАС) листового проката из углеродистых и низколегированных сталей для

расчета одноосных и двухосных напряжений согласно соотношениям акустоупругости [189]. Измерения проводились в прямошовных сварных трубах магистральных трубопроводов с помощью прибора ИН-5101А. Авторы усредняли значения $K_1^\perp$, полученные на образцах, вырезанных из одной трубы, для нахождения по ним коэффициента $K_1^\parallel$. По результатам измерений на сталях 20, Ст3сп, 17Г1с, 18Г2, 09Г2С, 10Г2ФБЮ и других, ими был сделан вывод о том, что устойчивой корреляции между величиной начальной акустической анизотропии материала $a_0, \%$ и маркой стали не наблюдается [225]. Авторы отмечают, что стальной листовой прокат является акустически анизотропным в исходном состоянии, а потому отсутствие учета начальной анизотропии $a_0, \%$ непосредственно в диагностируемой области может приводить к большим погрешностям при определении напряжений [225].

В работе [226] Л.А. Пасмаником, В.Ю. Зайцевым и соавторами была предложена модификация соотношений для параметров структурной неоднородности $d_1 = \frac{V_p}{V_{s1}} = \frac{t_1}{t_3}, d_2 = \frac{V_p}{V_{s2}} = \frac{t_2}{t_3}$, введенных А.А. Хлыбовым, А.А. Пичковым и А.Л. Угловым [227]. Были включены дополнительные параметры $\Delta_{1,2} = \left(\frac{d_{1,2}}{d_\tau} - 1 \right)$, характеризующие отклонения скоростей продольных и поперечных волн. Для них была установлена связь с акустической анизотропией ($a \approx \Delta_2 - \Delta_1$). Авторы предлагают совместное использование акустической анизотропии $a, \%$ и параметров $\Delta_{1,2}, \%$ для структуроскопии и исследования неоднородности материалов [226].

Обзор результатов исследований акустической анизотропии металлов опубликован в работе [1].

1.5 Выводы из Главы 1

Акустоупругий эффект в металлах был теоретически предсказан почти 200 лет назад (Г. Грин) и экспериментально установлен в 1920-30-е годы прошлого века (П. Бриджмен). Для его описания были разработаны модели

нелинейной упругости (М. Био, К. Трудселл), наибольшую популярность среди которых приобрела модель нелинейно-упругого материала Мурнагана (Д. Хьюз, Дж. Келли). Ее применение для определения внутренних напряжений при упругих деформациях металлов привело к появлению акустоупругости – области исследований на стыке механики деформируемого твердого тела, акустики и неразрушающего ультразвукового контроля (Р. Бенсон, В. Рилсон). В рамках классических теорий акустоупругости предполагается, что начальная (собственная) анизотропия упругих модулей материала либо является нулевой и материал изначально изотропен (Р. Тупин и Б. Бернштейн, Р. Терстон и К. Браггер), либо мала по сравнению с деформационно-обусловленной анизотропией упругих волн, и материал можно считать слабо анизотропным (Ю. Ивашимидзу). С учетом этого предположения, уравнения акустоупругости хорошо описывают акустическую анизотропию металлов после специальной подготовки по снятию внутренних напряжений, например, в горячекатаной стали (Р. Смит). В качестве количественной характеристики акустоупругого эффекта было предложено использовать величину относительной разности скоростей объемных поперечных волн ортогональной поляризации, ориентированных вдоль осей главных напряжений (Т. Токуока и М. Сайто, Х. Фукуока).

В дальнейшем было установлено, что для металлов, изготовленных на производстве и не проходящих подготовку по снятию внутренних напряжений (например, отжиг), начальная акустическая анизотропия, возникающая в рамках технологического процесса (прокат, штамповка, вытяжка), оказывается значительной и не может быть исключена из рассмотрения при акустической тензометрии (Д. Крекraft). Это привело к необходимости изучения влияния текстуры проката (К. Окада, Р. Томпсон, Дж. Смит) на величину акустической анизотропии металлов. Были разработаны альтернативные модели нелинейно-анизотропного материала, в том числе нелинейно-упруго-пластического материала с упрочнением (Ю. Пао, М. Хирао, М. Кобаяши) для описания деформационно-обусловленной анизотропии в области малых упруго-

пластических деформаций (порядка 1%), который получил название акустопластичности. Он был применен для начально изотропной и слабо анизотропной сред (Г. Джонсон). Оказалось, что для анизотропных материалов экспериментально наблюдаемая акустическая анизотропия на порядок выше оценок, полученных по моделям акустопластичности (М. Кобаяши). Хорошее совпадение модельных расчетов с опытными значениями наблюдается при малой анизотропии упругих модулей, для которой эмпирическим путем был установлен уровень в 0.1% акустической анизотропии для сплавов на основе стали (Н.Е. Никитина). К ним может быть применена квадратичная аппроксимация зависимостей акустической анизотропии ультразвуковых волн от упруго-пластических деформаций (В.В. Мишакин).

В последнее десятилетие появились модели, которые можно объединить под названием акустоповрежденности. Они оперируют общим понятием поврежденности как математической меры близости материала к разрушению. Причиной поврежденности в случае металлов являются различные нано-, мезо-, микродефекты (поры, трещины, неоднородности структуры и другие), наблюдаемые в исходном материале или возникающие при деформировании. Рядом авторов получены количественные соотношения, связывающие уровень скалярной (изотропной) поврежденности с акустической анизотропией в зависимости от величины микропластических деформаций (В.В. Мишакин) или дисперсии упругих волн с относительной плотностью микродефектов, равномерно рассеянных в единице объема (В.И. Ерофеев).

Остается актуальной задача исследования акустической анизотропии в начально ортотропных материалах при их упруго-пластической деформации, для которых характерен анизотропный характер накопления поврежденности. Данная работа посвящена ее решению на примере стального и алюминиевого промышленного проката.

Глава 2. Экспериментальное исследование акустической анизотропии металлического проката

2.1 Экспериментальные методы и подходы

2.1.1 Оборудование для измерения акустической анизотропии

В качестве основного оборудования при проведении ультразвуковых исследований использовался трехканальный ультразвуковой прибор для измерения механических напряжений методом акустоупругости ИН-5101А (на Рис. 2.1), разработанный в г. Нижний Новгород под научным руководством Н.Е. Никитиной. Прибор реализует эхо-импульсный метод акустического контроля. Он прошел государственную аттестацию в качестве средства измерения напряжений и в настоящее время используется для акустической тензометрии металлических конструкций в промышленном неразрушающем контроле [193]. Прибор позволяет в автоматическом режиме осуществлять расчет одноосных или двухосных напряжений при заданных характеристиках материала на основе данных акустической анизотропии.

В состав прибора входит генератор высокочастотных импульсов, цифровой измерительный комплекс с программным обеспечением, а также трехкомпонентные контактные датчики ультразвуковых волн.



Рис. 2.1 Ультразвуковой прибор для измерения напряжений на основании данных об акустической анизотропии ИН-5101А.

В экспериментах использовались два контактных датчика с основными частотами несущего сигнала 5 МГц (базовый датчик) и 6 МГц (вспомогательный датчик). Применение указанных датчиков основано на рекомендациях по выбору частот зондирующего сигнала при проведении ультразвукового неразрушающего контроля металлических конструкций из промышленного проката, указанных в ГОСТ [193,194].

В состав каждого датчика входят три пьезоэлектрических блока (преобразователя), осуществляющих возбуждение в материале механических высокочастотных колебаний (упругой волны) при подаче электрического напряжения (меандра) амплитудой 50В. В результате производится генерация волнового пакета, соответствующего определенному типу упругой волны в заданном направлении поляризации.

На Рис. 2.3 представлены пьезоэлектрические блоки в составе приемопередающего датчика 5 МГц. Они расположены в ряд под соответствующими регулировочными винтами (на Рис. 2.2). Блок №1 отвечает за возбуждение пластиной 1 (крайняя слева) поперечной волны 1 со скоростью V_1 , направление поляризации которой совпадает с продольной осью датчика. Блок №2 обеспечивает возбуждение пластиной 2 (крайняя справа) поперечной волны 2 со скоростью V_2 , поляризованной поперек оси датчика ортогонально плоскости распространения волны 1. Блок №3 отвечает за возбуждение пластиной 3 (в центре) продольной волны 3 со скоростью V_3 .



Рис. 2.2 Приемопередающий датчик с регулировочными винтами.



Рис. 2.3 Расположение пьезоэлектрических блоков датчика.

Метод акустоупругости предполагает выбор направления возбуждения поперечных волн V_1, V_2 с учетом действия главных двухосных напряжений σ_1, σ_2 . На Рис. 2.4 показана схема ориентации плоскостей распространения упругих волн в случае приложения одноосных растягивающих напряжений. Волны распространяются в объеме перпендикулярно поверхности контакта вдоль толщины материала (на Рис. 2.5). При этом каждый пьезоэлектрический блок используется не только как излучатель, но и как приемник упругих волн и работает в составе трехкомпонентного датчика независимо от остальных. Пьезопластины в составе блоков подобраны так, чтобы возбуждаемые волны имели плоскую поляризацию. После отражения регистрируется не весь фронт волны, а его составляющая вдоль ортогонального направления (согласно Рис. 2.4). В ходе опытов считается, что волна до очередной регистрации преодолевает акустический путь, равный двум толщинам образца.

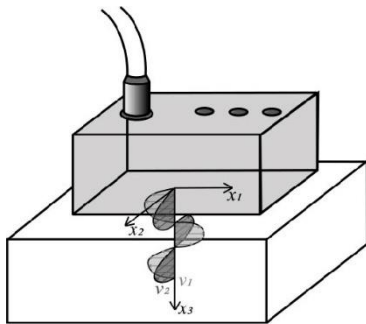


Рис. 2.4 Ориентация поперечных (V_1, V_2) и продольных (V_3) волн при одноосном растяжении»

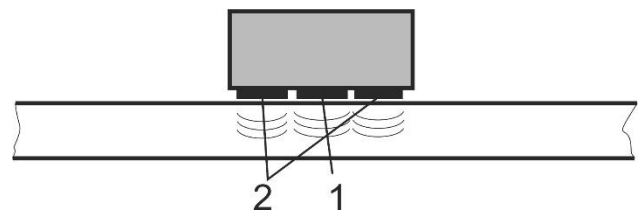


Рис. 2.5 Излучение продольных (1) и поперечных (2) волн пьезоблоками датчика»

Реализованный в составе прибора измерительный комплекс позволяет осуществлять регистрацию и отображение волнового пакета, выполняя роль осциллографа с малой базой измерений. При установлении границ волнового пакета в автоматическом режиме проводится расчет опорных точек при превышении колебаний на фоне среднего уровня сигнала выше определенного нормированного процентного уровня, пересчитываемого при каждом новом возбуждении акустической волны.

Функциональные возможности прибора использовались в основном для прецизионного измерения временных задержек при прохождении упругих волн в объеме материала и их многократного отражения от поверхности образца. Временные задержки рассчитывались между n волновых пакетов с последующим осреднением. Прибор позволяет измерять временные задержки импульсов поперечных и продольных волн с погрешностью, не превышающей 5 нс [228]. Для стальных и алюминиевых образцов осреднение осуществлялось по $n = 3$ волновым пакетам (на Рис. 2.6) в соответствии с рекомендациями, приведенными в техническом описании прибора [228]. Дополнительно учитывалась величина разности между временными задержками волнового пакета после 2-й и 3-й регистраций.

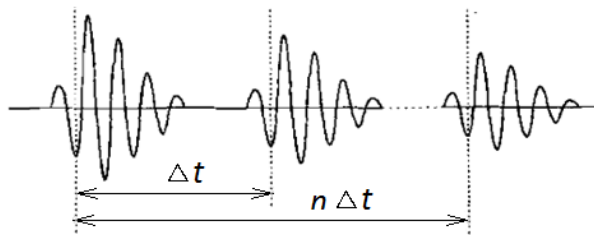


Рис. 2.6 Временные задержки между импульсами после n отражений.

Расчет акустической анизотропии осуществлялся в соответствии с соотношениями Буденкова-Никифорова (1.26) и Бобренко-Куценко (1.28) по результатам измерений временных задержек t_1, t_2 поперечных волн ортогональной поляризации, скорости которых V_1 и V_2 были ориентированы вдоль и поперек центральной оси ультразвукового датчика (2.1):

$$a = \frac{V_1 - V_2}{V_{cp}} = \frac{V_1 - V_2}{(V_1 + V_2)/2} \cong \frac{t_2 - t_1}{(t_1 + t_2)/2} = \frac{t_2 - t_1}{t_{cp}} \quad (2.1)$$

где V_{cp} – полусумма скоростей поперечных волн ортогональной поляризации, $t_{cp} = (t_1 + t_2)/2$ – полусумма соответствующих временных задержек.

В дальнейшем, при описании полной акустической анизотропии материала $a, \%$ (2.1) будет также использоваться обозначение $a_{\Sigma}, \%$.

Деление на V_{cp} и t_{cp} в формулах (2.1) позволяет перейти к безразмерному параметру акустической анизотропии $a(V_1, V_2) \cong a(t_1, t_2)$, который удобно измерять в процентах по формуле (2.2):

$$a = \frac{t_2 - t_1}{(t_1 + t_2)/2} \cdot 100\% \quad (2.2)$$

Скорости поперечных волн V_1, V_2 и продольной волны V_3 рассчитывались на основании временных задержек t_1, t_2 и t_3 и результатов прямого микрометрического измерения толщины материала h (удвоенной длины акустического пути L) в диагностируемой области ($V \cong L/t = 2h/t$).

2.1.2 Материалы и испытательное оборудование

Механические испытания, равно как и ультразвуковые исследования, проводились на образцах, вырезанных из листов стального и алюминиевого проката. Предварительная подготовка образцов, направленная на получение однородных по материалу начальных акусто-механических свойств, не проводилась. Постановка экспериментов была приближена к условиям проведения технической диагностики деталей машин и конструкций, для которых свойственна неоднородность акустоупругих свойств, в том числе начальной акустической анизотропии $a_0, \%$. В работе исследовались плоские призматические корсетные образцы, имеющие форму двусторонней лопатки (примеры на Рис. 2.7 и Рис. 2.8).



Рис. 2.7 Стальной образец марки 14ХГНДЦ.

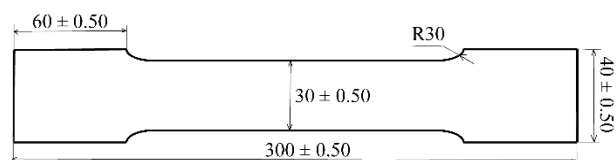


Рис. 2.8 Эскиз (схема) алюминиевого образца.

Стальные образцы были изготовлены из сплава марки 14ХГНДЦ. Он относится к новому классу атмосферостойких сталей, среди заявленных характеристик которых – высокая коррозионная стойкость без образования

коррозионных отслоений даже при отсутствии защитных покрытий и окраски. Данная сталь рекомендована для строительства мостов, путепроводов и пролетных строений. Химический состав стали приведен в Таблице 2.1.

Таблица 2.1. Химический состав стали 14ХГНДЦ

C, %	Si, %	Mn, %	Cr, %	Ni, %	Al, %	Cu, %	Zr, %	Fe
0.10-0.18	0.2-0.4	0.7-1.1	0.8-1.1	0.5-0.8	0.02-0.06	0.4-0.7	0.003-0.010	Основа

Образцы из стального проката обладали общей длиной 950 мм, длиной рабочей зоны 550 мм, шириной рабочей зоны 80 мм и толщиной 17 мм. Они были вырезаны из горячекатаного листа поперек направления проката, имели механически не обработанную поверхность с высокой шероховатостью, наличием окалины и следами окисления (на Рис. 2.7).

Алюминиевые образцы (пример образца партии №3 на Рис. 2.8) были изготовлены из малолегированного коррозионностойкого алюминий-марганцевого сплава АМц. Он близок по свойствам к чистому алюминию, обладает высокой пластичностью и по химическому составу соответствует $97 \div 99\% \text{ Al}$. Сплав АМц был выбран как модельный материал ввиду удобства проведения ультразвуковых измерений, отчетливо наблюдаемой анизотропии упругих модулей (до 10% вдоль и поперек направления проката алюминиевой плиты), а также по причине того, что большое число опытов в акустоупругости ранее были проведены на аналогичных по составу образцах.

В рамках экспериментов были испытаны алюминиевые образцы трех различных партий. Все они были вырезаны из катаного листа алюминия АМц вдоль и поперек направления проката. Образцы партий №1 и №2 имели общую длину 500 мм, длину рабочей зоны 270 мм, ширину рабочей зоны 70 мм и отличались толщиной: 20 мм у образцов партии №1 против 16 мм у образцов партии №2. Образцы партии №3 имели общую длину 300 мм, длину рабочей зоны 147 мм, ширину рабочей зоны 30 мм и толщину 15 мм. Предел текучести образцов партии №1 находился в диапазоне значений $\sigma_{T1} = 65 \div 70$

МПа, для образцов партии №2 $\sigma_{T2} = 70 \div 75$ МПа, для образцов партии №3 $\sigma_{T3} = 55 \div 60$ МПа.

Были проведены механические испытания двух типов: на одноосное монотонное жесткое (ступенчатое) нагружение при фиксированных значениях полных осевых деформаций и на одноосное циклическое нагружение с положительным (отнулевым) циклом нагрузки.

Испытания на растяжение корсетных алюминиевых образцов партий №1 и №2 осуществлялись на сервогидравлической машине INSTRON-8806 (на Рис. 2.9), обеспечивающей приложение усилия до 5000 кН. Опыты на усталость алюминиевых образцов партии №2 при только осевом нагружении проводились на машине INSTRON-8850 (на Рис. 2.10).



Рис. 2.9 Гидравлическая разрывная машина INSTRON-8806.



Рис. 2.10 Машина для циклических испытаний INSTRON-8850.

Образцы партии №3 подвергались растяжению на машине INSTRON-8801 (на Рис. 2.11), предназначенной для статических и динамических испытаний с усилием до ± 100 кН. Циклическое нагружение стальных корсетных образцов проводилось на универсальной испытательной машине ЦДМ-200 (на Рис. 2.12).



Рис. 2.11 Испытательная машина
INSTRON-8801.



Рис. 2.12 Стальной образец в
универсальной испытательной
машине ЦДМ-200.

Для обеспечения прецизионных измерений локальных деформаций в ходе испытаний использовался высокоточный индукционный тензодатчик с базой 10 мм и точностью измерений 10^{-4} мм (на Рис. 2.13).



Рис. 2.13 Измерение деформаций
индукционным тензодатчиком.



Рис. 2.14 Ультразвуковые измерения
в образце под нагрузкой.

Ультразвуковые датчики прибора ИН-5101А устанавливались непосредственно на поверхность образцов (на Рис. 2.14). Благодаря плоской поверхности контакта между металлом и пьезоэлектрическими блоками, удавалось получить различные относительно фоновому уровню волновые

пакеты. В случае стальных образцов, крепление осуществлялось за счет встроенных в корпус датчиков магнитных пластин, предусмотренных для обеспечения одностороннего доступа к конструкции. В случае алюминиевых образцов, крепление осуществлялось при помощи специальных трубцин. Контакт пьезоэлектрических пластин с поверхностью металла производился с помощью калибровочных винтов, расположенных над каждым измерительным блоком (на Рис. 2.2). Сила прижатия пьезопластин к поверхности регулировалась при каждом измерении с учетом характера акустических сигналов. Ввиду влияния нагрузки на пьезоэлектрический эффект, в ходе опытов прикладывалось минимальное усилие, необходимое для получения стабильного акустического сигнала. Для улучшения акустического контакта датчика с поверхностью образцов в качестве проводящей среды была использована смазка из неполимеризованной эпоксидной смолы, которая была рекомендована. После каждого цикла измерений поверхность образцов очищалась ацетоном.

2.2 Результаты экспериментов по определению акустической анизотропии стального и алюминиевого проката

2.2.1 Начальная акустическая анизотропия металлического проката

Были проведены опыты по определению начальной (собственной) акустической анизотропии $a_0, \%$ в образцах после изготовления и до механических испытаний. Образцы после специальной подготовки (например, отжига), к числу которых относится горячекатаный стальной прокат после шлифовки и полировки, имеют начальную анизотропию, близкую к нулю ($a_0 \cong 0\%$). На таких образцах проводилась верификация соотношения акустопластичности (1.17). В случае холоднокатаных образцов, начальная акустическая анизотропия, как правило, не равна нулю ($a_0 \neq 0$). Это наблюдалось и в ходе проведенных экспериментов.

Опыты проводились в алюминии на образце 1 партии №2 и образце 02П партии №3, вырезанных поперек направления проката. Области, в которых проводились акустические измерения, предварительно размечались. Метки располагались на равном расстоянии друг от друга вдоль заданного направления, как правило, совпадающего с продольной осью исследуемого образца. Акустический датчик фиксировался в ходе опытов таким образом, чтобы измерительные метки располагались по центру контактной поверхности пьезоэлектрических пластин, входящих в состав его измерительных блоков.

Результаты измерений начальной акустической анизотропии $a_0, \%$ в алюминии представлены в виде распределений на Рис. 2.15 (образец 1 из партии №2) и Рис. 2.16 (образец 02П из партии №3). В обоих случаях измерения осуществлялись на образцах в исходном состоянии (до испытаний).

На образце 1-№2 было выбрано $n_{\text{обр1-№2}} = 10$ исследуемых участков, расположенных вдоль рабочей части симметрично относительно центра на равном расстоянии $l_{\text{обр1-№2}} = 12$ мм друг от друга вдоль оси образца.

Начальная акустическая анизотропия в образце 1 партии №2 менялась в диапазоне $a_0 = -0.317 \div -0.455\%$ (на Рис. 2.15). Максимальная разность между значениями $a_0, \%$ на образце 1-№2 составила $\delta a_{0_{\text{обр1-№2}}} = -0.138\%$.

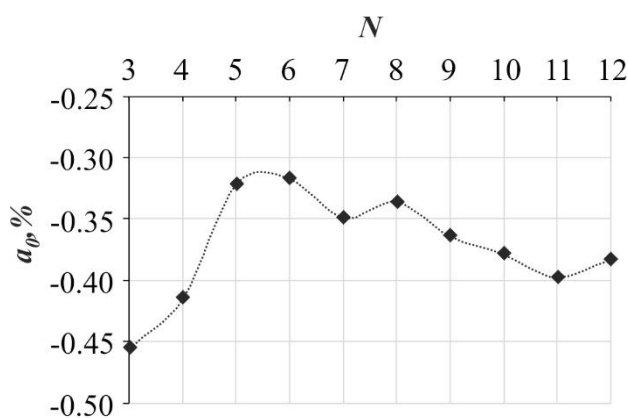


Рис. 2.15 Начальная акустическая анизотропия $a_0, \%$ в алюминиевом образце 1 партии №2 (точки с $n = 3$).

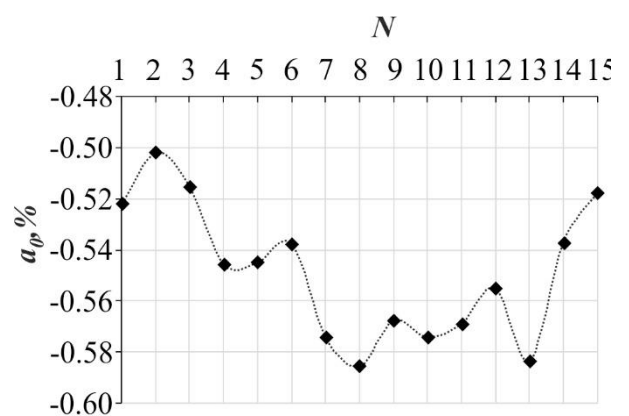


Рис. 2.16 Начальная акустическая анизотропия $a_0, \%$ в алюминиевом образце 02П партии №3.

Как показали испытания на одноосное растяжение, среднее приращение акустической анизотропии от действия упругих деформаций составило для образца 1-№2 величину $\overline{\Delta a_{\text{обр1-№2}}}(\varepsilon^e) = -0.544\%$. Иначе говоря, вариация значений начальной анизотропии $\delta a_{0\text{обр1-№2}}$ составляет целых $\left(\frac{\delta a_{0\text{обр1-№2}}}{\overline{\Delta a_{\text{обр1-№2}}}(\varepsilon^e)} \right) \cdot 100\% = 25.36\%$ от величины упругой деформационно-обусловленной анизотропии $\overline{\Delta a_{\text{обр1-№2}}}(\varepsilon^e)$, то есть сопоставима с ней по величине.

Аналогичные исследования были проведены на образце 02П из партии №3, который отличался от образца из партии №2 размерами и механическими свойствами. На нем было выбрано $n_{\text{обр02П-№3}} = 15$ участков, расположенных на таком же расстоянии $l_{02\text{П-№3}} = 12$ мм. Впоследствии, при изучении остаточной анизотропии в образце 02П-№3 после испытаний на растяжение, исследовались участки материала с частичным (половинным) перекрытием, расположенные на вдвое меньшем расстоянии $l'_{\text{обр02П-№3}} = 6$ мм.

Значения начальной акустической анизотропии в образце из партии №3 находились в диапазоне $a_0 = -0.502 \div -0.585\%$ (на Рис. 2.16). Максимальная разность между ними составила $\delta a_{0\text{обр02П-№3}} = -0.083\%$. При этом среднее приращение акустической анизотропии от действия упругих деформаций на образце 02П-№3 оказалось равным $\overline{\Delta a_{\text{обр02П-№3}}}(\varepsilon^e) = -0.33\%$. Таким образом, вариация начальной анизотропии $\delta a_{0\text{обр02П-№3}}$ также составляет $\left(\frac{\delta a_{0\text{обр02П-№3}}}{\overline{\Delta a_{\text{обр02П-№3}}}(\varepsilon^e)} \right) \cdot 100\% = 25.15\%$ от величины упругой деформационно-обусловленной анизотропии $\overline{\Delta a_{\text{обр3}}}(\varepsilon^e)$.

Установленное соотношение между вариацией начальной и предельной упругой деформационно-обусловленной анизотропией наблюдалось на всех образцах из партий №2 и №3. Можно предположить, что имеет наблюдается влияние масштабного фактора, который связан с геометрическими размерами и механическими свойствами деформируемого материального объема металла, что в свою очередь оказывает влияние величину акустической анизотропии.

2.2.2 Деформационно-обусловленная акустическая анизотропия при одноосном растяжении

Исследование акустической анизотропии поперечных волн при больших пластических деформациях проводились на алюминиевых образцах каждой из партий №1 – №3. Измерялись временные задержки продольной волны (t_3) и поперечных волн, поляризованных вдоль направления одноосного растяжения (t_1) и перпендикулярно ему (t_2).

Первая серия опытов проводилась на образце 3 партии №1 (на Рис. 2.17), вырезанном поперек проката. Одноосное ступенчатое нагружение с постоянной скоростью деформаций проводилось на машине INSTRON-8806 (на Рис. 2.9) вплоть до разрушения образца. Максимальная нагрузка на растяжение составила величину 190 кН. Измерения временных задержек проводились в центральной точке рабочей части при фиксированных значениях осевых деформаций образца с шагом по деформациям 3 мм. Каждый этап ультразвуковых измерений под нагрузкой занимал в среднем 3-5 минут, что позволяло снизить влияние релаксации напряжений на его результаты.



Рис. 2.17 Образец 3 партии №1 до испытаний

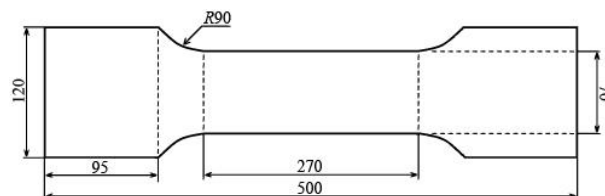


Рис. 2.18 Схема образца 3 партии №1 с размерами

Общее удлинение образца до разрушения составило 65 мм или 24.1%. Толщина образца в области ультразвуковых измерений менялась монотонно, график ее изменения с ростом деформаций представлен на Рис. 2.19.

Зависимость акустической анизотропии от упруго-пластических деформаций $a(\varepsilon^{e-p})$ представлена на Рис. 2.20. Видно, что зависимость $a(\varepsilon^{e-p})$ имеет нелинейный немонотонный вид с наличием участков смены знака производной $da(\varepsilon^{e-p})/d\varepsilon^{e-p}$.

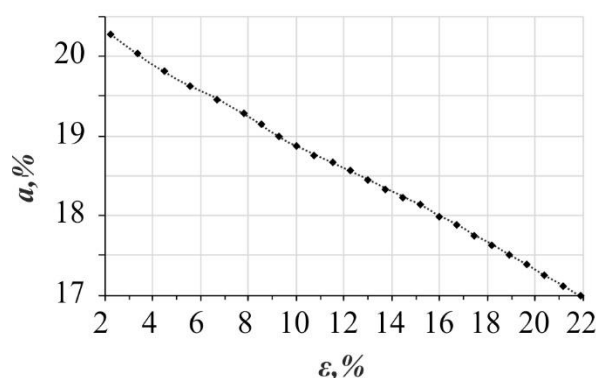


Рис. 2.19 Изменение толщины в образце 3-№1 с ростом деформаций.

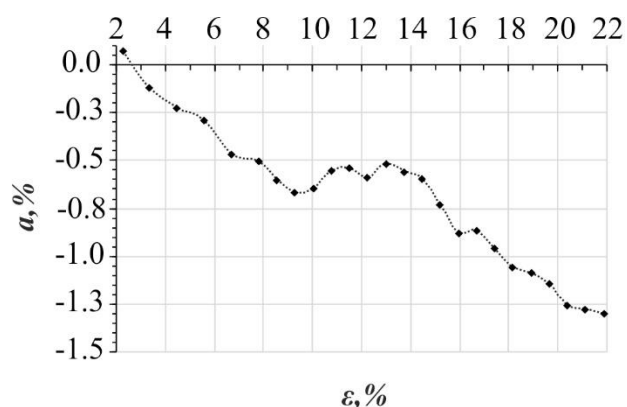


Рис. 2.20 Зависимость акустической анизотропии от деформаций $a(\varepsilon^{e-p})$ в случае образца 3-№1.

Вторая серия опытов была проведена на образце 1 партии №2 (на Рис. 2.21), вырезанном поперек проката. Было проведено 19 этапов ступенчатого нагружения на машине INSTRON-8806. Измерения проводились в $n = 10$ точках, выбранных после предварительной установки образца в машине, к которым был обеспечен доступ в процессе испытаний (закрепленный образец показан на Рис. 2.14). Полная осевая деформация составила $\varepsilon^{e-p} = 27.8\%$. Разрушение произошло с верхней части образца, закрепленной в подвижном захвате, вблизи галтельного перехода над точкой 1 (на Рис. 2.21). Расположение точек относительно области разрушения образца представлено на Рис. 2.22.

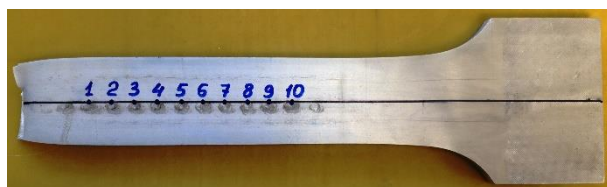


Рис. 2.21 Образец 1 партии №2 после разрушения.

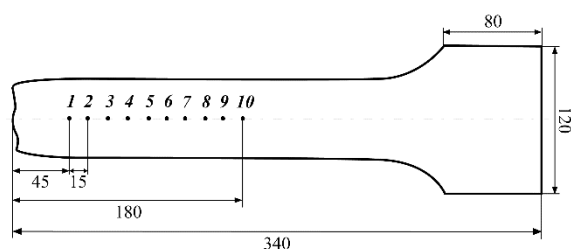


Рис. 2.22 Схема расположения точек на образце 1-№2.

Были получены зависимости скоростей поперечных волн $V_1(\varepsilon^{e-p})$, $V_2(\varepsilon^{e-p})$ и продольной волны $V_3(\varepsilon^{e-p})$ от упруго-пластических деформаций ε^{e-p} . Экспериментальные графики для точек 1, 4, 7 и 10, расположенных на расстоянии 45, 90, 135 и 180 мм от места разрушения, представлены на Рис.

2.23 (V_1, V_2) и Рис. 2.24 (V_3). Из них следует близкий качественный характер изменения скоростей упругих волн с ростом деформаций. На участке упругих деформаций ($\varepsilon^p = 0$) наблюдается рост значений скоростей ($dV_i/d\varepsilon^e > 0$, $i = \overline{1,3}$). Он сменяется на их убывание ($dV_i/d\varepsilon^{e-p} < 0$) с началом нелинейного участка кривой $\sigma - \varepsilon$ в диапазоне напряжений от предела пропорциональности до предела прочности ($[\sigma_{0.2}, \sigma_{пр}]$) при переходе из области малых ($\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% < 1\%$) в область больших ($\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% > 5\%$) пластических деформаций. Затем наблюдается очередной рост скоростей ($dV_i/d\varepsilon^{e-p} > 0$) с началом образования пластической шейки, который продолжается вплоть до самого разрушения образца.

Можно предположить, что причиной разнонаправленного характера изменения скоростей волн является последовательное наступление различных стадий упруго-пластической деформации металла. Смена знака производной $dV_i/d\varepsilon^{e-p}$ может быть использована как диагностический признак выхода за пределы упругой зоны деформаций. Экспериментальные зависимости $V_i(\varepsilon^{e-p})$, $i = \overline{1,3}$ (на Рис. 2.23 и Рис. 2.24) имеют трехстадийный вид, близкий к наблюдаемому для волн Рэлея в поликристаллическом алюминии [109].

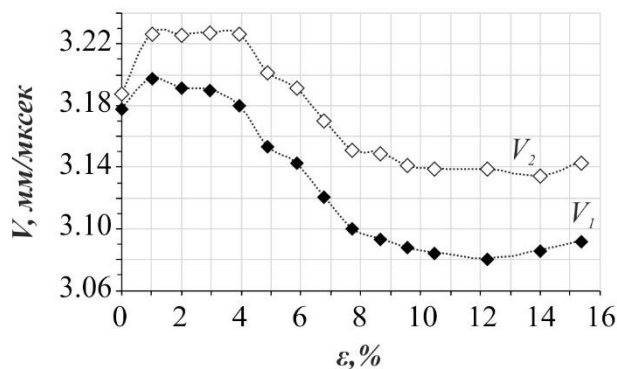


Рис. 2.23 Зависимость скоростей поперечных волн V_1, V_2 от деформаций ε^{e-p} образца 1-№2.

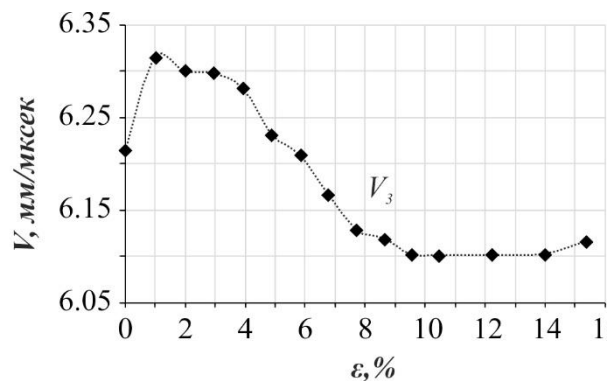


Рис. 2.24 Зависимость скорости продольной волны V_3 от деформаций ε^{e-p} образца 1-№2.

Было установлено, что для всех n исследуемых точек образца 1 партии №2, независимо от их расположения в рабочей области, наблюдается общий

участок немонотонности кривых $a(\varepsilon^{e-p})$ в диапазоне упруго-пластических деформаций $\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% = 1.42 \div 2.82\%$ (на Рис. 2.25). На нем происходит “сброс” значений акустической анизотропии на 15-20% относительно предельного уровня, наблюдаемого в упругой области. Он приходится на начало нелинейного участка кривой деформирования $\sigma - \varepsilon$. Близкий характер зависимости $a(\varepsilon^{e-p})$ для акустической анизотропии скоростей волн Рэлея, был получен в работе [106].

При превышении уровня $\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% = 19.20\%$ деформаций, то есть с превышением предела прочности $\sigma_{пр}$ материала, наблюдается расхождение между зависимостями $a(\varepsilon^{e-p})$ для точек 1,4,7 и 10. Оно связано с процессом пластического разрушения образца, которое сопровождается образованием шейки. Это видно по экспериментальным кривым для точек 1 и 4 на Рис. 2.25, для которых при $\sigma > \sigma_{пр}$ наблюдается смена знака производной $da/d\varepsilon^{e-p} < 0$. Данный эффект начинает ослабевать на расстоянии 150-180 мм от зоны разрушения образца. Таким образом, близость участка к месту разрушения металла можно установить по изменению знака касательной (производной) $da/d\varepsilon^{e-p}$ к графику $a(\varepsilon^{e-p})$.

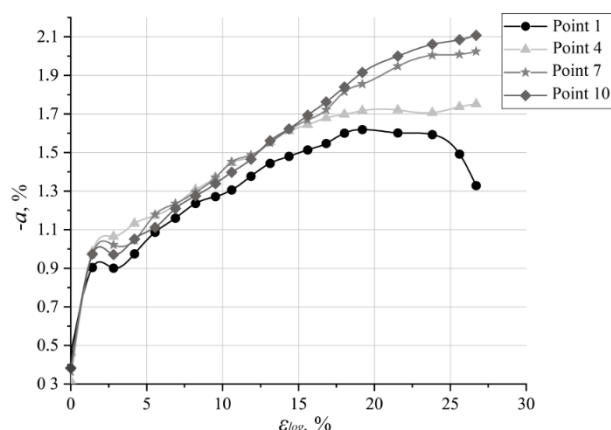


Рис. 2.25 Зависимость $-a(\varepsilon^{e-p})$ для точек 1,4,7,10 образца 1 партии №2.

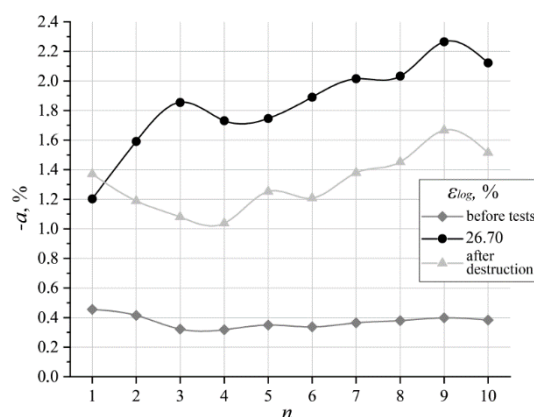


Рис. 2.26 Распределение $-a, \%$ образца 1-№2 до испытаний, на последнем этапе нагружения и после разрушения

Ярко выраженная нелинейная зависимость с двумя участками немонотонности была получена при испытаниях образца 4В партии №3, вырезанного вдоль направления проката ($a_0 > 0$). Экспериментальные кривые “ $\sigma - \varepsilon$ ” и $a(\varepsilon^{e-p})$ для образца 4В-№3 представлены на Рис. 2.27 и Рис. 2.28.

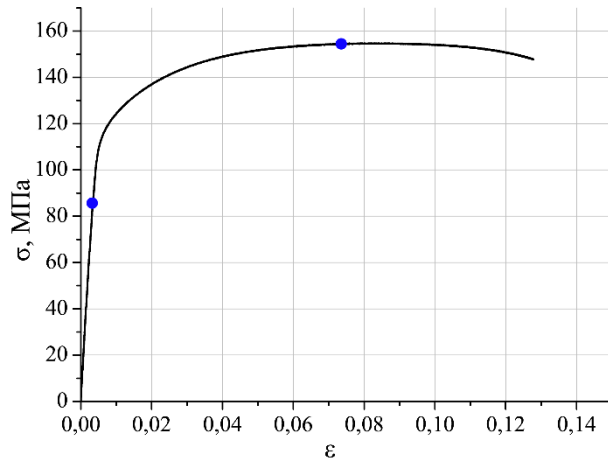


Рис. 2.27 Диаграмма деформирования
 $\sigma - \varepsilon$ для образца 4В-№3.

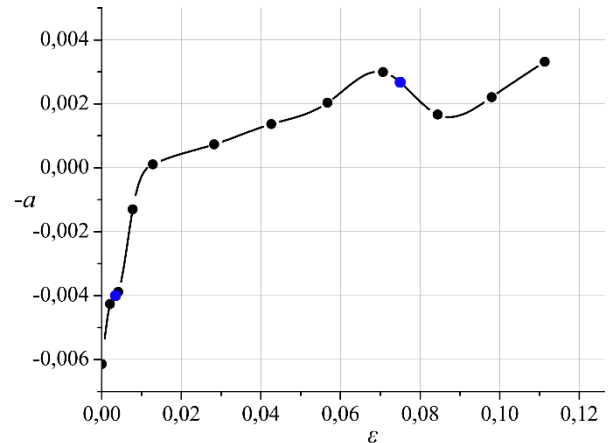


Рис. 2.28 Зависимость $-a(\varepsilon^{e-p})$
для образца 4В-№3.

Немонотонная зависимость акустической анизотропии от упруго-пластических деформаций $a(\varepsilon^{e-p})$ наблюдается в образцах из алюминиевого холодного проката всех трех партий №1-№3. Она не может быть получена в рамках линеаризованной модели акустопластичности (1.17), а также быть аппроксимирована квадратичным полиномом $a(\varepsilon^2)$, что показывало свою эффективность для ряда стальных сплавов [110]. Таким образом, прямая оценка величины пластических деформаций ε^p оказывается затруднена из-за влияния неизвестного фактора более высокого порядка. В рамках исследования было выдвинуто предположение, что таким фактором является накопленная в процессе деформирования поврежденность металла.

Для определения величины упругой деформационно-обусловленной анизотропии $a_{1-№2}(\varepsilon^e)$ необходимо рассмотреть разность распределений на последнем этапе нагружения и после разгрузки образца в результате разрушения (на Рис. 2.26). Для образца 1 партии №2 при $\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% = 7\%$ она составляет $a_{1-№2}(\varepsilon^e) = -0,42\%$. Предел текучести образца равен

$\sigma_{T1-N\#2} = 70$ МПа. Нетрудно видеть, что для данного образца начальная анизотропия $a_{01-N\#2} = -0.317 \div -0.455\%$ и упругая анизотропия $a_{1-N\#2}(\varepsilon^e)$ являются величинами одного порядка.

Третья серия опытов была проведена на образце 01 партии №3, вырезанном поперек направления проката. Испытания на одноосное статическое растяжение проводились на машине INSTRON-8801. Образец был подвержен одноосному растяжению до 7% упруго-пластических деформаций и после был разгружен без разрушения. На Рис. 2.29 представлены результаты сравнения акустической анизотропии в образце под нагрузкой ($\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% = 7\%$) и после упругой разгрузки ($\varepsilon^e = 0$). Для образца 01-№3 величина упругой деформационно-обусловленной анизотропии при значениях $\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% = 7\%$ составляет $a_{01-N\#3}(\varepsilon^e) = -0,32\%$. Предел текучести образца равен $\sigma_{T01-N\#3} = 55$ МПа. Для него начальная анизотропия $a_{001-N\#3} = -0.502\% \div -0.585$ оказывается выше упругой анизотропии $a_{01-N\#3}(\varepsilon^e)$.

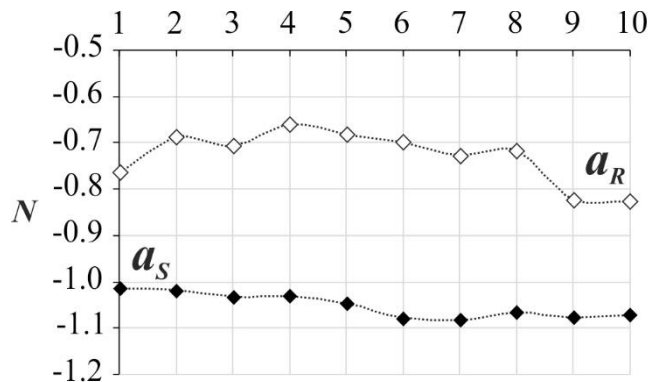


Рис. 2.29 Распределение акустической анизотропии на последнем этапе нагружения и после разгрузки образца 01П партии №3.

Если сравнить характеристики образцов 1-№2 и 01-№3, оба из которых были вырезаны поперек направления проката и отличаются между собой только размерами, то окажется, что для них наблюдается отношение (2.3):

$$\frac{a_{1-N\#2}(\varepsilon^e)}{a_{01-N\#3}(\varepsilon^e)} = \frac{\sigma_{T1-N\#2}}{\sigma_{T01-N\#3}} = k, \quad (2.3)$$

где k – масштабный фактор.

Для алюминиевого проката марки АМц величина масштабного фактора $k = 1,27$. Установленный факт свидетельствует о линейной связи между предельной величиной упругой деформационно-обусловленной анизотропией $a(\varepsilon^e)$ и пределом текучести σ_T для одного и того же материала (2.4):

$$a(\varepsilon^e) = K \cdot \sigma_T, \quad (2.4)$$

где K – коэффициент пропорциональности, имеющий размерность МПа^{-1} .

Стандарты [193,194] ограничивают область применения метода акустоупругости пределом упругих напряжений $\sigma \leq (0.7 \div 0.8) \cdot \sigma_T$. При этом хорошее соответствие между теоретическими расчетами и результатами натурной акустической тензометрии, как правило, наблюдаются для слабо-анизотропных материалов с начальной анизотропии $a_0 \leq 0.1\%$, о чем сказано в работе Н.Е. Никитиной [189]. Проведенные опыты показывают, что алюминиевый прокат с начальной акустической анизотропией $a_0 \cong 0.5\%$ подчиняется соотношениям акустоупругости, а эмпирическая формула (2.4) позволяет расширить область исследования напряжений [189].

Соотношение (2.4) также дает возможность вычесть компоненту $a(\varepsilon^e)$ от предельных упругих деформаций из полной акустической анизотропии a , % при наличии данных о пределе текучести σ_T материала. При известной начальной анизотропии a_0 это позволяет определить величину отклонения Δa :

$$a = a_0 + a(\varepsilon^e) + \Delta a$$

Причины возникновения отклонения Δa и ее роста с достижением предельного уровня упругой составляющей $a(\varepsilon^e)$ связаны с возникновением пластических деформаций и поврежденности в металле.

2.2.3 Остаточная акустическая анизотропия после больших упруго-пластических деформаций

Измерения остаточной акустической анизотропии после испытаний на одноосное растяжение до разрушения проводились на образце 3 партии №1 (на Рис. 2.30). Было выбрано $N = 60$ участков, расположенных в три ряда по $n =$

20 точек параллельно продольной оси, с тем чтобы охватить всю рабочую зону образца от места захвата до места разрушения. Точки располагались на равном расстоянии $l = 13$ мм друг от друга. С учетом размеров пьезоэлектрических пластин в составе излучателей (12 мм x 12 мм), в ходе опытов исследовалась область, с двух сторон ограниченная поверхностью площадью 247 мм x 36 мм (на Рис. 2.30). Начальная отметка “0 мм” соответствовала границе закрепляемой в испытательной машине части образца (“лопатки” на Рис. 2.31 слева). Значительное сужение поперечного сечения образца наблюдается с отметки “195 мм” (зона пластической шейки на Рис. 2.31 справа).

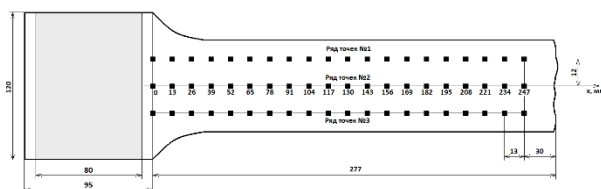


Рис. 2.30 Схема расположения точек в образце 3 партии №1.

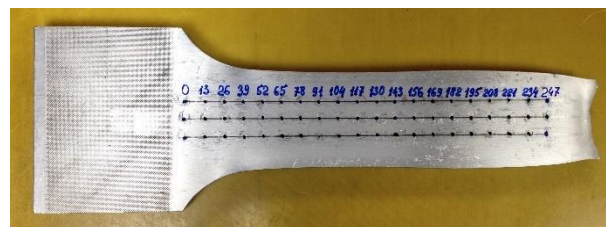


Рис. 2.31 Образец 3-№1 после разрушения.

В образце 3-№1, который изначально был вырезан вдоль направления проката ($a_0 > 0$), наблюдалось образование сразу двух участков локализации пластических деформаций вблизи концентраторов напряжений с его обеих сторон (на Рис. 2.31). Это сопровождалось существенным утонением образца. На Рис. 2.32 представлены значения толщины h образца, осреднённые по серии микрометрических измерений в точках вдоль центрального ряда. В точке с отметкой “0 мм” толщина образца идентична начальной и равна $h \cong h_0 = 20.5$ мм. На участке между “104 мм” и “117 мм” наблюдается локальный минимум h . В точке “247 мм” толщина образца составляет 17 мм.

Распределения акустической анизотропии $a_1(n) - a_3(n)$, полученные для трёх рядов точек, представлены на Рис. 2.33. Начальная анизотропия в образце 3 находилась на уровне $a_0 \cong 0.5 \pm 0.03\%$. Ее основное изменение приходится на продольное сечение образца, в поперечных сечениях характер распределения акустической анизотропии сохраняется (на Рис. 2.33).

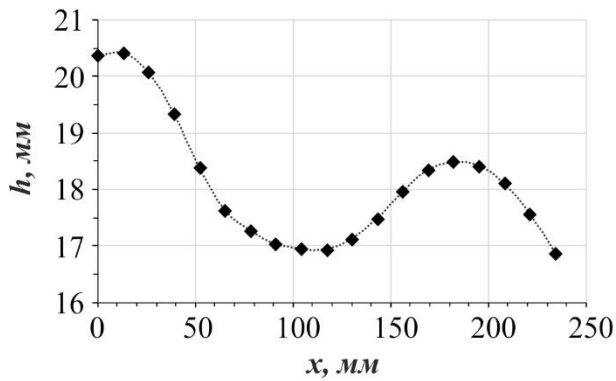


Рис. 2.32 Толщина образца 3-№1 после разрушения (центральный ряд точек)»

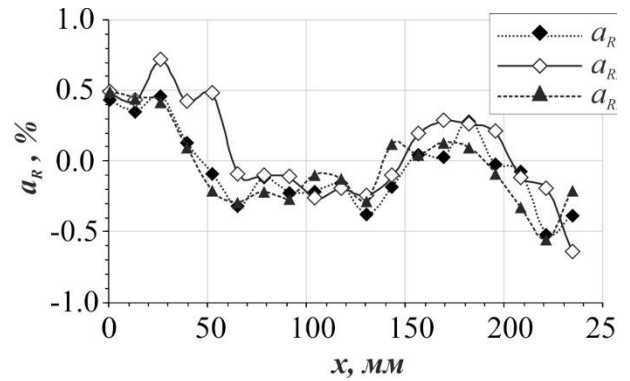


Рис. 2.33 Акустическая анизотропия образца 3-№1 после разрушения»

Сравнение распределений $h(n)$ (на Рис. 2.32) и $a(n)$ (на Рис. 2.33) указывает на корреляцию между локальным изменением толщины Δh и локальным изменением акустической анизотропии Δa . Можно отметить, что влияние толщины на анизотропию волн в алюминии является эффектом первого порядка ($a = a(h)$). Объяснить данный эффект можно, обратившись к эмпирической формуле Бенсона-Рилсона (1.8). Из нее следует, что величина акустоупругого эффекта при одной и той же резонансной частоте ω зависит от длины акустического пути L , роль которой выполняет локальная толщина исследуемого участка материала $h(n)$, переменная по длине образца (на Рис. 2.32). В методе акустоупругости [189] предполагается, что толщина конструкции (например, стенок трубопровода) в среднем одинакова, а, значит, ее влияние может быть исключено из рассмотрения. Это позволяет осуществить переход от расчета анизотропии $a, \%$ через скорости V_1, V_2 по формуле Буденкова-Никифорова (1.26) к расчету через временные задержки t_2, t_1 по формуле Бобренко-Куценко (1.28). Так, при известных значениях скоростей продольных волн V_3 в приборе ИН-5101А заложена возможность измерения толщины конструкции акустическим способом. Это оказывается возможным только с учетом выполнения требований малой вариации δh по длине конструкции, коррелирующего с изменением скоростей упругих волн.

Оба указанных требования в случае образца 3-№1 не выполняются (на Рис. 2.32, Рис. 2.34 и Рис. 2.35). Корреляция $a(h)$ указывает на необходимость учета фактора изменения толщины (длины акустического пути) как отдельной компоненты в формуле для полной акустической анизотропии материала a_Σ . Распределения скоростей V_1, V_2 поперечных волн и V_3 продольной волны в образце 3-№1 после разрушения имеют выраженный неоднородный характер, проявляющийся на макроуровне (на Рис. 2.34 и на Рис. 2.35).

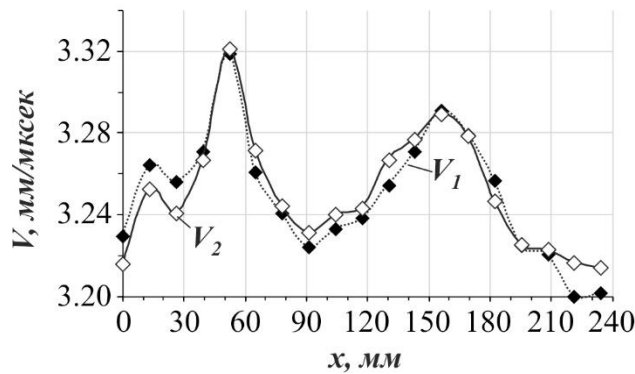


Рис. 2.34 Скорости поперечных волн V_1, V_2 в образце 3-№1 после разрушения (центральный ряд).

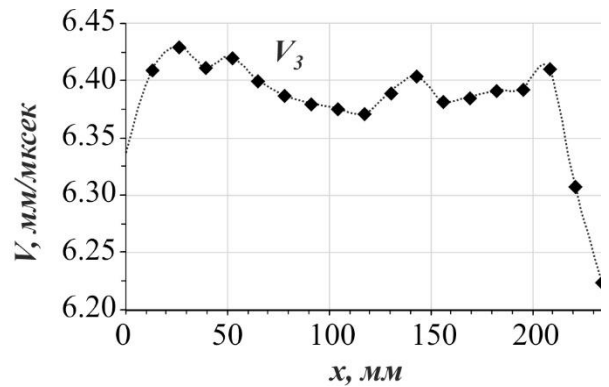


Рис. 2.35 Скорости продольных волн V_3 в образце 3-№1 после разрушения (центральный ряд).

Образец 1 партии №2, вырезанный поперек направления проката ($a_0 < 0$), был разрушен после 27.8% осевых деформаций. Измерения остаточной акустической анизотропии в тех же $n = 10$ точках, в которых исследовалась деформационно-обусловленная анизотропия $a(\varepsilon^{e-p})$ в образце под нагрузкой (на Рис. 2.22). Длина исследуемого участка составила 135 мм между точками 1-10, среднее расстояние между точками — 15 мм (на Рис. 2.21). График толщины $h(n)$ в точках проведения измерений приведен на Рис. 2.36.

Распределение акустической анизотропии $a(n)$ представлено на Рис. 2.37. Оно имеет нелинейный волнообразный характер, который в явном виде не коррелирует с монотонным изменением толщины (на Рис. 2.36). Значения локальных максимумов в районе точек 4 и 8 составили $a_4 = -1.345\%$ и $a_8 = -1.315\%$, что в 2.6 раза превосходит уровень начальной анизотропии ($a_0 \cong -0.5 \pm 0.025\%$). Расстояние между максимумами составило $T_{4-8} = 60$ мм.

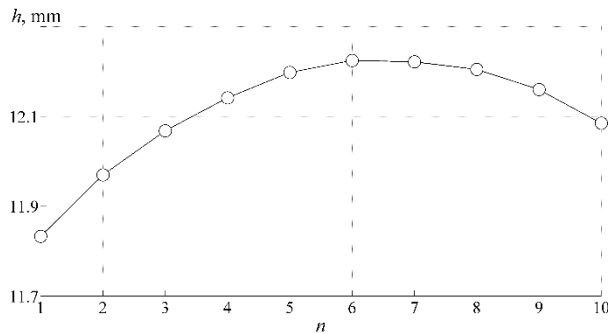


Рис. 2.36 Толщина в зависимости от номера точки $h(n)$ образца 1 партии №2 после разрушения

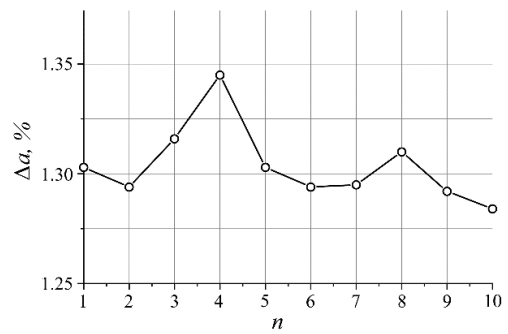


Рис. 2.37 Акустическая анизотропия в зависимости от номера точки $a(n)$ образца 1-№2 после разрушения

Локальное изменение толщины $h(n)$ образца 1-№2 оказывает влияние на снижение уровня правого максимума a_8 в районе точки 8 относительно a_4 в районе точке 4 (это видно на Рис. 2.37 и наблюдалось на образцах партии №3), но оно не может быть причиной немонотонного распределения $a(n)$, который сомасштабен с размерами образца. Очевидно, что оно также не может быть вызвано начальной анизотропией a_0 (на Рис. 2.15), практически отличающейся от наблюдаемой в образце 3-№1 только знаком.

Можно предположить, что нелинейный (волнообразный) характер акустической анизотропии $a(n)$ в образце после пластического разрушения вызван влиянием накопленной поврежденности (микродефектов – трещин, пор, структурных неоднородностей), которая проявляет себя на макроуровне. Их возникновение приводит к изменению эффективных упругих модулей материала, к величине и разности которых чувствительна акустическая анизотропия, будучи интегральной характеристикой осредненных по толщине (и локальному объему) механических свойств материала.

Результаты, полученные для образцов из партии №3 (на Рис. 2.39 и Рис. 2.41), подтверждают это предположение. Данные образцы обладали меньшими по сравнению с образцами партий №1 и №2 размерами, поэтому для них использовалось половинное перекрытие участков измерений, находящихся на расстоянии $l = 6$ мм друг от друга. Распределения $h(n)$ и $a(n)$, % для образца 0В-№3, вырезанного вдоль проката ($a_0 > 0$), представлены на Рис. 2.38 и Рис.

2.39. Локальные максимумы $a(n)$, % составляют 0.446% и 0.592%, расстояние между ними равно $T_{5-13} = 48$ мм.

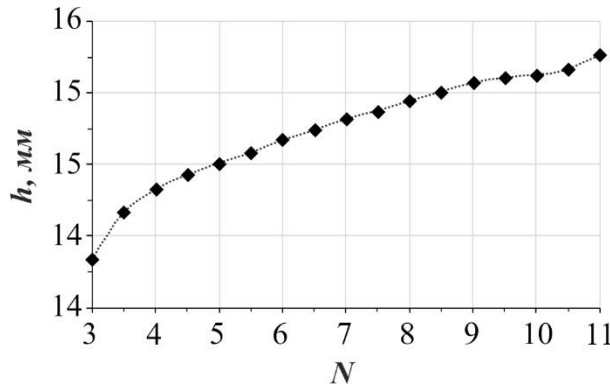


Рис. 2.38 Толщина образца 0В партии №3 после разрушения*

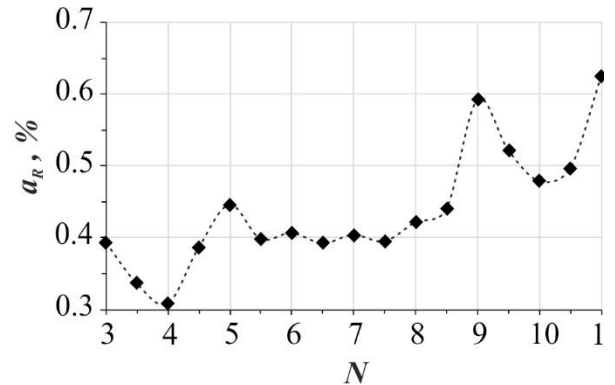


Рис. 2.39 Акустическая анизотропия образца 0В-№3 после разрушения*

Распределения $h(n)$ и $a(n)$, % для образца 02П-№3, вырезанного поперек направления проката ($a_0 < 0$), представлены на Рис. 2.40 и Рис. 2.41.

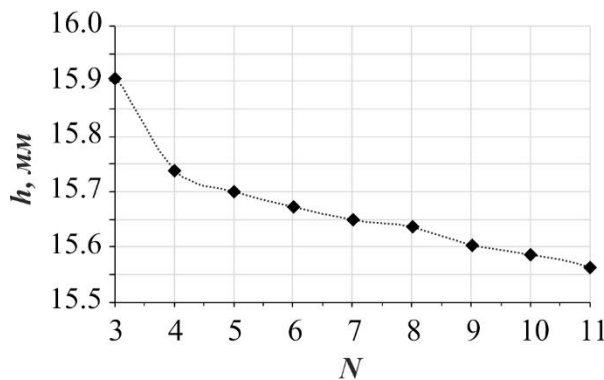


Рис. 2.40 Толщина образца 02П партии №3 после разрушения*

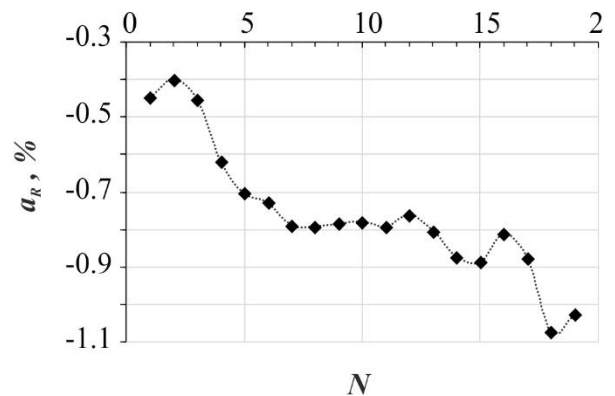


Рис. 2.41 Акустическая анизотропия образца 02П-№3 после разрушения*

Влияние масштабного фактора обнаруживается при сравнении распределений остаточной акустической анизотропии в образцах партий №2 и №3 после разрушения. Так, для образцов с анизотропией одного знака $a_0 > 0$ (вырезанных вдоль проката), пиковые значения составляют $a_4^{II} = -1.345\%$ и $a_8^{II} = -1.315\%$ для образца 1-№2 (на Рис. 2.37) против $a_{16}^{III} = -0.888\%$ и $a_9^{III} = -0.794\%$ для образца 0В-№3 (на Рис. 2.39), то есть в $1.51 \div 1.65$ раза большую величину для образцов $500 \times 70 \times 16$ мм партии №2, нежели для образцов $300 \times 30 \times 15$ мм из партии №3.

2.2.4 Остаточная акустическая анизотропия при циклическом нагружении и после усталостного разрушения

Опыты на циклическое нагружение осуществлялись на образце 2 партии №2. Было выбрано $n = 23$ точки, расположенных вдоль рабочей зоны образца на расстоянии $l = 14$ мм друг от друга (на Рис. 2.42). Измерения временных задержек упругих волн осуществлялись после достижения определенного числа циклов нагружения образца, его разгрузки и извлечения из испытательной машины. Крайние точки находились на границе закрепляемой области вблизи галтельных переходов (на Рис. 2.43).

Испытания проводились на гидравлической машине INSTRON-8850 (на Рис. 2.10) при положительной отнулевой нагрузке, что было вызвано необходимостью сохранения устойчивости образца при продольном нагружении. Ранее, в ходе опытов на алюминиевых образцах 2 и 4 из партии №1, было установлено, что несмотря на соответствие ГОСТ по выбору размеров испытываемых образцов, они теряли устойчивость при продольном растяжении-сжатии с симметричным циклом при ступенчатом росте величины внешней нагрузки (после 2309 и 3962 циклов соответственно). Потеря устойчивости сопровождалась нагревом центральной области рабочей части образцов. Поэтому, для проведения большего числа циклов нагружения, случай продольного сжатия образца 2 партии №2 не рассматривался.

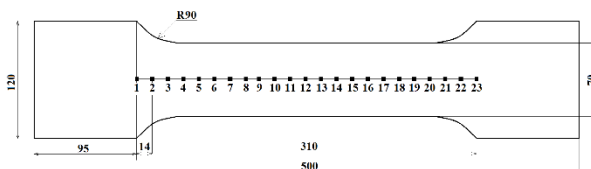


Рис. 2.42 Схема расположения точек в образце 2 партии №2.



Рис. 2.43 Образец 2-№2 после разрушения.

В ходе опытов на образце 2-№2 задавалось мягкое нагружение. Величина нагрузки увеличивалась по мере упрочнения образца, процесс которого анализировался по гистерезису кривой деформирования. В области упругого нагружения образца он имел практически линейный вид. График ступенчатого

роста величины растягивающей нагрузки от числа N циклов нагружения образца представлен на Рис. 2.44. Маркерами обозначены этапы, на которых проводились ультразвуковые измерения.

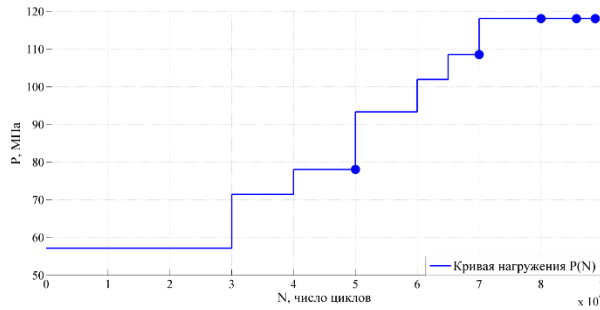


Рис. 2.44 Величина растягивающей нагрузки в зависимости от числа циклов нагружения образца 2-№2.

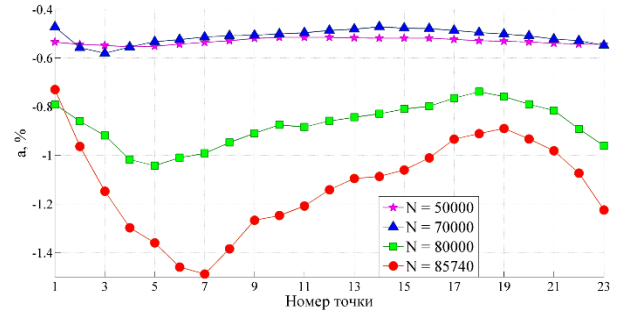


Рис. 2.45 Акустическая анизотропия с ростом числа циклов нагружения образца 2-№2.

Первая часть испытаний (до первых $N_1 = 50000$ циклов нагружения) осуществлялась при нагрузке σ , верхний предел которой, будучи отнесенным к начальной площади A_0 поперечного сечения, оказывался значительно ниже предела пропорциональности $\sigma_{0.2}$. Так, на каждом цикле нагружения реализовывались условия испытаний на многоцикловую усталость, когда наблюдается медленный рост поврежденности, вызванной накоплением усталостных повреждений. Ультразвуковые измерения были проведены после $N_0 = 0$ (начальные скорости и акустическая анизотропия a_0) и $N_1 = 50000$ циклов нагружения. Максимальное приращение акустической анизотропии составило 0.163%. По окончании первой части испытаний остаточные деформации образца выявлены не были.

Вторая часть испытаний (от $N_1 = 50000$ циклов до разрушения образца) осуществлялась при нагрузке σ , превышающей предел пропорциональности $\sigma_{0.2}$. Приращение остаточных пластических деформаций наблюдалось на каждом цикле нагружения, что соответствует малоцикловой усталости. Ультразвуковые измерения осуществлялись после $N_2 = 70000$, $N_3 = 80000$, $N_4 = 85740$ и $N_5 = 88790$ циклов нагружения. Измерения на этапе 6 были проведены за 170 циклов до разрушения при $N = 88960$ циклов нагружения.

На этапах 4-6 полные осевые упруго-пластические деформации составили соответственно 2.4%, 6.6% и 10.6%. Разрушение образца сопровождалось образованием пластической шейки в районе точки 5 (на Рис. 2.43).

Распределения акустической анизотропии представлены на Рис. 2.45. В первой части испытаний при $\sigma < \sigma_{0.2}$ после $N_1 = 50000$ циклов нагружения наблюдается образование двух участков (в районе точек 3-7 и 21-23) вблизи концентраторов напряжений с повышенной относительно начального уровня a_0 акустической анизотропией a , % (она варьируются в диапазоне значений $a = -0.47 \div -0.58\%$). Можно предположить, что их появление связано с ростом поврежденности на указанных участках образца. С ростом внешней нагрузки и перехода в неупругую область во второй части испытаний ($\sigma > \sigma_{0.2}$), в них наблюдается локализация пластических деформаций. Неравномерное распределение акустической анизотропии, установившееся в первой части испытаний, сохраняет свой характер, стабилизируется икратно усиливается вплоть до разрушения образца (на Рис. 2.45). Максимальные значения на последнем этапе $a_{max} \cong -1.5\%$, что практически в три раза превосходит начальный уровень $a_0 \cong -0.5\%$. Таким образом, если первую часть испытаний можно рассматривать как стадию получения материала с неравномерной накопленной поврежденностью, то вторая связана с образованием устойчивых зон локализованных пластических деформаций.

Результаты испытаний демонстрируют возможность обнаружения зон локализации усталостных повреждений и пластических деформаций в прокате на ранних этапах циклического нагружения по измерениям акустической анизотропии, что имеет прогностическую ценность при техническом контроле металлических конструкций.

На образце 2-№2 после усталостного разрушения было проведено сравнительное исследование акустической анизотропии, измеренной в $n = 19$ точках с помощью двух датчиков с рабочими частотами 5 МГц (базовый датчик) и 6 МГц (вспомогательный датчик) на Рис. 2.46 и Рис. 2.47.



Рис. 2.46 Основной датчик 5 МГц и
вспомогательный датчик 6 МГц
(вид сверху)



Рис. 2.47 Основной датчик 5 МГц и
вспомогательный датчик 6 МГц
(вид снизу)

Наибольшая разность значений анизотропии, полученных базовым и вспомогательным датчиками, составила 0.1%. При этом существенных различий между характером распределений $a_{5\text{МГц}}$ и $a_{6\text{МГц}}$ не наблюдается. Тем не менее, очевидна необходимость учета частоты акустической волны при анализе результатов акустических измерений в соответствии с эмпирическим соотношением Бенсона-Рилсона (1.8).

Была исследована зависимость дисперсии времени распространения поперечной акустической волны (волнового пакета) от несущей частоты. Статистическая обработка осуществлялась на основе 3500 измерений временных задержек в образце после разрушения. Разброс значений при использовании вспомогательного датчика 6 МГц, оказался ниже, чем для базового датчика 5 МГц. Среднеквадратическое отклонение (СКО) на образце до испытаний составило 0.05% и 0.07% соответственно. На образце после разрушения оно составило 0.16% для датчика 6 МГц и 0.22% для датчика 5 МГц. Было установлено, что отклонение тем выше, чем более исследуемая область была подвержена пластической деформации, косвенным признаком которого является большая дисперсия и “размывание” волнового пакета. На Рис. 2.48 и Рис. 2.49 представлены импульсы поперечных волн после

многократного отражения при измерениях в образце до испытаний и вблизи зоны разрыва после его разрушения.

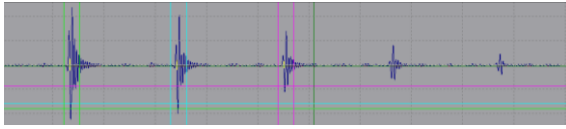


Рис. 2.48 Импульсы отраженной поперечной волны в алюминиевом образце до испытаний.

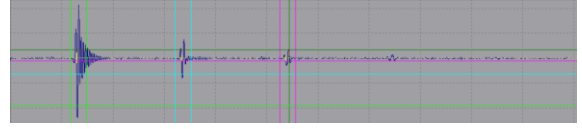


Рис. 2.49 Импульсы поперечной волны вблизи области пластического разрушения алюминиевого образца.

Испытания на циклическую прочность образцов из стали 14ХГНДЦ (на Рис. 2.50) осуществлялись на пресс-пульсаре ЦДМ-200 (на Рис. 2.12) с частотой циклического нагружения 18 Гц. Во избежание случаев потери устойчивости прямолинейной формы образцов, опыты проводились при положительном отнулевом цикле нагружения.



Рис. 2.50 Стальной образец N7 после усталостного разрушения.

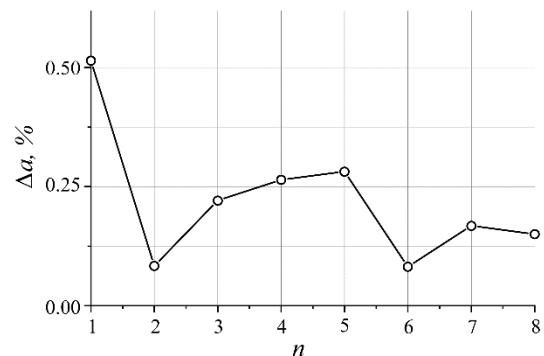


Рис. 2.51 Акустическая анизотропия вблизи места разрыва образца N7.

Стальной образец на Рис. 2.50 был разрушен в ходе испытаний на малоцикловую усталость после 5 млн. циклов нагружения при максимальной нагрузке на цикле 380 кН (минимальная нагрузка составила 10% от верхней границы, то есть 38кН). Измерения акустической анизотропии $a, \%$ вблизи места разрушения образца представлены на Рис. 2.51. Точки располагались вблизи нижнего края параллельно продольной оси. При нормальных условиях окружающей среды, распределения акустической анизотропии в алюминиевых и стальных образцах оказываются стабильны и сохраняют свой

характер в течение длительного времени. Это было установлено по итогам повторных измерений через 12 месяцев с момента проведения первых опытов.

2.2.5 Акустическая анизотропия при шлифовании металла

После усталостного разрушения, на части образца (на Рис. 2.52) были проведены акустические измерения, целью которых являлось определение величины и характера влияния поверхностного слоя на интегральную акустическую анизотропию, осредненную по толщине образца. Измерения проводились вдоль трех рядов по $n = 5$ точек в каждом (на Рис. 2.52). Далее, поверхность образца была обработана на шлифовальном станке. Шлифовка проводилась вплоть до получения плоскопараллельных граней. В результате усталостного разрушения по длине образца наблюдались неоднородные остаточные деформации. В слабо деформированной части, которая фиксировалась в захватах испытательной машины ЦДМ-200, глубина шлифовки поверхностного слоя с двух сторон образца составила 1.2 мм (7% от толщины), в сильно деформированной части вблизи места разрушения – 0.05 мм (0.3% толщины образца). Для исключения нагрева образца при шлифовке использовалась специальная эмульсия. Шаг по глубине составил 0.05 мм за один этап шлифования.

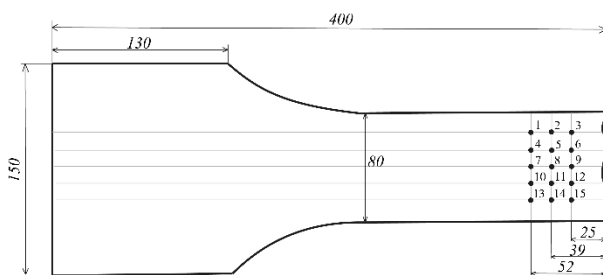


Рис. 2.52 Расположение точек и размеры стального образца после разрушения»

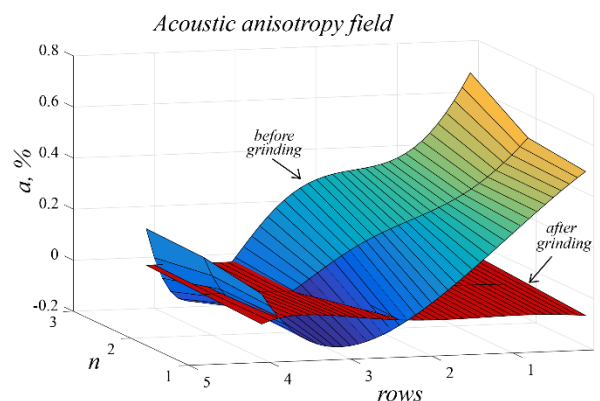


Рис. 2.53 Акустическая анизотропия разрушенного стального образца до и после шлифования»

На Рис. 2.53 представлены распределения акустической анизотропии до (градиентное поле) и после (красное поле) шлифовки образца. После разрушения и до шлифовки имеет место неравномерное распределение остаточной анизотропии a , %, находящееся в диапазоне значений $-0,1501 \div 0,6751\%$. Смена знака анизотропии может быть связана с разнонаправленным характером пластических деформаций и повреждений, накопленных в процессе долома образца. После удаления с двух сторон поверхностного слоя металла, распределение a , % становится близким к равномерному и принимает значения в диапазоне $-0,0642 \div -0,0299\%$. Таким образом, исключение поврежденного (а также изначально необработанного) слоя металла приводит к изменению абсолютных значений акустической анизотропии $|a|$, %, взятых по модулю, в 10-15 раз (на Рис. 2.53). При этом вблизи места разрушения было снято только 50 микрон поверхностного слоя, что сопоставимо со средним размером зерна исследуемого образца из стали 14ХГНДЦ.

Алюминиевый образец 3 из партии №1, который ранее испытывался на одноосное растяжение (на Рис. 2.54), после разрушения также был подвержен шлифовке. В отличие от стального образца, поверхность которого была обработана на специализированном станке, шлифовка алюминиевого образца осуществлялась вручную поэтапно с контролем толщины удаленного слоя. В работе использовались шкурки (наждачная бумага) различной зернистости (размера абразивного зерна). Это было необходимо для избежания эффекта наведенной шероховатости (в том числе борозд, неровностей) и для обеспечения приемлемого качества поверхности контакта пьезоэлектрических блоков датчика с поверхностью металла. Сколь-нибудь значительный нагрев поверхности алюминиевого образца в ходе шлифовки также не допускался.

В результате пластического течения образец 3-№1 обрел криволинейную форму с двумя участками локализации деформаций (на Рис. 2.32). Толщина образца в точке №9 составила $h_9 = 16.1$ мм, в то время как вблизи точки №5 $h_5 = 18.5$ мм. Результаты измерения акустической анизотропии после двух

этапов односторонней шлифовки представлены на Рис. 2.55. Измерения осуществлялись в $n = 10$ точках, расположенных на расстоянии $l = 12$ мм друг от друга. На первом этапе было удалено $\Delta h_1 = 250 \div 335$ микрон толщины образца (среднее значение составило $\Delta h_{1\text{среднее}} = 310$ микрон), на втором этапе $\Delta h_2 = 500 \div 655$ микрон (среднее по двум этапам $\Delta h_{2\text{среднее}} = 880$ микрон). Наибольшей шлифовке по глубине был подвержен участок образца в области расположения точек №4-6 (на Рис. 2.55), где толщина удаленного слоя превышала 300 и 590 микрон соответственно.



Рис. 2.54 Расположение точек при шлифовке образца 3-№1.

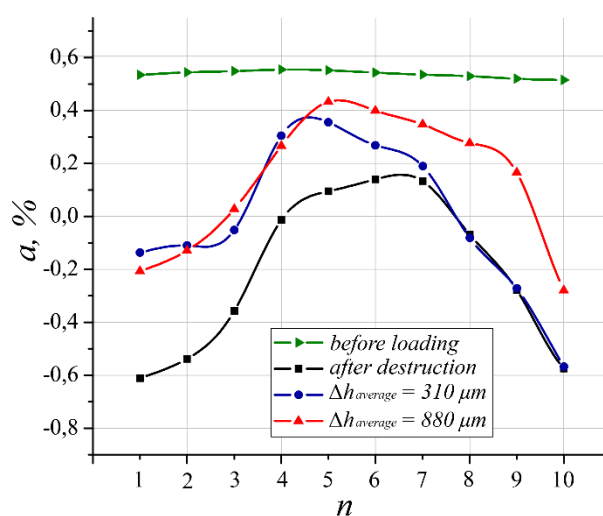


Рис. 2.55 Акустическая анизотропия при шлифовке образца 3-№1.

Можно заметить, что изменение величины акустической анизотропии $\Delta a, \%$ уменьшается при удалении слоя металла сверх определенной величины. Так, если в точке №5 при удалении $\Delta h_{5\text{этап1}} = 330$ микрон на первом этапе шлифования $\Delta a_{\text{этап1}} = 0.26\%$, то после снятия следующих $\Delta h_{5\text{этап2}} = 650$ микрон изменение акустической анизотропии составило в 3.4 раза меньшую величину, равную $\Delta a_{\text{этап2}} = 0.077\%$. Это говорит о том, что эффект влияния поврежденного слоя на акустическую анизотропию стремительно затухает при удалении от поверхности. Удаление $\Delta h = 50 \div 300$ микрон поверхности металла для большинства конструкций из проката, как правило, не влияет на их несущую способность. Однако значительное изменение акустической

анизотропии в этом случае может свидетельствовать о большой накопленной поврежденности конструкции. Обобщение исследований, связанных с влиянием поврежденного слоя и его удаления на несущую способность конструкций было проведено В.П. Алехиным в монографии [229].

Из распределений на Рис. 2.55 также видно, что уровень остаточной акустической анизотропии a , % не возвращается в первоначальное состояние, поскольку он не определяется только накопленной поврежденностью металла. Последующее шлифование с противоположной стороны образца качественно не изменило характер распределений на Рис. 2.55.

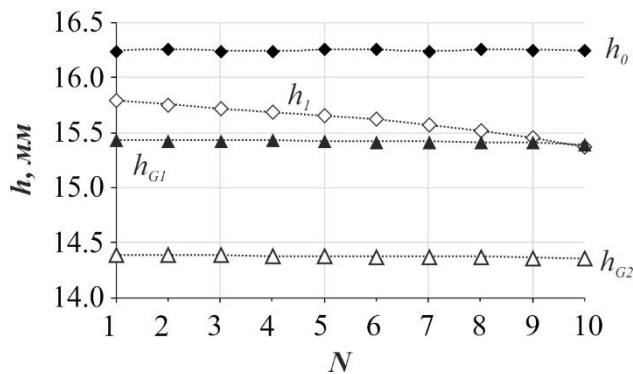


Рис. 2.56 Толщина образца 01П-№3 до нагружения, после разгрузки, первого и второго циклов шлифования»

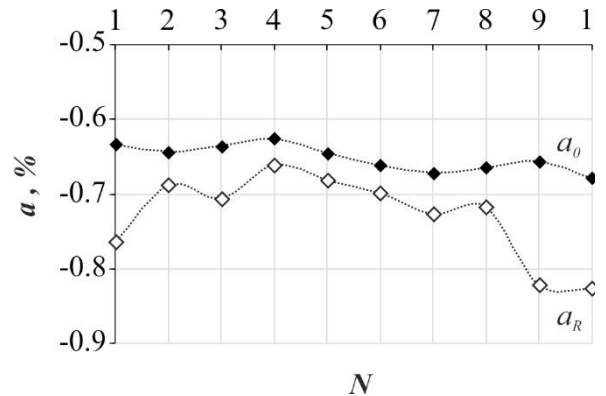


Рис. 2.57 Акустическая анизотропия образца 01П-№3 до нагружения и после разгрузки»

Вторая серия опытов была проведена на образце 01П-№3, который был подвержен одноосному растяжению до упруго-пластических деформаций $\varepsilon^{e-p} = 7\%$ и далее был разгружен без разрушения. На Рис. 2.56 представлены графики толщины в $n = 10$ точках образца, а на Рис. 2.57 – акустической анизотропии в ненагруженном и разгруженном состояниях. Сравнительный анализ Рис. 2.56 и Рис. 2.57 показывает, что корреляции между характером изменения толщины Δh образца и анизотропии Δa , % не наблюдается в той мере, в какой это имело место в случае образца 3-№1 (на Рис. 2.32 и Рис. 2.33). Вместо этого, на образце 01П-№3 наблюдается монотонное изменение толщины (на Рис. 2.56) до образования пластической шейки (образец был своевременно разгружен). Сравнение начальной анизотропии до испытаний и

остаточной анизотропии после разгрузки отражает неоднородный характер ее изменения, вызванный пластическими деформациями и накопленной поврежденностью металла.

В случае образца 01П-№3 была осуществлена станочная шлифовка с двух сторон. Сравнение толщины образца после шлифования с ее начальным уровнем представлен на Рис. 2.56. Видно, что уже после первого цикла шлифования она приобретает в целом равномерный по образцу характер в сравнении с состоянием после разгрузки.

Сравнение распределений акустической анизотропии после первого (на Рис. 2.58) и второго (на Рис. 2.59) циклов шлифования с начальным уровнем $a_0, \%$ показывает, что если после первой шлифовки влияние повреждений сохраняется (на это указывают неодинаковые “скачки” относительно уровня $a_0, \%$ при переходе от одного участка к другому на Рис. 2.58), то уже после второй шлифовки остаточная анизотропия практически повторяет начальное распределение a_0 (на Рис. 2.59), отличаясь от него на постоянную величину, среднее значение которой равно $\Delta a = -0.1547\%$.

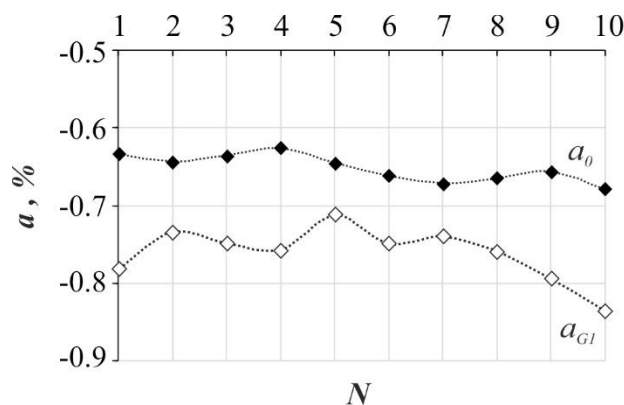


Рис. 2.58 Акустическая анизотропия образца 01П-№3 до нагружения и после первого цикла шлифования*

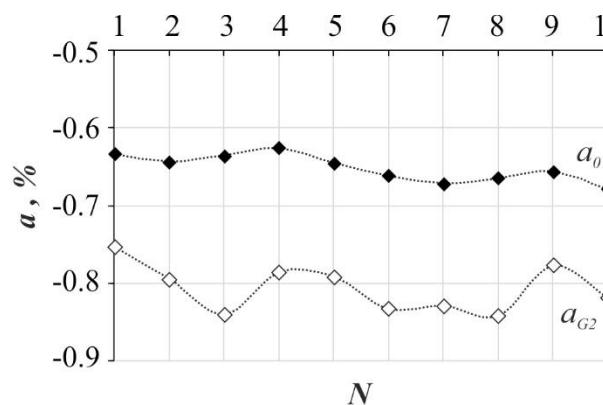


Рис. 2.59 Акустическая анизотропия образца 01П-№3 до нагружения и после второго цикла шлифования*

Можно предположить, что корреляция между остаточной и начальной анизотропией наблюдается в том случае, когда влияние поврежденного поверхностного слоя металла нивелируется, при этом отсутствует неравномерная локализация больших пластических деформаций либо же ее

эффект скомпенсирован (например, в результате равномерного протачивания), как в случае образца 01П-№3 (на Рис. 2.59). В противном случае, наблюдается дополнительное влияние изменения длины акустического пути L (толщины материала), как в случае образца 3-№1 (на Рис. 2.33). При отсутствии макропластических деформаций именно влияние поврежденного поверхностного слоя металла определяет характер остаточной акустической анизотропии как в случае образца 1-№2 (на Рис. 2.37).

2.3 Выводы из Главы 2

В Главе 2 представлены результаты экспериментов по определению акустической анизотропии поперечных волн в призматических образцах из стального горячекатаного и алюминиевого холоднокатаного проката в исходном состоянии, в процессе одноосного статического нагружения, при испытаниях на циклическую прочность, а также после разрушения. Результаты исследований опубликованы в работах [2,5-8,11,13,20].

На основании данных Главы 2 можно сделать следующие выводы:

- Во всех исследуемых образцах наблюдается сильная (более 0.5%) неравномерная начальная акустическая анизотропия, сопоставимая по абсолютной величине с анизотропией поперечных волн, возникающей вследствие упругих деформаций металла.
- Экспериментальные зависимости акустической анизотропии от малых и больших упруго-пластических деформаций для технически чистого алюминия обладают характерными немонотонными участками сброса уровня значений, которые не могут быть вызваны только пластической деформацией металла.
- Установлено влияние неравномерного необратимого изменения толщины образцов вследствие пластической деформации на результаты количественных измерений акустической анизотропии.

- Распределения остаточной акустической анизотропии в образцах после пластического разрушения имеют неоднородный макроскопический характер, который сохраняется в течение продолжительного времени и обладает ярко выраженными локальными максимумами и минимумами, предположительно вызванный локализацией поврежденности в металле.
- Удаление поврежденного слоя толщиной порядка 2-3 характерных размеров зерна посредством машинного или ручного шлифования приводит к качественному изменению остаточной акустической анизотропии металла и нивелированию влияния на нее накопленных в процессе деформирования поверхностных микродефектов.

Далее необходимо установить, как функционально и количественно акустическая анизотропия связана с поврежденностью металла.

На защиту выносятся следующие положения Главы 2:

1. Результаты экспериментального исследования влияния поврежденного поверхностного слоя на величину акустической анизотропии взаимно ортогонально поляризованных поперечных волн, распространяющихся в металле перпендикулярно диагностируемой поверхности.

Глава 3. Установление связи между акустической анизотропией и анизотропной поврежденностью металла

3.1 Нахождение вида функционала акустической анизотропии

3.1.1 Локальная акустическая анизотропия как характеристика представительного объема материала

Для исследования акустической анизотропии металлов требуется поляризация плоской волны. Выполнение данного условия напрямую связано с размерами пьезоэлектрической пластины, являющейся основным элементом излучателя-приемника [189]. Учёт эффективной площади пьезопластин позволяет компенсировать краевой эффект при возбуждении зондирующего импульса, а также с достаточным приближением обеспечить распространение плоско поляризованной акустической волны в заданном направлении. В то же время, это накладывает ограничения на минимальные размеры измерительного блока при работе с конкретной резонансной частотой колебаний пьезоэлектрической пластины, определяющей центральную частоту сигнала акустической волны.

Линейные размеры пьезопреобразователей в составе акустического датчика 5МГц прибора ИН-5101А равны 12х12 мм. Базовое расстояние между метками (точками акустических измерений), по которым проводится позиционирование пьезоэлектрических блоков датчика, также составляет 12 мм. По этой причине, можно только условно говорить о том, что измерения осуществлялись в той или иной точке, обозначенной соответствующей меткой. В действительности, полученные в ходе экспериментов данные акустических измерений усредняются по представительному объему материала, который ограничен как размерами пьезопластины измерительного блока датчика, так и толщиной материала в исследуемой области.

Это, в свою очередь, означает, что каждому исследуемому локальному представительному объему материала в его начальном состоянии v_0^l , либо в его измененном в процессе деформирования текущем состоянии v^l может быть сопоставлено соответствующее значение локальной акустической анизотропии, которая в среднем характеризует его свойства:

$$v_0^l = v_0^l(a_0), \quad v^l = v^l(a_\Sigma)$$

Верхний индекс « l » является сокращением от «*local*», он будет использоваться далее, когда речь будет идти о свойствах локального представительного объема материала. Для обозначения полной акустической анизотропии материала вместо « $a, \%$ » будет использоваться обозначение « $a_\Sigma, \%$ », о чем уже было сказано ранее.

Как уже было показано в разделе 2.2.1, наблюдаемый разброс значений начальной (собственной) акустической анизотропии a_0 материала таков, что его абсолютные значения сопоставимы со вкладом других факторов (например, упругой деформационно-обусловленной компоненты) в величину полной (текущей) акустической анизотропии a_Σ материала. По этой причине, использовать усредненные по материалу значения a_0 в случае алюминиевого промышленного проката нельзя, поскольку она не может даже приближенно считаться постоянной величиной: $a_0 \neq const$. В то же время, неоднородный характер начальной анизотропии a_0 в существующих методиках определения напряженного состояния не учитывается [189].

В этой связи, становится естественным говорить о локальных значениях начальной акустической анизотропии a_0^l материала, которые могут быть получены только для данного локального представительного объема материала v_0^l в его начальном состоянии: $a_0^l = a_0^l(v_0^l)$. Аналогичный вывод можно сделать и для любых отличных от начальных a_0^l значений полной (текущей) акустической анизотропии a_Σ^l , приобретаемых с началом деформирования

металла, которым соответствует текущее v^l состояние представительного объема материала: $a_\Sigma^l = a_\Sigma^l(v^l)$.

Таким образом, может быть осуществлено два взаимно-однозначных перехода (3.1),(3.2), согласно которым свойства локального представительного объема материала в его начальном v_0^l или текущем v^l состояниях характеризуются локальными значениями начальной a_0^l или полной (текущей) a_Σ^l акустической анизотропии:

$$a_0^l = a_0^l(v_0^l) \leftrightarrow v_0^l = v_0^l(a_0^l) \quad (3.1)$$

$$a_\Sigma^l = a_\Sigma^l(v^l) \leftrightarrow v^l = v^l(a_\Sigma^l) \quad (3.2)$$

В свою очередь, и начальная a_0^l , и полная a_Σ^l акустическая анизотропия связаны с материальным объемом взаимно-однозначными соответствиями вида (3.1),(3.2).

3.1.2 Составляющие деформационно-обусловленной акустической анизотропии

Локальный представительный объем материала, не будучи более в начальном состоянии v_0^l (например, после приложения деформаций), приобретает текущее состояние v^l , которое описывается текущей (полной) акустической анизотропией a_Σ^l . Переход $v^l = v^l(a_\Sigma^l) \leftrightarrow a_\Sigma^l = a_\Sigma^l(v^l)$ от описания свойств материального объема к описанию взаимно-однозначно связанной с ним характеристики a_Σ^l позволяет рассматривать a_Σ^l как функционал, отражающий изменение собственных механических свойств материального объема v^l в результате деформационных процессов (например, изменение его внутренней текстуры), при приложении напряжений (например, в упругой области при его одноосном растяжении), при развитии процесса разрушения (например, возникновении дефектов вследствие усталости, под действием коррозии или иных факторов) или изменения геометрических

характеристик материального объема (например, его необратимого утонения, вследствие чего сокращается длина акустического пути).

Фактически, экспериментальные графики на Рис. 2.25 отражают изменение функционала полной акустической анизотропии a_{Σ}^l в процессе одноосного монотонного упруго-пластического растяжения N локальных представительных объемов материала v_N^l с различным напряженно-деформированным состоянием. Задача сводится к тому, чтобы определить вид $a_{N\Sigma}^l$ исследуемых объемов и по характеру их изменения понять, каким образом меняются акустоупругие свойства остальных участков материала.

В опытах на растяжение речь идет о деформационно-обусловленной акустической анизотропии, которую обозначим как a_S (от *a_{strain-conditioned}*). Из графиков на Рис. 2.20, Рис. 2.25 и Рис. 2.28 видно, что от уровня a_0^l начальной акустической анизотропии зависит, с какой величины начнет рост компонента a_S^l . При этом деформационно-обусловленная анизотропия a_S меняется нелинейно при приложении упруго-пластических деформаций ε^{e-p} . В зависимости от удаления от места пластического разрушения образца, тенденции изменения a_S с локальным превышением предела прочности материала $\sigma_{пр}$ существенно различаются. Это видно по результатам ультразвуковых измерений полной акустической анизотропии $a_{1\Sigma}^l, a_{4\Sigma}^l, a_{7\Sigma}^l, a_{10\Sigma}^l$ при исследовании материальных объемов $v_1^l, v_4^l, v_7^l, v_{10}^l$ путем установки акустического датчика на участках с метками $N = 1, 4, 7, 10$ образца 1-№2 (на Рис. 2.25). По этой причине, деформационно-обусловленная акустическая анизотропия также имеет локальный характер a_S^l и связана с соответствующим ей локальным материальным объемом, как и a_0^l .

В случае опытов на одноосное монотонное нагружение приращение величины a_{Σ}^l в значительной степени вызвано деформациями материала за счет приложения внешних растягивающих сил. Это верно, как минимум, до локального достижения предела прочности $\sigma_{пр}$, после которого наступает

интенсивный рост поврежденности и следует стадия пластического разрушения металла. Предположим, что при напряжениях $\sigma < \sigma_{\text{пр}}$ практически все изменение полной (текущей) акустической анизотропии a_{Σ}^l определяется изменением деформационно-обусловленной составляющей a_S^l : $\Delta a_{\Sigma}^l \cong \Delta a_S^l$.

В таком случае, можно зафиксировать однонаправленный переход из начального недеформированного состояния материала в текущее упруго-пластически деформированное:

$$[(a_0^l, 0)]^0 \rightarrow [(a_0^l, a_S^l)]^1$$

В квадратных скобках обозначены и пронумерованы состояния параметров акустической анизотропии, в круглых скобках – те компоненты полного функционала акустической анизотропии a_{Σ}^l , которые в рамках этих состояний оказываются ненулевыми.

Деформационно-обусловленная составляющая a_S^l , очевидно, должна включать в себя отдельные компоненты a_e^l и a_p^l (от “ a_{elastic}^l ” и “ a_{plastic}^l ”), связанные с влиянием обратимых упругих деформаций ε^e и необратимых пластических деформаций ε^p металла. Иначе говоря, a_S^l можно представить как их функцию: $a_S^l = a_S^l(a_e^l, a_p^l)$.

В неупругой области деформаций наблюдается изменение текстуры материала, которое носит ограниченный характер [110], и локализация пластических деформаций, проявляющаяся в виде неоднородного изменения толщины материала – то есть связанной совокупности его локальных представительных объемов. Последний фактор приводит к изменению длины акустического пути, описывается соотношением Бенсона-Рилсона (1.8) и имеет существенное значение при акустоупругих измерениях.

Из графиков на Рис. 2.20, Рис. 2.25 и Рис. 2.28 видно, что существует корреляция между изменением величины и знака производной $\frac{da_{\Sigma}^l(\varepsilon^e-p)}{d\varepsilon^e-p}$ и

моментами достижения пределов пропорциональности $\sigma_{\text{упр}}$, текучести $\sigma_{\text{тек}}$ и прочности $\sigma_{\text{пр}}$ с ростом величины упруго-пластических деформаций ε^{e-p} . Линейный участок кривой с $\frac{da_{\Sigma}^l(\varepsilon^{e-p})}{d\varepsilon^{e-p}} = \text{const}$ описывается соотношениями линейной акустоупругости [189]. На остальную часть кривой $a_{\Sigma}^l(\varepsilon^{e-p})$ приходится два участка немонотонности, которые не позволяют описать ее путем квадратичной аппроксимации [110] или в рамках соотношения акустопластичности (1.17) в случае алюминиевого проката. Тем не менее, можно точно определить наступление очередной стадии деформирования, основываясь только на характере экспериментальных кривых $a_{\Sigma}^l(\varepsilon^{e-p})$. Это, в свою очередь, означает, что до начала разрушения материала, нелинейные связи между компонентами a_e^l и a_p^l внутри функционала a_{Σ}^l являются малыми второго и высших порядков. Если произвести линеаризацию a_{Σ}^l , то можно представить a_{Σ}^l в виде (3.3):

$$a_{\Sigma}^l \cong a_0^l + a_{\Sigma}^l = a_0^l + \beta_e a_e^l + \beta_p a_p^l, \quad (3.3)$$

где a_0^l – собственная акустическая анизотропия материала, выполняющая роль начальных условий; a_e^l и a_p^l – компоненты, отражающие вклад упругих и пластических деформаций в деформационно-обусловленной акустической анизотропии, β_e и β_p – коэффициенты, представляющие собой производные (3.4) нелинейной функции $a_{\Sigma}^l(a_e^l, a_p^l)$ в невозмущенном состоянии, которым можно считать ненагруженное (нулевое) состояние материала:

$$\begin{aligned} \beta_e &= \left. \frac{\partial a_{\Sigma}^l(a_e^l, a_p^l)}{\partial a_e^l} \right|_0 \\ \beta_p &= \left. \frac{\partial a_{\Sigma}^l(a_e^l, a_p^l)}{\partial a_p^l} \right|_0 \end{aligned} \quad (3.4)$$

Компоненты β_e и β_p являются весовыми коэффициентами, связанными с механическими свойствами материала. Они, очевидно, различаются для материалов с большим запасом по напряжениям в упругой области (например,

высокопрочным сталям), для более пластичных материалов (квазиупругих, как в случае алюминия) и так далее. Иначе говоря, они отражают соотношение между свойствами акустоупругости и акустопластичности в каждом конкретном случае. Необходимо определить связь констант β_e и β_p с упругими свойствами материала, что является предметом дальнейших исследований.

Деформационно-обусловленная акустическая анизотропия a_S^l может быть представлена в линеаризованном виде (3.5):

$$a_S^l = \beta_e a_e^l + \beta_p a_p^l \quad (3.5)$$

Соотношение (3.5) для a_S^l включает в себя параметры, которые определяются опытным путем из ультразвуковых экспериментов. Нулевое состояние в соотношении (3.4) не является абсолютным по той причине, что в случае приложения пластических деформаций, приводящих к изменению текстуры, после разгрузки материала, вследствие эффекта Баушингера, нулевое состояние a_0^l будет оказываться другим, что представляет собой, по сути, новое положение равновесия: $a_0^l \rightarrow \tilde{a}_0^l$. Так будет происходить всякий раз, вплоть до достижения предельного состояния роста текстуры материала, за которым следует интенсивный рост трещин и его разрушение [110].

Знак параметра акустической анизотропии при расчетах согласно формуле (3.3) определяется тем, какая из скоростей поперечных волн V_1 или V_2 , поляризованных вдоль ($a_0 > 0$) или поперек ($a_0 < 0$) направления проката, оказывается больше другой по абсолютной величине. На это, в свою очередь, накладывается эффект деформационно-обусловленной анизотропии, который имеет строго определенную тенденцию к изменению: $\Delta a_S^l < 0$. В случае одноосного растяжения, скорость поперечной волны, плоскость поляризации которой коллинеарна направлению действия приложенной силы и совпадает с продольной осью образца, убывает с ростом деформаций: $\Delta V_1(\varepsilon) < 0$. Влияние компоненты a_S^l в случае больших упруго-пластических деформаций ($\varepsilon^p \neq 0$), как правило, оказывается больше начальной анизотропии a_0^l в случае алюминиевого проката: $|a_S^l| > |a_0^l|$. По этой причине, рост деформационно-

обусловленной компоненты a_S^l либо приводит к переходу полной акустической анизотропии в область отрицательных значений ($a_\Sigma^l < 0$), если образец был вырезан вдоль проката, либо усиливает и без того отрицательную анизотропию $a_\Sigma^l < 0$ в образце, вырезанном поперек проката ($a_0 < 0$), с каждым следующим шагом приложения деформаций ε^{e-p} .

3.1.3 Остаточная акустическая анизотропия как промежуточная характеристика акустоупругих свойств представительного объема

Рассмотрим результаты измерений на Рис. 2.33, Рис. 2.37, Рис. 2.39 и Рис. 2.41, полученных для образцов после разгрузки в результате разрушения (разрыва) из опытов на одноосное монотонное нагружение.

Введем понятие локальной остаточной акустической анизотропии материала a_R^l (от “ $a_{Residual}$ ”). Будем понимать под ней текущее значение полной акустической анизотропии материала, вызванное исключительно влиянием начальной a_0^l и деформационно-обусловленной a_S^l составляющих:

$$a_\Sigma^l \cong a_\Sigma^l(a_0^l, a_S^l) = a_R^l \quad (3.6)$$

Очевидно, что остаточная акустическая анизотропия a_R^l , измеренная в точках, расположенных вдоль центральной продольной оси алюминиевых образцов всех трех партий, существенно неоднородна (на Рис. 2.33, Рис. 2.37, Рис. 2.39 и Рис. 2.41). По этой причине, как и в случае характеристик a_0^l и a_S^l , переход к описанию локальной остаточной анизотропии a_R^l материала оказывается правомочным, и для нее будут верны аналогичные приведенным выше рассуждения.

С превышением предела прочности материала (при $\sigma > \sigma_{пр}$), интенсифицируется процесс образования микродефектов различного рода (микротрещин, микропор). Их влияние на величину полной акустической анизотропии a_Σ^l металла нельзя считать малым ни на этапе пластического течения, ни после разрушения. По этой причине, рассмотрение a_Σ^l в форме

$a_{\Sigma}^l(a_0^l, a_s^l)$ возможно на ранних этапах упруго-пластической деформации, когда влиянием иных факторов можно пренебречь. Можно сказать, что материал в результате упруго-пластического разрушения и последующей разгрузки перешел в новое состояние, характеризуемое величиной a_R^l :

$$[(a_0^l, 0)]^0 \rightarrow [(a_0^l, a_s^l)]^1 = [(a_R^l)]^2$$

Из данных на Рис. 2.33 для образца партии 3-№1 следует, что в случае, когда материал подвержен локализации больших пластических деформаций, наблюдается корреляция между распределением остаточной акустической анизотропии a_R^l и изменением толщины Δh образца. Образец 3-№1 является примером того, когда практически вся остаточная анизотропия a_R^l вызвана неоднородным изменением толщины материала Δh на двух участках локализации (см. Рис. 2.32 и Рис. 2.33), влияние остальных факторов на a_R^l при этом оказывается пренебрежимо мало. Как уже было отмечено ранее, влияние локализации пластических деформаций заключается в том, что оно приводит к неодинаковой длине акустического пути L (ее роль выполняет толщина образца h) для разных представительных объемов. При одной и той же основной частоте распространения акустической волны, определенной размерами и свойствами пьезоэлектрической пластины-излучателя, длина L пути распространения волны фактически определяет масштаб акустоупругого эффекта согласно эмпирической формуле Бенсона-Рилсона (1.8).

Иные результаты получены на образце партии 01П-№3, в котором после $\varepsilon^{e-p} = 7\%$ осевых упруго-пластических деформаций и двух циклов шлифовки была определена величина отклонения Δa^l от начального уровня a_0^l , вызванная изменением деформационной микроструктуры (текстуры) ($\Delta a^l = \Delta a_T^l$).

Оба данных эффекта – приращение остаточной анизотропии в разгруженном состоянии (при $\varepsilon^e = 0$) на величину текстурно-обусловленной компоненты Δa_T^l и приращение анизотропии $\Delta a_{\Delta h}^l$, связанное с изменением толщины материала – могут рассматриваться как результат необратимого

действия пластических деформаций. Упругое обратимое изменение материального объема может быть описано с использованием соотношений акустоупругости [189]. Влияние пластических деформаций, наблюдаемое в образцах партий №1 и №3, относится к компоненте $a_p^l = a_p^l(a_{\Delta h}^l, a_T^l)$ неупругой деформационно-обусловленной анизотропии a_S^l .

Требуется модифицировать формулу (3.3), используя введенное ранее приближение $a_\Sigma^l \cong a_\Sigma^l(a_0^l, a_S^l) = a_R^l$ (3.7):

$$a_\Sigma^l \cong a_0^l + \beta_e a_e^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l + \gamma_T^l a_T^l = a_R^l \quad (3.7)$$

где $\gamma_{\Delta h}^l$ и γ_T^l –коэффициенты, которые находятся через частные производные (3.8) функции $a_p^l(a_{\Delta h}^l, a_T^l)$ в равновесном (невозмущенном) состоянии, за которое принимается ненагруженное (нулевое) состояние материала:

$$\begin{aligned} \gamma_{\Delta h}^l &= \beta_p \left. \frac{\partial a_p^l(a_{\Delta h}^l, a_T^l)}{\partial a_{\Delta h}^l} \right|_0 \\ \gamma_T^l &= \beta_p \left. \frac{\partial a_p^l(a_{\Delta h}^l, a_T^l)}{\partial a_T^l} \right|_0 \end{aligned} \quad (3.8)$$

Соотношение (3.7) отражает вид функционала a_R^l . Как и в случае с характеристиками β_e, β_p , коэффициенты $\gamma_{\Delta h}^l$ и γ_T^l являются весовыми в том смысле, что они отражают соотношение между влиянием фактора изменения толщины (имеющим больший вес $\gamma_{\Delta h}^l$ для образцов с короткой стадией деформационного упрочнения, как в случае образца 3-№1) и влиянием фактора изменения текстуры (имеющим больший вес для более пластичных образцов, как в случае образца 01П-№3) на остаточную акустическую анизотропию a_R^l .

В соотношении (3.7) сгруппируем слагаемые следующим образом (3.9):

$$[a^l]_{Residual} = [a_0^l + \gamma_T^l a_T^l]_{texture} + [\beta_e a_e^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]_{strain}, \quad (3.9)$$

где группа компонент (скобка) $[\beta_e a_e^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]_{strain}$ связана с изменением геометрии и напряженного состояния, группа $[a_0^l + \gamma_T^l a_T^l]_{texture}$ – с изменением текстуры и анизотропией упругих модулей материального объема.

До момента интенсивного накопления повреждений при $\sigma \leq \sigma_{пр}$, можно приближенно считать полную акустическую анизотропию равной остаточной: $a_{\Sigma}^l \cong a_R^l$. При упругой разгрузке материала, компонента $\beta_e a_e^l$ от упругих деформаций равна нулю ($\beta_e a_e^l = 0$). Введем для случая упруго-разгруженного состояния ($\varepsilon^e = 0$) понятие промежуточной остаточной анизотропии a_{Ri}^l (индекс i – от “intermediate”). Для a_{Ri}^l будет справедливо соотношение (3.10):

$$a^l|_{\varepsilon^e=0} \cong a_0^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l + \gamma_T^l a_T^l = a_{Ri}^l, \quad (3.10)$$

В случае одноосного монотонного упруго-пластического растяжения с упругой разгрузкой и последующим нагружением, этапы измерения остаточной акустической анизотропии a_{Ri}^l можно обозначить как:

$$[(a_0^l, 0)]^0 \rightarrow [(a_0^l, a_S^l)]^1 \rightarrow [(a_{Ri}^l), \{(a_{Ri}^l) = (a_0^l, a_P^l) = (a_0^l, a_S^l) | a_E^l = 0\}]^2 \rightarrow \dots$$

где a_E^l – компонента, отражающая вызванную только упругими деформациями анизотропию: $a_S^l(a_E^l, 0) = a_E^l$.

Формулы (3.7) и (3.10) показывают, остаточная анизотропия a_R^l и ее промежуточные значения a_{Ri}^l не являются независимыми характеристиками материальной среды (как и состояния материала $[(a_R^l)]$ и $[(a_{Ri}^l)]$), поскольку они состоят из компонент a_0^l нулевого $[(a_0^l, 0)]$ и компонент $\beta_e a_e^l$, $\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l$, $\gamma_T^l a_T^l$ деформированного $[(a_0^l, a_S^l)]$ состояний и представляют собой их комбинации (полную для a_R^l или неполную для a_{Ri}^l суммы).

3.1.4 Учет влияния поврежденности в записи функционала локальной акустической анизотропии

Как было показано в опытах на циклическую прочность корсетных образцов, возникающее при накопления повреждений металла неоднородное распределение остаточной акустической анизотропии a_R^l в точках, расположенных вдоль оси образца, наблюдается еще на этапе приложения чистых упругих деформаций в рамках одного цикла нагружения, когда остаточных пластических деформаций в металле не возникает (к моменту

наступления $N = 50000$ циклов нагружения). Эта стадия испытаний была условно названа “многоцикловой”, ее целью являлось насыщение образца микродефектами (порами, трещинами). Измерения на данном этапе осуществлялись всякий раз на уже разгруженном образце, то есть упругая деформационно-обусловленная анизотропия была равна нулю: $a_E^l = 0$. Однако остаточная анизотропия не была равна начальной акустической анизотропии материала: $a_R^l \neq a_0^l$. Необходимо ввести дополнительную компоненту, отвечающую за поврежденность, которая не входит ни в a_0^l , ни в a_S^l . Поскольку до сих пор остаточная анизотропия a_R^l не рассматривалась как независимая характеристика, а включала в себя только компоненты начального и деформированного состояний (a_R^l соответствовала упруго-разгруженному состоянию $\varepsilon^e = 0$), через нее также не может быть выведена составляющая, связанная с поврежденностью. Обозначим ее как a_D^l (от “ a_{Damage}^l ”). Объединение составляющей от поврежденности с деформационно-обусловленной компонентой a_S^l в общем случае является некорректным, поскольку не позволит описать случай деградации механических свойств материалов в условиях отсутствия внешних приложенных напряжений. К такому случаю можно отнести, например, коррозионные испытания на разрушение в насыщенном сероводородом водном растворе (НІС-коррозия).

В случае малоцикловой усталости, до стадии интенсивного разрушения материала, можно приближенно считать, что все изменение текущей (полной) акустической анизотропии материала связано с поврежденностью: $\Delta a^l \cong \Delta a_D^l$. Это относится к первой части проведенных усталостных экспериментов на алюминиевых образцах, для которых можно сказать, что материал переходит из своего начального ненагруженного неповрежденного состояния в текущее ненагруженное поврежденное:

$$[(a_0^l, 0, 0)]^0 \rightarrow [(a_0^l, a_D^l, 0)]^1$$

Очевидно, что эффект от повреждений a_D^l при измеренном начальном распределении a_0^l хорошо наблюдается на данной (“многоцикловой”) стадии испытаний. Он также различается по порядку величины по сравнению с эффектом от локализации пластических деформаций (на Рис. 2.58 и Рис. 2.59). Разделим условно все повреждения материала на две группы: на поверхностные, локализованные в тонком поврежденном поверхностном слое металла (со свободной границей) толщиной $h_D \ll h$ (где h – толщина металла, h_D – слой порядка нескольких характерных размеров зерна), и на объемные, к которым относятся все остальные повреждения. Соотнесем с каждой из двух условно введенных групп дефектов соответствующие характеристики поврежденности: $D_{surface}$ (для поверхностных) и D_{volume} (для объемных). Совокупность всех таких дефектов – и поверхностных, и объемных – вносит свой вклад в изменение упругих модулей материала, а, следовательно, и в анизотропию скоростей упругих поперечных волн ортогональной поляризации. Эта наведенная повреждениями акустическая анизотропия и будет обозначаться как a_D^l . С учетом введенных формулировок, можем представить ее как функцию двух компонент $a_D^l(a_{D_{surface}}^l, a_{D_{volume}}^l)$ или, в компактном виде: $a_D^l = a_D^l(a_{D_s}^l, a_{D_v}^l)$.

Как показали опыты по удалению поврежденного поверхностного слоя, в процессе пластического разрушения алюминиевых образцов наблюдается соотношение $a_{D_s}^l \gg 0, a_{D_v}^l \cong 0$. То же оказывается верно и в случае малоцикловой усталости. При многоцикловой усталости величины $a_{D_s}^l$ и $a_{D_v}^l$ оказываются соразмерны. При коррозионных испытаниях влияние объемной поврежденности на акустическую анизотропию a_D^l превосходит эффект от насыщенного микродефектами поверхностного слоя: $a_{D_s}^l \cong 0, a_{D_v}^l \gg a_{D_s}^l$.

Первая стадия усталостных испытаний при $\sigma_{цикла} \ll \sigma_T$ соответствует переходу из начального состояния в поврежденное на протяжении $N - 1$ числа циклов упругого нагружения-разгрузки материала:

$$[(a_0^l, 0, 0)]^0 \rightarrow [(a_0^l, a_D^l, a_E^l)]^1 \rightarrow [(a_0^l, a_D^l, 0)]^2 \rightarrow \dots \rightarrow [(a_0^l, a_D^l, a_E^l)]^{N-1} \rightarrow [(a_0^l, a_D^l, 0)]^N,$$

где под a_E^l обозначена упругая деформационно-обусловленная анизотропия в случае, когда компонента от пластических деформаций $a_p^l = 0$, иначе говоря, $a_S^l(a_e^l, 0) = a_E^l$.

Воспользуемся примененным ранее подходом, проведя линеаризацию функционала a_Σ^l в случае упруго-разгруженного ($\varepsilon^e = 0$) поврежденного состояния в отсутствие пластических деформаций, которое ранее было обозначено как $[(a_0^l, a_D^l, 0)]^N$ (3.11):

$$a_\Sigma^l \cong a_0^l + a_D^l = a_0^l + \alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l \quad (3.11)$$

где α_{D_s} и α_{D_v} – коэффициенты (3.12), которые находятся как производные нелинейного функционала $a_D^l(a_{D_s}^l, a_{D_v}^l)$ в нулевом (невозмущенном) состоянии, за которое принимается начальное состояние материала:

$$\begin{aligned} \alpha_{D_s} &= \left. \frac{\partial a_D^l(a_{D_s}^l, a_{D_v}^l)}{\partial a_{D_s}^l} \right|_0 \\ \alpha_{D_v} &= \left. \frac{\partial a_D^l(a_{D_s}^l, a_{D_v}^l)}{\partial a_{D_v}^l} \right|_0 \end{aligned} \quad (3.12)$$

Весовые коэффициенты α_{D_s} и α_{D_v} показывают, в каком соотношении для различных материалов в процессе деформирования соотносятся процессы образования поверхностных или объемных дефектов (повреждений). Таким образом, анизотропия вследствие поврежденности a_D^l находится как (3.13):

$$a_D^l = \alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l \quad (3.13)$$

Как показали последующие исследования при $\sigma_{\text{цикла}} > \sigma_T$ (в рамках “малоциклового” этапа усталостных испытаний), локализация пластических деформаций наблюдалась на тех участках образца, где изменение акустической анизотропии вследствие накопленных микродефектов (при $\sigma_{\text{цикла}} \ll \sigma_T$) оказалось наибольшим. Эту часть испытаний можно описать в рамках следующего перехода:

$$\begin{aligned}
& \dots \rightarrow [(a_0^l, a_D^l, 0)]^N \rightarrow [(a_R^l, a_D^l), \{(a_R^l) = (a_0^l, a_S^l) \mid a_E^l \neq 0\}]^{N+1} = \\
& = [(a_0^l, (a_E^l, a_P^l), a_D^l) = (a_0^l, a_S^l, a_D^l)]^{N+1} \rightarrow \\
& \rightarrow [(a_{Ri}^l, a_D^l), \{(a_{Ri}^l) = (a_0^l, a_P^l) \mid a_E^l = 0\}]^{N+2} = \\
& = [(a_0^l, (0, a_P^l), a_D^l) = (a_0^l, a_P^l, a_D^l)]^{N+2} \rightarrow \dots,
\end{aligned}$$

где $i = \frac{N-1}{2}$ – число циклов разгрузки, a_P^l – неупругая деформационно-обусловленная анизотропия в случае, когда компонента от упругих деформаций $a_E^l = 0$, иначе говоря, $a_S^l(0, a_P^l) = a_P^l$.

Как будет показано далее, запись остаточной акустической анизотропии a_R^l (3.7), не включающая в себя компоненту поврежденности a_D^l , оказывается удобна, поскольку позволяет оценивать величину a_Σ^l после изменения интегральных механических свойств путем удаления поврежденного поверхностного слоя материала.

Обратимся теперь к опытам на одноосное монотонное растяжение на образце из партии 1-№2. Для описания всех изменений полной акустической анизотропии a_Σ^l материала используем следующий переход:

$$[(a_0^l, 0, 0)]^0 \rightarrow [(a_0^l, a_S^l, a_D^l)]^1 = [(a_R^l, a_D^l)]^2$$

В нем фигурируют все введенные ранее составляющие полной акустической анизотропии материала, а именно: 1) начальная a_0^l и 2) деформационно-обусловленная a_S^l компоненты, 3) остаточная акустическая анизотропия a_R^l , а также введенная новая 4) компонента поврежденности a_D^l . Для описания данного типа испытаний необходимо использовать полную форму записи a_Σ^l , отдельные составляющие которого вводились ранее. Полный функционал акустической анизотропии a_Σ^l будет иметь вид (3.14):

$$a_\Sigma^l = a_0^l + \alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l + \beta_e a_e^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l + \gamma_T^l a_T^l \quad (3.14)$$

В случае использования понятия остаточной акустической анизотропии a_R^l (3.7), запись a_Σ^l (3.14) можно сократить до следующей (3.15):

$$a_{\Sigma}^l = a_D^l + a_R^l \quad (3.15)$$

В случае упругой разгрузки конструкции ($\beta_e a_e^l = 0$), акустическая анизотропия a_{Σ}^l будет включать в себя компоненту a_{Ri}^l , вызванную остаточными эффектами от приложения деформаций (например, действием внутренних напряжений), и компоненту a_D^l , обусловленную накопленной поврежденностью материала ($a_{\Sigma}^l = a_D^l + a_{Ri}^l$).

Сравнение результатов измерения акустической анизотропии $a_{\Sigma}^l = a_D^l + a_{Ri}^l$ в образце после усталостного разрушения и разгрузки ($\beta_e a_e^l = 0$) разными датчиками 5 МГц и 6 МГц показывает, что характер распределений остается неизменным, однако меняется уровень a_{Σ}^l . В среднем, разность абсолютных значений, равна $|a_{\Sigma(6 \text{ МГц})}^l - a_{\Sigma(5 \text{ МГц})}^l| = 0.1\%$. Этот факт подтверждается соотношением Бенсона-Рилсона (1.8).

Сгруппируем все составляющие функционала a_{Σ}^l исходя из того, какие физические явления лежат в их основе. Из соотношения (3.15) очевидно, что полная запись компонент a_{Σ}^l соответствует переходу $[(a_R^l, a_D^l)]$. По сравнению с (3.9), в этом случае добавится часть, связанная с поврежденностью (3.16):

$$[a^l]_{\Sigma} = [a_0^l + \gamma_T^l a_T^l]_{texture} + [\beta_e a_e^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]_{strain} + [\alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l]_{damage} \quad (3.16)$$

Или, в другой форме (3.17):

$$[a^l]_{\Sigma} = [a^l]_{Residual} + [\alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l]_{damage} \quad (3.17)$$

3.1.5 Исключение влияния поврежденности при анализе остаточной акустической анизотропии

Рассмотрим процесс удаления поверхностного слоя металла с точки зрения его влияния на результаты измерений акустической анизотропии a_{Σ}^l .

Обратимся к соотношению (3.14). Стальной образец из сплава 14ХГНДЦ и алюминиевый образец из сплава АМц рассматривались после разгрузки и разрушения в результате усталостного многоциклового и монотонного упруго-

пластического нагружения. По этой причине, в обоих случаях вызванная упругими деформациями анизотропия материала отсутствовала: $\beta_e a_e^l = 0$.

В стальном образце естественная поверхность металла (листа горячекатаного проката) не проходила механическую обработку на шлифовальном станке до испытаний, имела высокую шероховатость (в т.ч. наличие следов окалины), была подвержена окислению. При этом образец был изготовлен из горячекатаного проката, поэтому влияние начального текстурирования материала на акустическую анизотропию было близко к нулю. Можно сказать, что начальная акустическая анизотропия металла a_0^l была вызвана преимущественно влиянием поврежденного поверхностного слоя металла: $a_0^l \cong a_{D_{S0}}^l \neq 0$.

Стальной образец (на Рис. 2.50) испытывался на многоцикловую усталость и выдержал до разрушения $N = 5$ млн циклов нагружения, а значит приращения пластических деформаций в рамках одного цикла нагружения практически не наблюдалось. Исключением являются последние циклы перед разрушением образца, однако измерения распределения акустической анизотропии (на Рис. 2.51) осуществлялись на удалении от области разрыва. По этой причине, $\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l \cong 0$ и $\gamma_T^l a_T^l \cong 0$. Концентрация условных “объемных” повреждений материала (в соответствии с введенным ранее условным разделением) оказывается значительно ниже концентрации “поверхностных” повреждений (пор, трещин), локализованных в тонком поврежденном слое металла. Во всех участках, за исключением непосредственно области разрыва образца, справедливым будет считать $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l \gg \alpha_{D_v} a_{D_v}^l$, поэтому эффектом от второй компоненты можно пренебречь. Противоположное соотношение $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l \ll \alpha_{D_v} a_{D_v}^l$, как уже было сказано, наблюдается при коррозионных испытаниях. Таким образом, суммируя, акустическая анизотропия стального образца $a_{\Sigma Fe}^l$ после его разрушения приближенно равна:

$$[a^l]_{\Sigma Fe} \cong [a_{D_{S0}}^l + \alpha_{D_s} a_{D_s}^l]_{damage}^l$$

В алюминиевом образце (на Рис. 2.17) из холоднокатаного проката начальная анизотропия $a_0^l \neq 0$ вследствие влияния начальной текстуры, эффект от которой сопоставим по порядку величины с деформационно-обусловленной акустической анизотропией материала. При этом влияние начальных поверхностных повреждений металла оказывается минимально ($a_{D_{S0}}^l \cong 0$), что показали опыты по предварительной машинной шлифовке образцов. В ходе испытаний на разрыв наблюдается изменение текстуры материала ($\gamma_T^l a_T^l \neq 0$) и его толщины, неоднородное по образцу ($\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l \neq 0$) вследствие необратимой пластической деформации. При этом влияние поверхностных дефектов металла на $a_{\Sigma Al}^l$ по сравнению с объемными по-прежнему отличается на порядки величины ($\alpha_{D_s} a_{D_s}^l \gg \alpha_{D_v} a_{D_v}^l$), поэтому вторыми можно пренебречь ($\alpha_{D_v} a_{D_v}^l \cong 0$). В таком случае, акустическая анизотропия алюминиевого образца $a_{\Sigma Al}^l$ после разрушения равна:

$$[a^l]_{\Sigma Al} \cong [a_0^l + \gamma_T^l a_T^l]_{texture}^I + [\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]_{strain}^{II} + [\alpha_{D_s} a_{D_s}^l]_{damage}^{III}$$

Удаление поврежденного поверхностного слоя стального образца в ходе механической шлифовки на станке приводит к тому, что неоднородное распределение акустической анизотропии стремится к нулевому уровню ($[a^l]_{\Sigma Fe}|_{grinding} \rightarrow 0$) за счет нивелирования эффекта от поверхностной поврежденности, которое оказывается определяющим по сравнению с другими факторами, влияющими на акустическую анизотропию:

$$[a^l]_{\Sigma Fe}|_{grinding} \cong [a_{D_{S0}}^l + \alpha_{D_s} a_{D_s}^l]_{damage}^I|_{grinding} \rightarrow 0$$

Можно сказать, что стальной образец после разрушения путем многоциклового усталости и удаления поверхностного слоя принимает акустически-изотропное состояние (на Рис. 2.53).

В случае алюминиевого образца, послойное удаление поврежденного поверхностного слоя ручной шлифовкой приводит к тому, что распределение

акустической анизотропии $[a^l]_{\Sigma Al}$ (на Рис. 2.55) существенно меняется по величине, но в исходное состояние до деформирования не возвращается:

$$[a^l]_{\Sigma Al}|_{grinding} \cong [a_0^l + \gamma_T^l a_T^l]^I_{texture} + [\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]^{II}_{strain} \neq 0$$

$$[\alpha_{D_s} a_{D_s}^l]^{III}_{damage}|_{grinding} \rightarrow 0$$

Это видно по изменению распределений на Рис. 2.55: в областях, где происходила локализация пластических деформаций и наблюдается корреляция между характером акустической анизотропии $a_{\Sigma Al}^l$ и характером изменения толщины образца (см. также Рис. 2.32 и Рис. 2.33), влияние поврежденного поверхностного слоя затухает на большем отдалении от изначального распределения a_0^l , нежели на тех участках, где эффект локализации был меньшим (в частности, в точке №5 образца). Это вызвано значительным вкладом компоненты $[\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]^{II}_{strain}$, связанной с изменением длины акустического пути распространения поперечных волн (толщины Δh на Рис. 2.32). При этом, несмотря на то, что эффект от влияния текстуры оказывается меньше эффекта от локализации пластических деформаций, им нельзя пренебречь в данном случае: $[a_0^l + \gamma_T^l a_T^l]^I_{texture} < [\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]^{II}_{strain}$.

Проведенные эксперименты показывают, что влияние поврежденного поверхностного слоя металла на результаты измерения акустической анизотропии a_{Σ}^l оказывается определяющим (случай стального образца) или существенным (случай алюминиевого образца), и пренебречь его влиянием нельзя, поскольку он сопоставим по уровню значений с влиянием прочих факторов. При этом он оказывает влияние не только в разгруженном состоянии материала, но, очевидно, и в нагруженном, что, в свою очередь, влияет на результаты акустической диагностики. Для его исключения влияния $a_{D_{S0}}^l$ начальной и $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l$ приобретенной поверхностной поврежденности можно воспользоваться способом удаления тонкого поврежденного поверхностного

слоя металла с контролем значений акустической анизотропии вплоть до момента стабилизации распределений a_{Σ}^l при послойной шлифовке.

3.2 Связь между акустической анизотропией и поврежденностью

3.2.1 Количественная оценка поврежденности на основании данных об акустической анизотропии

В предыдущих разделах было показано, что поврежденность материала оказывает значительное влияние на результаты измерений акустической анизотропии. До настоящего момента подробно рассматривалось влияние поврежденного поверхностного слоя (компонента $a_{D_{surface}}^l$), однако, это верно и для дефектов, залегающих в глубине материала (компонента $a_{D_{volume}}^l$). Таким образом, открывается возможность для получения количественных оценок величины поврежденности материала, накопленной в процессе эксплуатации, по результатам ультразвуковых измерений. Для этого необходимо установить связь между поврежденностью, акустической анизотропией и скоростями продольных и поперечных упругих волн.

Для описания свойств поврежденного материала было использовано понятие тензора эффективных напряжений $\bar{\sigma}$, которое фигурирует в механике континуальных повреждений. Он был впервые введен в Л.М. Качановым и Ю.Н. Работновым для описания явления, связанного с сокращением площади материала, на которую действуют напряжения, ввиду возникновения и роста микродефектов (трещин, пор). Это приводит к росту влияния внутренних (эффективных) напряжений на элементы среды. Тензор эффективных напряжений $\bar{\sigma}$ необходим для того, чтобы связать осредненные внутренние напряжения с напряжениями Коши σ через параметр поврежденности.

Исследуемый в работе стальной и алюминиевый прокат характеризуются значительной анизотропией начальных свойств, что исключает возможность использования скалярной (изотропной) поврежденности D , меняющейся одинаково во всех направлениях. В случае

одноосного растяжения проката, накопление поврежденности приобретает анизотропный характер, поскольку рост начальных и возникновение новых микротрещин в процессе деформации происходит перпендикулярно направлению действия главных напряжений, совпадающих с направлением приложения растягивающей нагрузки. Этот эффект может усиливаться ортотропией упругих свойств (упругих модулей) материала.

Введем поврежденность как долю площади поперечного сечения призматического образца, занятую дефектами. В изотропном случае поврежденность D является скалярной величиной, и ее можно выразить через отношение δS_D суммарной площади δS дефектов к площади произвольным образом ориентированной элементарной площадки: $D = \delta \bar{S} / \delta S$. В случае анизотропной поврежденности, тензор $\mathbf{D}$ вводится из аналогичных соображений, но с учетом выбора нормалей в нагруженном материале с учетом повреждений $\bar{\mathbf{n}}$ и без их учета $\mathbf{n}$ (3.18):

$$(\mathbf{E} - \mathbf{D}) \cdot \mathbf{n} \delta S = \bar{\mathbf{n}} \delta \bar{S}, \quad (3.18)$$

где $\mathbf{E}$ – единичный тензор.

Направления действия главных эффективных напряжений $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ и напряжений Коши $\boldsymbol{\sigma}$ совпадают, а, значит, верно и следующее:

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} \delta S = \bar{\boldsymbol{\sigma}} \cdot \bar{\mathbf{n}} \delta \bar{S}$$

С учетом (3.18), для описания анизотропной поврежденности материала связь эффективных напряжений $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ с напряжениями Коши $\boldsymbol{\sigma}$ осуществляется через тензор поврежденности $\mathbf{D}$ (3.19):

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} \cdot (\mathbf{E} - \mathbf{D})^{-1} \quad (3.19)$$

В общем случае, для описания связи между тензором эффективных напряжений $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ и тензором напряжений Коши $\boldsymbol{\sigma}$, используется тензор влияния поврежденности ${}^4\mathbf{M}$:

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = {}^4\mathbf{M} \cdot \boldsymbol{\sigma}$$

Использование тензора 4M необходимо для установления связи между тензорами упругих модулей ${}^4C_0^e$ неповрежденной среды (для нее $\bar{\sigma} = {}^4C_0^e \cdot \bar{\varepsilon}$) и ${}^4C^e$ поврежденной среды (для нее $\sigma = {}^4C^e \cdot \varepsilon$). Для этого может быть использована гипотеза эквивалентности деформаций ($\bar{\varepsilon} = \varepsilon$), в рамках которого тензор $\bar{\sigma}$ выбирается таким, чтобы его действие на элементарный представительный объем неповрежденного материала приводило к возникновению таких же деформаций, что и в случае приложения напряжений Коши σ к аналогичному объему поврежденного материала. Применение данной гипотезы позволяет связать между собой два тензора упругих модулей простым соотношением:

$${}^4C^e = {}^4M^{-1} \cdot {}^4C_0^e$$

Однако тензор эффективных напряжений $\bar{\sigma}$ (3.19) оказывается в общем случае несимметричным. Для его симметризации используются различные схемы, главным образом, явные и неявные, которые, в свою очередь, делятся на аддитивные и мультипликативные. Сравнение результатов расчета эффективных напряжений согласно различным схемам симметризации тензора $\bar{\sigma}$ подробно приведены в работе А.С. Семенова [230], в которой была предложена обобщенная форма их представления. Автором был сделан вывод о том, явная аддитивная схема симметризации дает наиболее близкие оценки по отношению к несимметричному тензору эффективных напряжений. Она предполагает следующую форму (3.20) записи тензора $\bar{\sigma}$:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{2} [(E - D)^{-1} \cdot \sigma + \sigma \cdot (E - D)^{-1}] \quad (3.20)$$

В случае использования формы записи $\bar{\sigma}$ (3.20), тензор влияния поврежденности 4M имеет следующий вид:

$${}^4M = \frac{1}{4} [\overline{E \otimes} (E - D)^{-1} + \underline{E \otimes} (E - D)^{-1} + (E - D)^{-1} \overline{\otimes E} + (E - D)^{-1} \underline{\otimes E}],$$

где $\overline{\otimes}$ и $\underline{\otimes}$ – символы непрямого диадного умножения. Если записать тензор 4M в главных осях тензора поврежденности $D = D_1 n_1 \otimes n_1 + D_2 n_2 \otimes n_2 +$

$D_3 \mathbf{n}_3 \otimes \mathbf{n}_3$, то, с учетом симметризованного тензора эффективных напряжений $\bar{\sigma}$ (3.20), можно получить диагональную матрицу $[M]$, компоненты которой находятся через главные поврежденности материала D_1, D_2, D_3 в виде (3.21):

$$[M] = \begin{bmatrix} \frac{1}{1-D_1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1-D_2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1-D_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{1}{1-D_1} + \frac{1}{1-D_2} \right) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{1}{1-D_2} + \frac{1}{1-D_3} \right) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{1}{1-D_3} + \frac{1}{1-D_1} \right) \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

После того, как были введены основные характеристики континуальной поврежденности, может быть решена задача о распространении плоской монохроматической волны в упругой поврежденной среде в направлении N . Рассмотрим случай, когда волна распространяется вдоль направления $N = \mathbf{n}_3$ тензора поврежденности (по толщине материала перпендикулярно поверхности). Поскольку в случае проката можно считать, что оси упругой анизотропии (ортотропии) совпадают с осями поврежденности, то задача нахождения фазовых скоростей распространения волн в поврежденной среде с модулем упругости ${}^4C^e = {}^4M^{-1} \cdot {}^4C_0^e$ сводится к нахождению решения уравнения $\det(N \cdot {}^4M^{-1} \cdot {}^4C_0^e \cdot N - \rho V^2)$ для принимающего диагональный вид акустического тензора. Тензор упругих модулей ${}^4C_0^e$ начально неповрежденного материала характеризуется константами Ламе λ и μ (3.22):

$${}^4C_0^e = \lambda E \otimes E + \mu (E \bar{\otimes} E + E \underline{\otimes} E) \quad (3.22)$$

Диагональные компоненты $\{M_{11}, M_{22}, M_{33}, M_{44}, M_{55}, M_{66}\}$ матрицы $[M]$ соответствуют компонентам тензора напряжений $\{\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \tau_{12}, \tau_{23}, \tau_{31}\}$. Такая организация симметризованных матриц обуславливает дальнейшую связь между скоростями упругих волн, напряжениями и поврежденностями в силу особенностей проявления акустоупругого эффекта: имеют место связи $\sigma_{33} \leftrightarrow M_{33} \leftrightarrow V_3$ для продольной волны, $\tau_{23} \leftrightarrow M_{55} \leftrightarrow V_2$ для поперечной

волны, поляризованной поперек направления действия напряжений Коши, а также $\tau_{31} \leftrightarrow M_{66} \leftrightarrow V_1$ для поперечной волны, действующей вдоль направления действия напряжений Коши. Скорости упругих волн (поперечных V_1, V_2 и продольной V_3) принимают вид (3.23):

$$\begin{aligned} V_1 &= \sqrt{M_{66}^{-1} C_{0_{66}}^e \rho_0^{-1}} \\ V_2 &= \sqrt{M_{55}^{-1} C_{0_{55}}^e \rho_0^{-1}} \\ V_3 &= \sqrt{M_{33}^{-1} C_{0_{33}}^e \rho_0^{-1}} \end{aligned} \quad (3.23)$$

где ρ_0 – плотность неповрежденного материала.

Поскольку, в соответствии с полученным ранее видом (3.21) матрицы влияния поврежденности $[\mathbf{M}]$, ее компоненты M_{33}, M_{55}, M_{66} известны и равны:

$$\begin{aligned} M_{33} &= \frac{1}{1 - D_3} \\ M_{55} &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{1 - D_2} + \frac{1}{1 - D_3} \right) \\ M_{66} &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{1 - D_3} + \frac{1}{1 - D_1} \right), \end{aligned}$$

то, с учетом формы тензора упругих модулей ${}^4\mathbf{C}_0^e$ неповрежденного материала (3.22), уравнения (3.23) примут окончательный вид (3.24):

$$\begin{aligned} V_1 &= \sqrt{\frac{2\mu (1 - D_1)(1 - D_3)}{\rho_0 (2 - D_1 - D_3)}} \\ V_2 &= \sqrt{\frac{2\mu (1 - D_2)(1 - D_3)}{\rho_0 (2 - D_2 - D_3)}} \\ V_3 &= \sqrt{\frac{(\lambda + 2\mu)(1 - D_3)}{\rho_0}} \end{aligned} \quad (3.24)$$

Предположим, что возникающая анизотропия свойств материала вызвана только анизотропным характером роста поврежденности в процессе деформации. Иначе говоря, рассмотрим переход $[(a_0^l, 0, 0)]^0 \rightarrow [(a_0^l, a_D^l, 0)]^1$, который обсуждался ранее на примере усталостных испытаний образцов из алюминиевого проката (так называемый “многоцикловый” этап испытаний). Если исключить из результатов измерений компоненту a_0^l , связанную с начальной анизотропией акустоупругих свойств, то в условиях чистого упругого нагружения материала все приращение полной акустической анизотропии a_Σ^l можно рассматривать как результат влияния поврежденности:

$$a_\Sigma^l - a_0^l = a_D^l$$

Обозначим начальные скорости ультразвуковых волн в неповрежденном материале как $V_{10} = V_{20} = \sqrt{\mu/\rho_0}$, $V_{30} = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho_0}$ в соответствии с известными соотношениями линейной теории упругости. Тогда, с учетом (3.24), в случае явной аддитивной симметризации тензора эффективных напряжений $\bar{\sigma}$, поврежденности D_1, D_2, D_3 будут определяться через скорости ультразвуковых волн V_1, V_2, V_3 поврежденного материала по формулам (3.25):

$$\begin{aligned} D_1 &= 1 - (2(V_1/V_{10})^{-2} - (V_3/V_{30})^{-2})^{-1} \\ D_2 &= 1 - (2(V_2/V_{20})^{-2} - (V_3/V_{30})^{-2})^{-1} \\ D_3 &= 1 - (V_3/V_{30})^{-1} \end{aligned} \quad (3.25)$$

С учетом подстановки начальных скоростей упругих волн (3.26):

$$\begin{aligned} D_1 &= 1 - \left(\frac{2\mu}{V_1^2 \rho_0} - \frac{\lambda + 2\mu}{V_3^2 \rho_0} \right)^{-1} \\ D_2 &= 1 - \left(\frac{2\mu}{V_2^2 \rho_0} - \frac{\lambda + 2\mu}{V_3^2 \rho_0} \right)^{-1} \\ D_3 &= 1 - \frac{V_3^2 \rho_0}{\lambda + 2\mu} \end{aligned} \quad (3.26)$$

Соотношения (3.25), (3.26) справедливы для случаев одноосного и двухосного напряженного состояния и тензора поврежденности $\mathbf{D}$, который

имеет диагональный вид. Они не говорят о том, каким образом дефекты располагаются в объеме материала, а именно являются ли они поверхностными и тем самым определяют величину $a_{D_{surface}}^l$, или же относятся к объемным, будучи удаленными от свободной поверхности образца на расстоянии свыше нескольких характерных размеров зерна d , определяя тем самым величину $a_{D_{volume}}^l$ акустической анизотропии a_{Σ}^l . В соответствии с формулой (3.18), уравнения для расчета главных поврежденностей D_1, D_2, D_3 в целом определяют компоненту поврежденности a_D^l при измерениях акустической анизотропии. Разделение вклада величин $a_{D_s}^l$ и $a_{D_v}^l$ может быть осуществлено путем удаления поврежденного поверхностного слоя металла, что уже было рассмотрено ранее.

Если обратиться к уравнениям для скоростей поперечных волн V_1, V_2 в поврежденном материале (3.24) и, в соответствии с соотношением (2.1), найти акустическую анизотропию a_D^l по определению, то окажется, что для ее расчета как функционала поврежденности $a_D^l(D_1, D_2, D_3)$ необходимо будет использовать в общем случае нелинейное соотношение. Можно рассмотреть два частных случая и получить для них простые приближенные оценки поврежденности по известным значениям акустической анизотропии.

Если предположить, что практически вся поврежденность материала, возникающая в процессе деформирования, связана с дефектами, локализованными в поверхностном слое металла (в случае алюминиевого проката это в целом так), то в этом случае компонента D_3 может приближенно считаться равной нулю: $D_3 \cong 0$. Это является следствием формул (3.26), согласно которым к повреждениям, локализованным в объеме материала, оказывается чувствительна только продольная волна V_3 , в то время как изменение поперечных волн V_1, V_2 определяется именно поврежденностью поверхностного слоя (в линейном приближении). Ранее, аналогичный эффект наблюдался в опытах Н.Е. Никитиной [131,132,133] по нанесению ионно-плазменного покрытия нитрида титана на поверхность рабочих лопаток

авиационного газотурбинного двигателя. Скорости поперечных волн V_1, V_2 оказывались чувствительны к изменению свойств материала лопаток после нанесения слоя покрытия толщиной 5 микрон, что приводило к изменению полной акустической анизотропии лопаток в 3 раза [131,132,133]. Аналогичное влияние, но уже в случае разрыхления материала вследствие развития микротрещин в поверхностном слое толщиной порядка одного среднего размера зерна, описывается соотношениями (3.26).

В рамках опытов на алюминиевом прокате можно считать, что тензор напряжений σ соосен с тензором поврежденности D . Это обусловлено и особенностями приложения растягивающей нагрузки, и анизотропным характером микрорастрескивания образцов в процессе упруго-пластического деформирования и усталостного разрушения. Исходя из этого, рассмотреть (при $D_3 \cong 0$) два модельных случая: 1) однонаправленно поврежденного материала (ему соответствуют образцы, вырезанные вдоль направления проката, которое совпадает с направлением действия растягивающих напряжений σ) и 2) двунаправленно поврежденного материала с системой ортогональных трещин (ему соответствует случай образцов, вырезанных поперек направления проката). Учет направления проката оставляет возможность рассматривать начальную поверхностную поврежденность $a_{D_{S_0}}^l$ материала в состоянии до нагружения как ненулевое значение компоненты a_D^l :

$$a_D^l \cong a_{D_{S_0}}^l + \alpha_{D_S} a_{D_S}^l$$

Однонаправленно поврежденный материал предполагает только одну ненулевую компоненту поврежденности $D_1 \neq 0, D_2 = D_3 = 0$ (то есть $D = D_1 \mathbf{n}_1 \otimes \mathbf{n}_1$). Это можно представить в виде начально однородного материала с системой одинаково ориентированных параллельных трещин, расположенных перпендикулярно направлению растягивающей одноосно действующей нагрузки $\sigma = \sigma_{11} \mathbf{i} \otimes \mathbf{i}$.

Значение компоненты D_1 тензора поврежденности будет определяться средним размером (длиной) микротрещин и расстоянием между ближайшими

трещинами (неповрежденной “перемычкой” между ними). В этом случае $D_2 = D_3 = 0$, а, значит, соотношения для скоростей волн примут вид (3.27):

$$\begin{aligned} V_1 &= \sqrt{((1 - D_1)^{-1} + 1)^{-1} 2\mu/\rho_0} \\ V_2 &= V_{20} = \sqrt{\mu/\rho_0} \\ V_3 &= V_{30} = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho_0} \end{aligned} \quad (3.27)$$

Из (3.27) видно, что изменение претерпевает только одна скорость поперечной волны V_1 , ориентированная вдоль направления $\mathbf{i}$ действия нагружения соосно нормали $\mathbf{n}_1$ тензора поврежденности. Подстановка (3.27) в формулу акустической анизотропии $a = (V_1 - V_2)/((V_1 + V_2)/2)$ позволяет получить ее запись в виде функционала (3.28) одной главной компоненты тензора поврежденности $a^l = a^l(D_1)$:

$$a^l(D_1) = \frac{2 \left(\sqrt{(1 - D_1)} - \sqrt{\left(1 - \frac{D_1}{2}\right)} \right)}{\sqrt{(1 - D_1)} + \sqrt{\left(1 - \frac{D_1}{2}\right)}} \quad (3.28)$$

В случае, если поврежденность материала мала ($D_1 \ll 1$) и материал далек от момента разрушения, формула (3.28) дает приближенную оценку $a^l(D_1)$ акустической анизотропии (3.29):

$$a^l(D_1) \cong D_1/4 \quad (3.29)$$

Материал с системой ортогональных трещин (двунаправленно поврежденный) соответствует случаю $D_1 \neq 0, D_2 \neq 0, D_3 = 0$ (при этом $0 < D_1 \leq 1, 0 < D_2 \leq 1$). В этом случае тензор поврежденности принимает вид $\mathbf{D} = D_1 \mathbf{n}_1 \otimes \mathbf{n}_1 + D_2 \mathbf{n}_2 \otimes \mathbf{n}_2$. Если $D_1 \ll 1, D_2 \ll 1$, исходя из аналогичных соображений, можно получить аналогичную оценку $a^l(D_1, D_2)$ (3.30):

$$a^l(D_1, D_2) \cong \frac{D_2 - D_1}{4} \quad (3.30)$$

Таким образом, влияние систем микротрещин отражается на изменении эффективных упругих свойств материала, что приводит к различному

изменению скоростей упругих волн и возникновению акустической анизотропии, знак которой зависит от преимущественной ориентации микротрещин относительно направления действия нагрузки. В соответствии с формулами (3.29) и (3.30), влияние поврежденности на акустическую анизотропию является эффектом первого порядка, а потому оно не может быть исключено из рассмотрения при проведении неразрушающего контроля.

Приближенные оценки поврежденности (3.29) и (3.30) могут быть использованы при экспресс-диагностике текущего состояния деталей машин и элементов конструкций. На Рис. 3.1 и Рис. 3.2 показаны результаты расчета поврежденностей D_1, D_2 по формулам (3.25) и акустической анизотропии по (3.30) при одноосном растяжении образца 04 партии №3 в случае различных схем симметризации тензора эффективных напряжений, рассмотренных в работе [230]. Максимальное расхождение теоретических оценок, рассчитанных по явной аддитивной схеме симметризации, и экспериментальных значений акустической анизотропии, составило 4.88%.

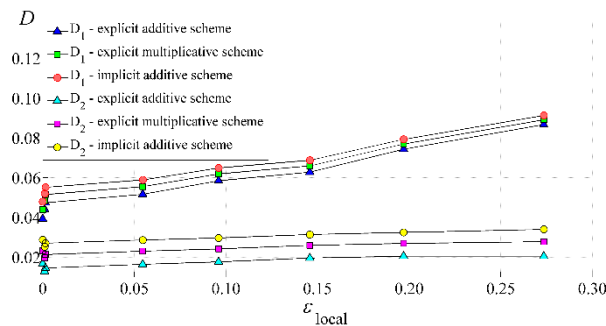


Рис. 3.1 Поврежденность D_1 в алюминиевом образце 04 партии №3 с ростом упруго-пластических деформаций.

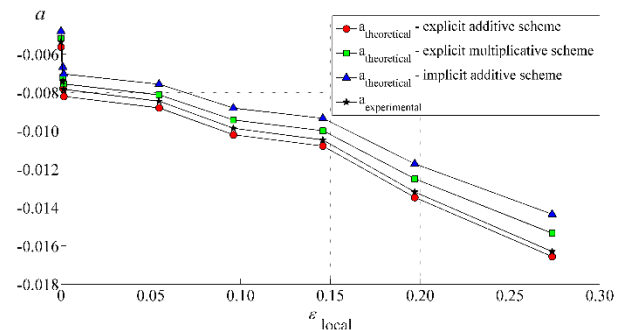


Рис. 3.2 Зависимость акустической анизотропии от деформаций в образце 04-№3 и ее сравнение с оценками по формуле (3.29).

3.2.2 Описание свойств представительного объема материала в пространстве состояний акустической анизотропии

Ранее было предложено ввести соответствие $\bar{a}^l = \bar{a}^l(v^l) \leftrightarrow v^l = v^l(\bar{a}^l)$ показывающее, что акустическая анизотропия не только является

характеристикой акустоупругих свойств локального представительного объема материала, но и связана с ним взаимно-однозначным образом. Таким образом, был осуществлен переход от описания свойств материального объема к описанию его полной акустической анизотропии a_{Σ}^l как функционала, связанного с его осредненными механическими (упругими) характеристиками.

Было показано, что акустическая анизотропия как количественная характеристика акустоупругого эффекта может возникать и менять свою величину в результате действия разнонаправленных факторов, имеющих различную физическую природу. Это отражает соотношение (3.14), в котором перечислены компоненты полной акустической анизотропии a_{Σ}^l . В ходе испытаний наблюдались эффекты локализации повреждений в тонком поврежденном поверхностном слое металла, неоднородности начальной анизотропии в недеформированном материале, нелинейной зависимости от приложенных деформаций и другие эффекты, свидетельствующие о невозможности рассмотрения параметра a_{Σ}^l как единой характеристики. Для адекватной интерпретации результатов ультразвуковой диагностики требуется отдельный анализ причин, вызывающих изменение полной акустической анизотропии материала $a_{\Sigma}^l = a_{\Sigma}^l(a_0^l, a_e^l, a_T^l, a_{\Delta h}^l, a_{D_s}^l, a_{D_v}^l)$.

Все введенные компоненты связаны с конкретными состояниями материала, в рамках которых связанные с ними эффекты могут проявляться либо не проявляться (см. пример стального и алюминиевого образцов при механическом удалении поврежденного поверхностного слоя). Иначе говоря, именно наступление тех или иных состояний материала определяет появление ненулевых компонент при описании полной акустической анизотропии a_{Σ}^l .

С учетом соотношения (3.16) можно сказать, что текущее (полное) состояние локальной акустической анизотропии материала $[A_{\Sigma}^l]$ складывается из комбинации трех состояний:

1) состояния, вызванного изменением текстуры в процессе деформирования, включающего в себя начальную акустическую анизотропию материала: $[A^L]_{texture} = [a_0^l + \gamma_T^l a_T^l]_{texture} = [A_T^L];$

2) состояния, вызванного накоплением поверхностных и объемных дефектов (ростом поврежденности металла):

$$[A^L]_{damage} = [\alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l]_{damage} = [A_D^L];$$

3) состояния, вызванного изменением длины акустического пути L (в случае призматических образцов – изменением толщины материала Δh) вследствие упругих деформаций или необратимых пластических деформаций: $[A^L]_{strain} = [\beta_e a_e^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]_{strain} = [A_S^L].$

Эту комбинацию можно представить в виде записи (3.31):

$$[A_\Sigma^L] = [A_T^L] + [A_D^L] + [A_S^L] \quad (3.31)$$

Соотношение (3.31) означает, что описание любой текущей конфигурации свойств представительного объема материала может быть произведено относительно трех независимых состояний, каждое из которых описывается ограниченным числом параметров локальной акустической анизотропии, связанной с данным представительным объемом.

Может быть получена альтернативная (3.31) форма, включающая в себя остаточное (3.32) или промежуточное (3.33) состояния значений параметра акустической анизотропии:

$$[A_\Sigma^L] = [A_D^L] + [A_R^L] \quad (3.32)$$

$$[A_\Sigma^L] = [A_D^L] + [A_{Ri}^L] \big|_{\varepsilon^e=0} \quad (3.33)$$

Состоянию $[A_R^L]$ соответствуют изменения a_Σ^l в двумерной системе координат. В этом случае, вертикальная ось (ось ординат) может быть связана с изменением напряженно-деформированного состояния $[\beta_e a_e^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l]_{strain}$ материального объема, горизонтальная ось (ось абсцисс) – отвечать за

начальное положение и его смещение вследствие изменения текстуры материала $[a_0^l + \gamma_T^l a_T^l]_{texture}$ при пластической деформации.

Исходя из форм (3.32) и (3.33), можно сказать, что “остаточными” $[A_R^l]$ или $[A_{Ri}^l]$ являются состояния материала $[A_\Sigma^l]$ после исключения влияния поврежденности на акустическую анизотропию. В этом случае состояние $[A_D^l]$ может не рассматриваться. Этому соответствует, например, случай удаления поврежденного поверхностного слоя металла (компонента $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l$) после любого воздействия на материал, снижающего концентрацию в нем объемных дефектов (компонента $\alpha_{D_v} a_{D_v}^l$). В то же время, учет поврежденности материала $[\alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l]_{damage}$ требует введения дополнительной оси и перехода к описанию акустической анизотропии в трехмерной системе координат.

В Таблице 3.1 приведено соответствие между состояниями акусто-механических свойств материала (строки) и соответствующими компонентами акустической анизотропии (столбцы).

Таблица 3.1. Связь между состояниями акусто-механических свойств материального объема и компонентами акустической анизотропии

Состояние / компонента	a_0^l	$\gamma_T^l a_T^l$	$\beta_e a_e^l$	$\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l$	$\alpha_{D_s} a_{D_s}^l$	$\alpha_{D_v} a_{D_v}^l$
A_T^l	+	+	–	–	–	–
A_S^l	–	–	+	+	–	–
A_D^l	–	–	–	–	+	+
A_R^l	+	+	+	+	–	–
A_Σ^l	+	+	+	+	+	+

Введем следующие названия состояний: A_T^l – начальное и/или текстурированное, A_S^l – деформационно-обусловленное, A_D^l – поврежденное, A_R^l – остаточное, A_Σ^l – полное.

Резюмируем основные выводы из анализа результатов измерений акустической анизотропии в рамках проведенных экспериментов.

Каждому представительному объему материала, размеры которого определяются исходя из стабильности результатов ультразвуковых измерений, может быть приписана акустическая анизотропия как осредненная характеристика его механических свойств и текущего состояния. Характер деформирования представительного объема определяет то, каким образом он меняет свои свойства, а, значит, то, каким образом меняется его акустическая анизотропия как функционал данных свойств. Ввиду разнообразия путей и причин изменения скоростей упругих поперечных волн, а также многообразия различных путей деформирования материала, акустическая анизотропия не является однородной величиной, а формируется как результат суммарного влияния отдельных факторов, связанными со своими компонентами анизотропии. В общем случае эта связь имеет нелинейный вид, а каждая из компонент описывается своим нелинейным дифференциальным уравнением в частных производных или системой таких уравнений.

В рамках проведенных опытов значения компонент находились экспериментально, поскольку вид данных уравнений (систем уравнений) неизвестен, а их влияние, ввиду слабой нелинейной связи, рассматривается в виде линейной суммы в общей записи полной акустической анизотропии. Таким образом, меняющиеся в зависимости от характера деформирования свойства представительного объема, рассматриваются в линейной сумме акустической анизотропии (3.14) через изменение соответствующих им компонент. Разным путям деформирования соответствует переход от одних групп компонент акустической анизотропии к другим. Исходя из выбора компонент и их комбинаций, могут быть введены в рассмотрение состояния параметров акустической анизотропии, объединенные на основании общих физических явлений. Независимыми среди них являются три: связанное со строением материального объема A_T^L (начальное, оно же текстурированное), связанное с характером его деформирования A_S^L (оно же деформационно-обусловленное) и связанное с возникновением и ростом внутренних дефектов

A_D^L (оно же поврежденное), связанное с росту реально действующих на неповрежденные элементы представительного объема внутренних напряжений. Остальные комбинации компонент либо состояний являются зависимыми. В частности, к их числу относится остаточное A_R^L и полное A_Σ^L состояния акустической анизотропии.

Это позволяет свести описание изменения механических свойств материального объема к изменению положения материальной точки на криволинейной траектории в пространстве состояний $[A_T^L, A_D^L, A_S^L]$. Другими словами, задача ультразвуковой диагностики материальной среды может быть сведена к анализу траектории изменения функционала акустической анизотропии a_Σ^L в трехмерном пространстве $[A_T^L, A_D^L, A_S^L]$. Особенностью данного решения является то, что для описания характера изменения компонент данных состояний могут быть использованы методы и подходы, разработанные ранее в области акустоупругости $[A_S^L]$, акустопластичности $[A_T^L]$ и акустоповрежденности $[A_D^L]$.

3.3 Выводы из Главы 3

В Главе 3 обобщены результаты экспериментальных исследований, представленные в Главе 2, предложен подход к описанию акустической анизотропии как локальной характеристики представительного объема металла, а также использованы подходы континуальной механики разрушения для установления количественной связи между акустической анизотропией и поврежденностью. Результаты исследований опубликованы в работах [3,10,14-16,18,19].

На основании данных Главы 3 можно сделать следующие выводы:

- Локальная акустическая анизотропия связана с его деформационной микроструктурой (текстурой), упруго-пластическими деформациями, а также наличием объемных и поверхностных повреждений и может быть

представлена в виде линейной суммы из шести компонент, описывающих различные состояния представительного объема металла.

- Использование модели материала с анизотропной континуальной поврежденностью позволяет количественно оценить объемную плотность микротрещин, используя результаты измерений скоростей ультразвуковых волн в металле в изначальном (неповрежденном) и деформированном (поврежденном) состояниях.

Далее необходимо установить, как разделить влияние накопленных в металле пластических деформаций и поверхностной поврежденности на величину акустической анизотропии.

На защиту выносятся следующие положения Главы 3:

5. Математическая модель, связывающая главные значения тензора поврежденности с акустической анизотропией материала с однонаправленно и двунаправленно ориентированными поверхностными микротрещинами.

Глава 4. Определение пластических деформаций и поврежденности в металле на основании акустической анизотропии

4.1 Применение подхода к анализу угловых диаграмм акустической анизотропии для решения задач ультразвуковой диагностики

4.1.1 Определение ориентации осей анизотропии и осей главных напряжений с помощью угловых диаграмм акустической анизотропии

Испытания на одноосное растяжение, описанные ранее в разделе 2.2.2, выявили нелинейную природу изменения акустической анизотропии с ростом деформаций металла на фоне неоднородной по пространству начальной анизотропии упругих модулей. В рассмотренных опытах направление действия нагрузки было заранее известно, определены главные напряжения и их оси, а скорости поперечных волн ориентированы строго вдоль них. Этот модельный случай хорошо описан в теории акустоупругости, поскольку для него связь между скоростями волн и напряжениями получается в упрощенной форме и описывается соотношениями Фукуока (1.15). Более общим является случай, когда направления действия главных напряжений в материале заранее неизвестно. Это затрудняет применение соотношений акустоупругости даже в предположении об одноосном или двухосном характере плоского напряженного состояния (ПНС) исследуемой детали или конструкции.

Для определения осей главных напряжений и калибровки относительно них направлений поляризации скоростей поперечных волн в соответствии с действующими стандартами [193,194], был разработан подход, основанный на расчете и анализе угловых диаграмм акустической анизотропии. Близким к нему является способ построения индикатрис скоростей волн Лэмба, предложенный научной группой В.В. Муравьева при изучении тонколистового проката [219,220].

Для расчета угловых диаграмм акустической анизотропии используется плоская поперечная волна, направленная вдоль оси n_3 по толщине материала, плоскость распространения которой определяется осью n_1 . В начальном состоянии ось n_1 волны 1 (она совпадает с продольной осью датчика) и продольная ось $n_{||}$ образца расположены коллинеарно друг другу. Для исследуемого участка наносится разметка с равным шагом $\Delta\varphi$ по углу (см. точку 8 образца 04 партии №3 на Рис. 4.1). Далее, осуществляется поворот оси n_1 относительно оси $n_{||}$ на угол φ . Начальное значение $\varphi = 0^\circ$ выбирается для угла, соответствующего нулю тригонометрического круга. Положительное изменение $\Delta\varphi > 0$ угла φ отсчитывается при повороте плоскости поляризации поперечной волны против часовой стрелки (на Рис. 4.2). Шаг, с которым осуществляется поворот, отсчитывается от 90° по формуле (4.1):

$$90^\circ/m = 2\Delta\varphi, \quad (4.1)$$

где m – целое число ($m = 1, 2, 3 \dots$).

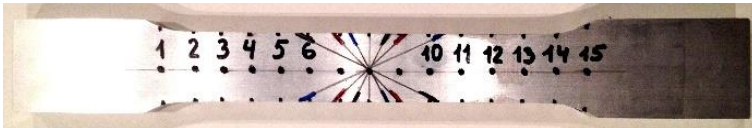


Рис. 4.1 Разметка в образце партии №3 для построения угловых диаграмм.

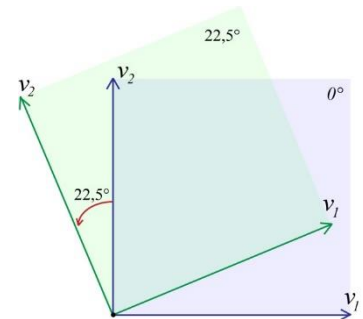


Рис. 4.2 Направление поворота осей.

Измерения временных задержек рекомендуется проводить одним пьезоэлектрическим блоком путем его поворота либо с помощью многокристальных (лепестковых) пьезодатчиков, устройство которых позволяет осуществлять излучение волн в различных направлениях при фиксированном положении излучателя. Требуется выполнение условия на малые вариации акустической анизотропии при одних и тех же значениях угла φ , что контролируется в начале и конце каждого этапа измерений.

Для расчета угловых диаграмм необходима иная форма записи формулы для акустической анизотропии (2.1). Можно сказать, что в процессе измерений наблюдается поперечная волна, скорость которой V меняется при повороте плоскости ее поляризации на угол φ . В начальном положении, когда $\Delta\varphi = 0^\circ$ (пусть $m = 2$), она представляет собой скорость V_1 :

$$V^{2 \cdot m \cdot \Delta\varphi} |_{\Delta\varphi=0, m=2} = V_1^{0^\circ},$$

при повороте на угол 90° ($\Delta\varphi = 22.5^\circ$) она становится волной V_2 :

$$V^{2 \cdot m \cdot \Delta\varphi} |_{\Delta\varphi=22.5^\circ, m=2} = V_2^{90^\circ},$$

что соответствует случаю, когда орт n_1 волны 1 совпадает с ортом n_2 волны 2, ориентированным в перпендикулярном направлении, и с ортом $n_\perp$ поперечной оси образца. Примем в качестве угла антисимметрии $\varphi = 90^\circ$, а в качестве угла симметрии $\varphi = 180^\circ$, и введем следующее обозначение (4.2):

$$\varphi = 2 \cdot m \cdot \Delta\varphi \quad (4.2)$$

Для расчета акустической анизотропии в форме Буденкова-Никифорова (1.26) необходимо выполнение условия на ортогональность волн (4.3):

$$a^\varphi = (V^\varphi - V^{\varphi+90^\circ}) / ((V^\varphi + V^{\varphi+90^\circ}) / 2) \quad (4.3)$$

При поляризации волны $V^{2 \cdot m \cdot \Delta\varphi}$ вдоль направления действия одноосной растягивающей нагрузки (главного напряжения σ_1 , случай $\Delta\varphi = 0^\circ$), формула (4.3) принимает известный вид (4.4):

$$a^{0^\circ} = (V^{0^\circ} - V^{90^\circ}) / ((V^{0^\circ} + V^{90^\circ}) / 2) = (V_1 - V_2) / ((V_1 + V_2) / 2) \quad (4.4)$$

Измерения при значениях $\Delta\varphi \neq 0^\circ$ позволяют получить информацию об акустической анизотропии при отличных от $\varphi = 0^\circ$ углах ориентации системы ортогонально поляризованных поперечных волн V^φ и $V^{\varphi+90^\circ}$, где $\varphi = 2m\Delta\varphi$. Таким образом, целью подхода к построению угловых диаграмм является изучение акустической анизотропии a^φ при повороте системы $\{V^\varphi, V^{\varphi+90^\circ}\}$ плоских поперечных волн относительно осей нагружения и осей анизотропии материала. С учетом перехода к расчету величины a^{0° через временные

задержки, предложенной Бобренко и Куценко (1.28), соотношение (4.4) примет вид (4.5):

$$a^\varphi = (t^{\varphi+90^\circ} - t^\varphi) / ((t^{\varphi+90^\circ} + t^\varphi) / 2) \quad (4.5)$$

Аналогично находится (4.6) при $\varphi = 0^\circ$:

$$a^{0^\circ} = (t^{90^\circ} - t^{0^\circ}) / ((t^{90^\circ} + t^{0^\circ}) / 2) = (t_2 - t_1) / ((t_2 + t_1) / 2) \quad (4.6)$$

Исследование угловых диаграмм позволяет анализировать начальную и деформационно-обусловленную анизотропию скоростей поперечных волн в материале (на Рис. 4.3). Диаграммы акустической анизотропии могут строиться как на Рис. 4.4, когда все значения акустической анизотропии взяты по модулю ($|a^\varphi|$), либо с учетом знака, который сменяется на противоположный при повороте системы $\{V^\varphi, V^{\varphi+90^\circ}\}$ на 90° (4.7):

$$a\{V^{\varphi+90^\circ}, V^{\varphi+180^\circ}\} = -a\{V^\varphi, V^{\varphi+90^\circ}\} \quad (4.7)$$

Напротив, поворот системы $\{V^\varphi, V^{\varphi+90^\circ}\}$ на 180° для любого угла φ приводит к симметричному преобразованию (4.8):

$$a\{V^{\varphi+180^\circ}, V^{\varphi+270^\circ}\} = a\{V^\varphi, V^{\varphi+90^\circ}\} \quad (4.8)$$

Использование правил (4.7) и (4.8) позволяет строить угловые диаграммы акустической анизотропии a^φ для диапазона углов $[0^\circ, 360^\circ]$.

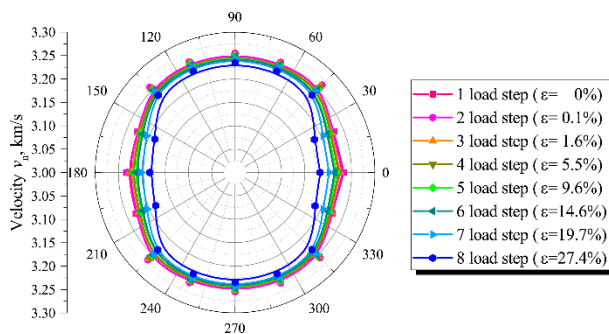


Рис. 4.3 Угловые диаграммы скоростей поперечных волн образца партии №3 с ростом деформаций.

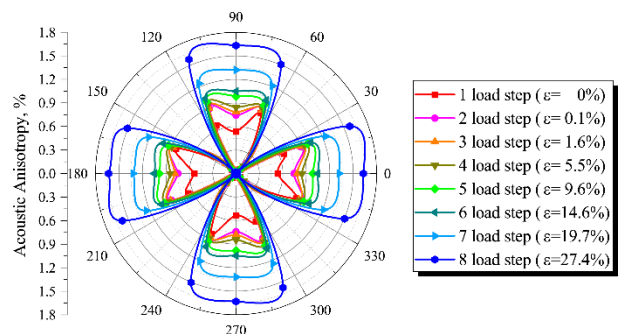


Рис. 4.4 Угловые диаграммы модуля акустической анизотропии образца партии №3 с ростом деформаций.

Подход к построению угловых диаграмм был применен в опытах на растяжение алюминиевого образца 04 из партии №3 (на Рис. 4.1), вырезанного

поперек проката. Испытания на одноосное (вдоль оси $n_{||}$) жесткое ступенчатое нагружение проводились на машине INSTRON-8801 (на Рис. 2.11). Образец был разгружен без разрушения после больших пластических деформаций (осевая деформация $\varepsilon^{e-p} = 16.6\%$) до достижения предела прочности $\sigma_{пр}$.

Измерения временных задержек осуществлялись в центральной точке образца (точка 8 на Рис. 4.1) при 7 значениях углов φ с равным шагом $\Delta\varphi = 22.5^\circ$ в диапазоне $0^\circ \div 157.5^\circ$. При построении угловых диаграмм a^φ использовалось соотношение (4.5), а также правила симметрии (4.8) и антисимметрии (4.7). Серия угловых диаграмм, полученных по итогам 7 этапов нагружения образца при фиксированных значениях деформаций ε^{e-p} , представлена на Рис. 4.5. Локальные деформации материала измерялись в зоне установки пьезодатчиков с помощью высокочувствительного тензодатчика.

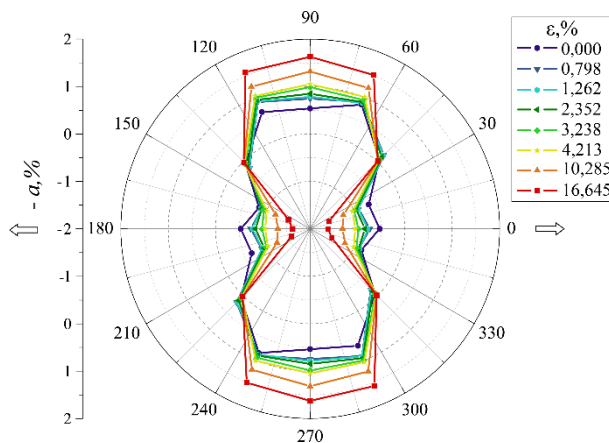


Рис. 4.5 Угловые диаграммы с учетом знака акустической анизотропии образца 04-№3 с ростом деформаций.

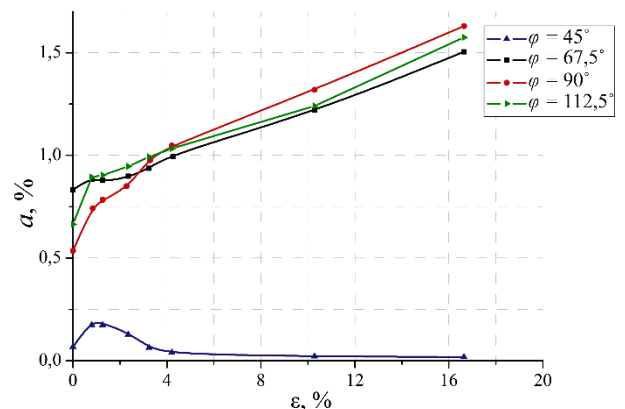


Рис. 4.6 Акустическая анизотропия для отдельных углов φ поворота системы поперечных волн $\{V^\varphi, V^{\varphi+90^\circ}\}$ в образце 04-№3.

Исходя из вида диаграмм на Рис. 4.5 можно сделать вывод о том, что характер углового распределения акустической анизотропии a^φ определяется эффектом от начальной анизотропии упругих модулей, которая выражается компонентой начальной акустической анизотропии a_0^φ . На нее накладывается эффект деформационно-обусловленной анизотропии $a_S^\varphi(a_e^\varphi, a_p^\varphi)$, вызванный

наличием упруго-пластических деформаций ε^{e-p} . В случае алюминиевого проката эти составляющие полной анизотропии a_{Σ}^{φ} оказываются сопоставимы между собой по абсолютной величине: $a_{\Sigma}^{\varphi}/a_0^{\varphi} \cong 1$.

Воспользуемся формулой (3.14) для случая, когда плоскости распространения поперечных волн были ориентированы с учетом известного направления действия нагрузки. Это соответствовало выбору угла $\varphi = 0^{\circ}$ поворота системы ортогональных волн $\{V^{\varphi}, V^{\varphi+90^{\circ}}\}$, то есть начального положения $\Delta\varphi = 0^{\circ}$ в соответствии с формулой (4.4). Исходя из Рис. 4.5 видно, что неоднородный характер локальной акустической анизотропии проявляет себя в разной степени в зависимости от выбранного угла поворота φ ортогональных поперечных волн $\{V^{\varphi}, V^{\varphi+90^{\circ}}\}$. Это, в свою очередь, должно быть отражено в соотношении для полной акустической анизотропии a_{Σ}^{φ} (4.9):

$$a_{\Sigma}^{\varphi} = a_0^{\varphi} + \beta_e a_e^{\varphi} + \beta_p a_p^{\varphi} \quad (4.9)$$

Аналогичным образом требуется модернизировать формулы (3.11) и (3.14) с учетом поворота на угол φ . В соотношении (4.9) опущены верхние индексы l , ранее указывавшие на локальный характер значений анизотропии a_{Σ}^{φ} , выполняемый в границах области измерений. Это условие сохраняется и для угловых диаграмм. Их характер значительно отличается при исследовании соседних участков материала (см. Рис. 4.8).

Ранее было показано, что начальная акустическая анизотропия не может рассматриваться в качестве постоянной характеристики ввиду высокой локальной неоднородности свойств металлического проката. Результаты построения диаграмм при $\varepsilon^{e-p} = 0\%$ (на Рис. 4.5) свидетельствуют о необходимости учета углового распределения a_0^{φ} , который позволяет установить ориентацию осей ортотропии материала и избежать ошибок при определении начального уровня акустоупругих свойств в соответствии с действующими стандартами [193,194].

Рассмотрим изменение компоненты a_S^φ с ростом деформаций ε^{e-p} для углов $\varphi_1 = 45^\circ$, $\varphi_2 = 67.5^\circ$, $\varphi_3 = 90^\circ$ и $\varphi_4 = 112.5^\circ$. Наибольшие значения деформационно-обусловленной анизотропии наблюдаются для угла $\varphi_3 = 90^\circ$ и равны $a_S^{90^\circ} = 1.095\%$. Расположенные по обе стороны от φ_3 с шагом $\Delta\varphi = \pm 22.5^\circ$ величины $a_S^{\varphi_2}$ и $a_S^{\varphi_4}$ дают значения анизотропии $a_S^{67.5^\circ} = 0.671\%$ и $a_S^{112.5^\circ} = 0.911\%$. Их отличие может быть вызвано асимметрией напряженного состояния в процессе испытаний, когда растяжение образца осуществляется только с верхнего захвата испытательной машины, в то время как нижний остается неподвижным, представляя собой жесткую заделку.

В то же время, для угла $\varphi_1 = 45^\circ$ значения анизотропии не превышают $a_S^{45^\circ} \leq 0.125\%$, а с ростом деформаций выше уровня $\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% \geq 0.8\%$ и вовсе начинают убывать к величине, близкой к нулю (на Рис. 4.6). Таким образом, направление поворота системы ортогональных поперечных волн $\{V^\varphi, V^{\varphi+90^\circ}\}$ на угол $\varphi = 45^\circ$, а также смежные с ним направления, полученные по формулам (4.7) и (4.8), оказываются нечувствительными к величине ε^{e-p} за границами малых упруго-пластических деформаций ($\varepsilon^{e-p} \cdot 100\% < 1\%$). Это означает, что даже погрешность в пределах $10^\circ \div 20^\circ$ при установке акустического датчика относительно ориентации осей σ_1, σ_2 может привести к большим ошибкам при проведении акустической тензометрии. Для определения фактического расположения осей главных напряжений может быть использован подход к построению угловых диаграмм акустической анизотропии a^φ .

4.1.2 Обнаружение анизотропной поврежденности в металлическом прокате с помощью угловых диаграмм акустической анизотропии

Рассмотрим влияние неоднородной поверхностной $a_{D_s}^l$ и объемной $a_{D_v}^l$ поврежденности на акустическую анизотропию на примере опытов на образце 5 из партии №1, разрушенного при одноосном растяжении.

Исследования проводились на образце после разгрузки в результате пластического разрушения (разрыва). Было размечено $n = 8$ участков, расположенных на расстоянии $l = 24$ мм друг от друга (на Рис. 4.7). Толщина образца до нагружения составляла, в среднем, величину $\overline{h_0} = 20.5$ мм. После разрушения, наблюдалось монотонное убывание толщины от $h_1 = 20.4$ мм в точке №1 до $h_1 = 16.8$ мм в точке №7.

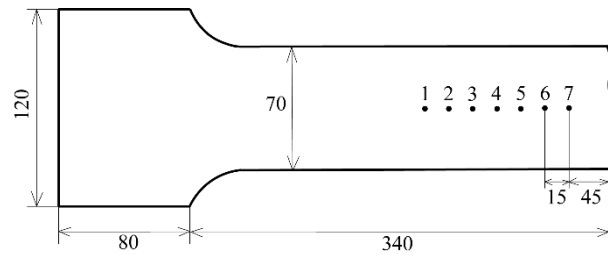


Рис. 4.7 Схема расположения точек в образце 5 партии №1 после разрушения.

Были получены качественные картины распределений акустической анизотропии для углов поворота ультразвукового датчика на $\varphi = 0^\circ, 22.5^\circ, 45^\circ, 67.5^\circ, 90^\circ, 112.5^\circ, 135^\circ$ и 157.5° при его последовательном перемещении от точки №1 (расположенной у галтельного перехода в месте закрепления образца захватами испытательной машины) до точки №7 и дополнительной точки №8 вблизи места разрушения (на Рис. 4.8 не отмечена).

На Рис. 4.8 представлены угловые диаграммы без их симметричного отображения из предположения $a^{\Delta\varphi} = a^{\Delta\varphi+180^\circ}$. Можно видеть, как в уже разрушенном и разгруженном образце от одного участка измерений к другому наблюдается эволюция угловых диаграмм с образованием характерных изломов, предположительно, вызванных влиянием накопленных в результате пластического разрушения микрповреждений. Как показали дальнейшие исследования, при анализе данных удобнее строить симметричные диаграммы, в случае на Рис. 4.4 или Рис. 4.5, поэтому рекомендуется использовать именно такую их форму.

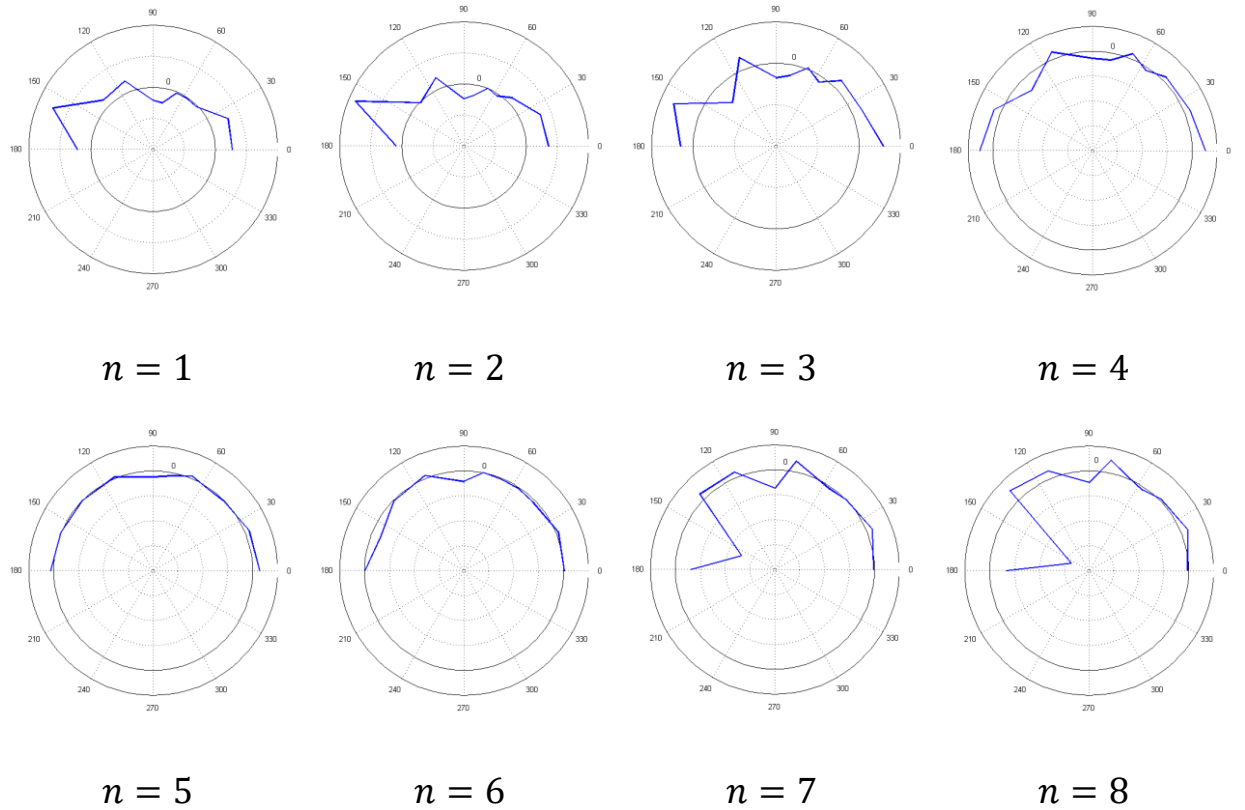


Рис. 4.8 Диаграммы акустической анизотропии в $n = 8$ точках образца 5-№1 после разрушения»

Очевидно, что после снятия обратимых упругих деформаций ($\varepsilon^e = 0$), исчезло влияние только одной компоненты $\beta_e a_e^l = 0$, влияние всех остальных компонент на полную акустическую анизотропию сохраняется:

$$a_{\Sigma}^l \big|_{\varepsilon^e=0} = a_0^l + \alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l + \gamma_T^l a_T^l$$

В случае алюминиевого проката можно пренебречь только компоненты, связанной с объемной поврежденностью, поскольку она значительно меньше эффекта от влияния дефектов в тонком поврежденном поверхностном слое (это было показано ранее в разделе 2.2.5): $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l \gg \alpha_{D_v} a_{D_v}^l \cong 0$. Можно приближенно считать, что в случае рассматриваемого алюминиевого образца:

$$a_{\Sigma Al}^l \big|_{\varepsilon^e=0} \cong a_0^l + \alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l + \gamma_T^l a_T^l$$

Удаление поврежденного поверхностного слоя приводит к исключению влияния компоненты $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l$. Вопрос заключается в том, в какой момент можно считать $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l \cong 0$ с учетом того, что накопление микродефектов в материале

в процессе деформирования происходит неоднородно. При известном начальном распределении a_0^l (либо ее оценке согласно подходам [189]) открывается возможность для определения влияния пластических деформаций $a_p^l = a_p^l(a_{\Delta h}^l, a_T^l)$ на акустическую анизотропию, то есть, в конечном итоге, для определения величины пластических деформаций $\varepsilon^{pl} = \varepsilon^{pl}(a_p^l)$ как таковых.

Для установления момента нивелирования влияния поверхностной поврежденности на результаты акустических измерений ($\alpha_{D_s} a_{D_s}^l \cong 0$), были проведены опыты по шлифовке алюминиевого образца из партии №1 (на Рис. 4.7), которые были дополнены контролем углового распределения акустической анизотропии путем построения угловых диаграмм в точке №5.

Всего было проведено 8 этапов шлифовки с одной стороны образца. Средняя толщина $\overline{\Delta h}$ удаленного слоя на каждом из этапов составила 65, 140, 220, 275, 440, 570, 670 и 690 микрон. Были построены линейные распределения акустической анизотропии в точках вдоль оси образца после этапов 1-4 (на Рис. 4.9) и этапов 5-8 (на Рис. 4.10) шлифования образца. На основании распределений на Рис. 4.9 и Рис. 4.10 на можно сделать вывод о том, что послойное удаление поврежденного поверхностного слоя приводит к неодинаковому изменению акустической анизотропии на различных участках не только по величине, но и по направлению, а также к смене характера распределения $a, \%$ по всему образцу. Так, на этапах 1-4 изменения $\Delta a > 0$ наблюдаются в точках №1-4 ($\Delta a \cong +0.13\%$ по величине), в то время как между точками №5 и №6 имеется участок, при прохождении через который происходит обратное изменение акустической анизотропии $\Delta a < 0$ (в самих точках №5 и 6 $\Delta a \cong \pm 0.03\%$). Смена тренда Δa наступает на этапах 5-8 шлифования, причем сразу по всему образцу ($\Delta a < 0$ становится в точках №1-4 и, наоборот, $\Delta a < 0$ в точках №5-7). Таким образом, влияние поврежденного слоя на $a, \%$ оказывается неоднозначным и имеет затухающий характер – это видно по разности между значениями акустической анизотропии для фиксированных n точек кривых на Рис. 4.10.

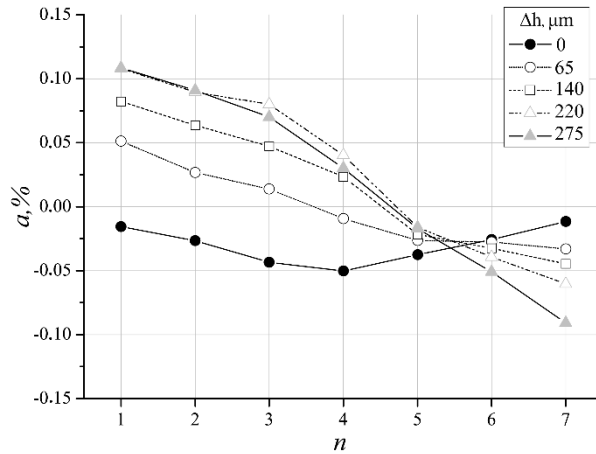


Рис. 4.9 Акустическая анизотропия в образце 5-№1 после 1-4 этапов шлифования.

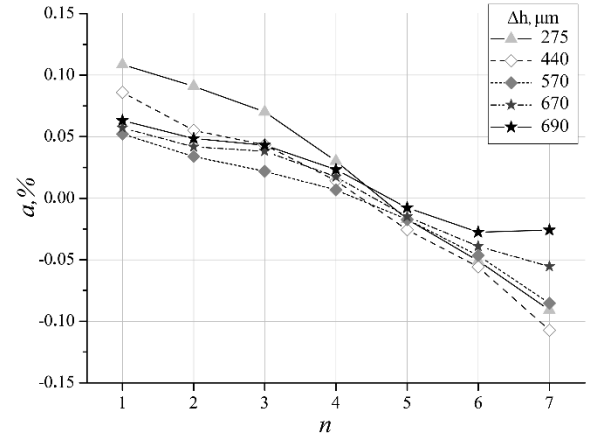


Рис. 4.10 Акустическая анизотропия в образце 5-№1 после 4-8 этапов шлифования.

Затухающий характер влияния на акустическую анизотропию по мере удаления поврежденного поверхностного слоя сверх определенной толщины (предположительно, коррелирующей со средними размерами зерна металла) очевиден при анализе количественных данных. Так, если на этапах 1-3 шлифовки при среднем значении удаленного слоя $\overline{\Delta h_{1-3}} = 220$ микрон максимальное изменение составило $|\Delta a_{\max 1-3}| = 0.124\%$, то после удаления дополнительных $\overline{\Delta h_{4-8}} = 470$ микрон поверхности изменение акустической анизотропии оказалось равным только $|\Delta a_{\max 4-8}| = 0.058\%$.

Характер затухания эффекта по мере удаления от поврежденного поверхностного слоя металла в точках 1-5 образца представлен на Рис. 4.11. Он имеет осциллирующий вид, который качественно сохраняется, однако меняет свою амплитуду при приближении к зоне локализации пластических деформаций вблизи места разрушения (при движении от точки 1 к точке 5 по образцу, см. Рис. 4.7). Очевидно, что по мере удаления от места разрыва, влияние компоненты $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l$ увеличивается. Однако в результате шлифования меняется характер распространения поперечных волн при поляризации в отличных от 0° и 90° направлениях. На Рис. 4.12 представлено семейство угловых диаграмм акустической анизотропии, построенное по результатам измерений в точке 5 на расстоянии 75 мм от места разрыва на этапах №2, 4, 6

и 8 шлифовки образца. Видно, что меняется не только размер и форма, но и ориентация угловой диаграммы, а именно происходит условный “разворот” в положение, соосное с осями анизотропии механических свойств материала.

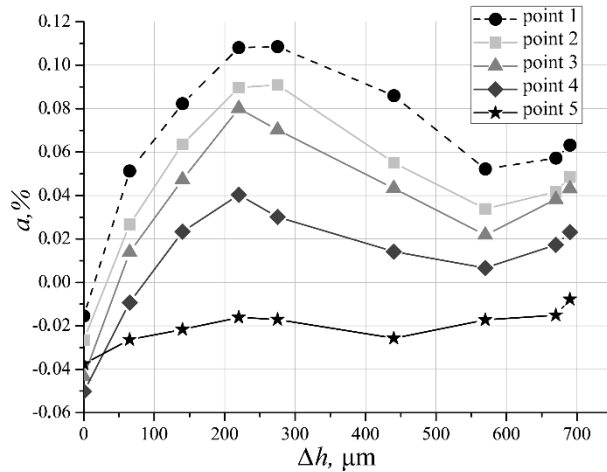


Рис. 4.11 Зависимость анизотропии от толщины сошлифованного слоя в точках 1-5 образца 5-№1.

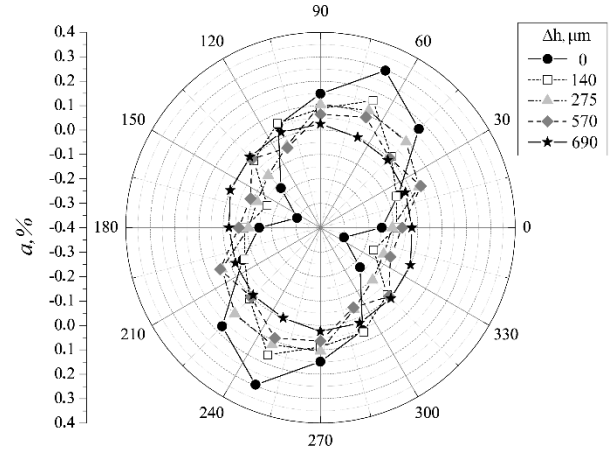


Рис. 4.12 Угловые диаграммы акустической анизотропии в точке №5 до и после 2,4,6 и 8-го этапов шлифования образца 5-№1.

Смена характера угловых диаграмм вызвана ослаблением влияния поврежденного слоя, то есть компоненты $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l$. Можно заметить, что на этапе 8 сохраняется эллиптическая форма диаграммы на Рис. 4.12, вызванная, вероятно, влиянием текстурирования материала – как начального, так и приобретенного в ходе пластического деформирования. Стабилизация формы и размеров угловых диаграмм может являться диагностическим признаком того, что поврежденный поверхностный слой более не оказывает существенного влияния на результаты измерений ($\alpha_{D_s} a_{D_s}^l$), а, значит, это может быть использовано в качестве критерия остановки шлифовки поверхности металла. При этом сильное изменение абсолютной величины акустической анизотропии Δa при шлифовании поверхностного слоя является признаком значительной поврежденности конструкции. Удаление поверхностного слоя металла размером 200 – 300 микрон в большинстве случаев не оказывает влияния на несущую способность промышленных конструкций. Оно может

быть проведено в рамках подготовки поверхности металла к проведению ультразвуковых измерений. В этом случае ($\alpha_{D_s} a_{D_s}^l = \alpha_{D_v} a_{D_v}^l = 0$) появляется возможность оценивать непосредственно влияние пластических деформаций с учетом известных начальных a_0^l и акустоупругих характеристик $\beta_e a_e^l$ в нагруженной конструкции:

$$a_{\Sigma}^l \cong a_0^l + \beta_e a_e^l + (\gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l + \gamma_T^l a_T^l)_{plastic} = a_0^l + \beta_e a_e^l + \beta_p a_p^l$$

Этот случай коррелирует с полученной ранее формулой (3.3).

4.2 Способ определения пластических деформаций и поврежденности в деталях машин и элементах конструкций на основании акустической анизотропии

4.2.1 Содержание и реализация способа

Полный функционал a_{Σ}^l акустической анизотропии, в предположении слабых нелинейных связей между отдельными компонентами, представляет собой линейную сумму (3.14) вида:

$$a_{\Sigma}^l = a_0^l + \alpha_{D_s} a_{D_s}^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l + \beta_e a_e^l + \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l + \gamma_T^l a_T^l$$

Введем новые обозначения, которые будут удобны при проведении натурных измерений. Для этого выделим: 1) акустическую анизотропию, которая наблюдается в материале к моменту начала ультразвуковой диагностики до воздействий на диагностируемую поверхность (A_0); 2) анизотропию, связанную с начальными свойствами ненагруженного материала (A_T); 3) акустическую анизотропию, связанную с упругими деформациями исследуемой детали или участка конструкции (A_y); 4) анизотропию, вызванную пластическими деформациями, а также связанную с объемными повреждениями (A_p); 5) акустическую анизотропию, обусловленную накопленными поверхностными повреждениями материала (A_D); 6) анизотропию, вновь определяемую на очередном n -ом этапе шлифования

материала (A_n). Под новыми обозначениями будем понимать следующие комбинации компонент:

$$\begin{aligned}
 A_0 &= a_{\Sigma}^l \\
 A_T &= a_0^l \\
 A_y &= \beta_e a_e^l \\
 A_p &= \gamma_{\Delta h}^l a_{\Delta h}^l + \gamma_T^l a_T^l + \alpha_{D_v} a_{D_v}^l \\
 A_D &= \alpha_{D_s} a_{D_s}^l
 \end{aligned} \tag{4.10}$$

Таким образом, соотношение (3.14) с учетом (4.10) принимает вид (4.11):

$$A_0 = A_T + A_y + A_p + A_D \tag{4.11}$$

Одной из основных проблем при проведении неразрушающего контроля напряженно-деформированного состояния деталей машин и элементов конструкций является отдельная оценка вклада каждого из слагаемых суммы (4.11). До настоящего времени не было разработано алгоритма определения вклада пластических деформаций A_p при акустоупругих измерениях в случае анизотропных металлов. Эффект от влияния поверхностного поврежденного слоя A_D и вовсе не был однозначным образом установлен. Может быть поставлена задача определения вклада A_p от пластических деформаций и объемных повреждений, наличие которых свидетельствует о деградации механических свойств, в величину полной акустической анизотропии. Ее решение осложняется проведением текущего неразрушающего контроля в процессе непосредственной эксплуатации узлов или конструкций без возможности их предварительной разгрузки.

Для решения данной задачи был разработан способ, заключающийся в сравнении значений акустической анизотропии A_0 и A_n , измеренных в контрольных точках материала до и после шлифования материала на глубину $d \ll h$ (где h – толщина образца) не менее половины от характерного зерна металла (от 50 мкм). В предыдущих разделах было показано, что при удалении

поврежденного поверхностного слоя металла изменению подвергается компонента A_D . В случае, если речь идет об односторонней шлифовке поверхности в районе расположения контрольных точек (при отсутствии возможности шлифования противоположной поверхности материала), поврежденность может быть найдена по приближенной формуле (4.12):

$$A_D = 2(A_0 - A_n) \quad (4.12)$$

В соотношении (4.12) предполагается, что влияние поврежденности с обеих сторон свободной поверхности металла в среднем одинаково. В случае, когда поверхность детали или конструкции, противоположная расположению контрольных точек, может быть отшлифована, величину A_D можно определить из выражения (4.13):

$$A_D = A_0 - A_n \quad (4.13)$$

Значения A_0, A_n и все промежуточные величины A_{n-1} при n циклах шлифования находятся в соответствии с известной формулой Буденкова-Никифорова (1.26) по итогам измерения временных задержек отраженных поперечных волн взаимно ортогональной поляризации (по определению акустической анизотропии A):

$$A = 2 \frac{(t_2 - t_1)}{(t_1 + t_2)} \cdot 100\%$$

Как показали опыты, эффект влияния поврежденного поверхностного слоя металла на акустическую анизотропию быстро затухает по мере удаления от поверхности на величину от 150-250 мкм для алюминиевых образцов и на величину от 50-100 мкм для стальных образцов. Для определения момента, когда шлифование поверхности металла может быть остановлено вследствие уменьшения влияния эффекта от повреждений A_D , может быть использован метод угловых диаграмм. Для получения быстрых приближенных оценок при экспресс-диагностике конструкции достаточно циклического сравнения результатов измерений, при котором циклы шлифования и последующего измерения акустической анизотропии в контрольных точках осуществляются

до наступления последнего цикла шлифования A_n , для которого выполняется условие (4.14):

$$\frac{|A_n - A_{n-1}|}{|A_{n-1}|} < 10\%, \quad (4.14)$$

где под A_{n-1} обозначена акустическая анизотропия на предпоследнем цикле шлифования. Как правило, общая глубина шлифования (с двух сторон образца) не превышает 5-7 характерных размеров зерна d . Число циклов шлифования является варьируемым параметром, поскольку оно зависит от средней глубины шлифования на каждом цикле (не превышает 5-7 итераций при глубине на одном цикле 50 мкм). Необходимым условием является недопущение нагрева шлифуемой поверхности металла на температуру свыше 100°C во избежание изменения ее физико-механических свойств.

В процессе измерений сумма величин $[A_T + A_y]$ из (4.11), как правило, не меняется. Их значения могут быть различны в разных точках материала, по этой причине необходимо выбирать несколько контрольных точек на разных участках диагностируемого объекта. Однако в нагруженном материале величину $A_T + A_y$ можно принимать в качестве постоянного фонового уровня при условии сохранения свойств конструкции (A_T) и величины нагрузки (A_y). После того, как условие (4.14) будет выполнено, можно считать, что найденная по (3.29) и (3.30) величина A_D определена для исследуемой области материала. Это означает, что в сумме (4.11) определены все слагаемые, кроме A_p . Далее, установленное в результате шлифования значение A_D необходимо вычесть из изначального уровня A_0 :

$$A_p + [A_T + A_y] = A_0 - A_D$$

Для получения численных оценок вклада одноосных или двухосных напряжений в величину A_y могут быть использованы известные значения эмпирических коэффициентов упруго-акустической связи, полученные для различных материалов [189]. Средний уровень начальной акустической анизотропии A_T материала определяется по результатам измерений на

слабонагруженном участке конструкции либо может быть вовсе исключен из рассмотрения ($A_T = 0$) при использовании методов безнулевой тензометрии [189]. Таким образом, существующие подходы позволяют определить $[A_T + A_y]$, а проведенные в работе исследования показывают, как исключить влияние A_D . Для расчета величины A_D могут быть использованы приближенные оценки (3.29) и (3.30) в зависимости от преимущественной ориентации систем микротрещин. Для определения вклада пластической деформации A_p в величину акустической анизотропии достаточно совместить указанные подходы, сначала исключив влияние поврежденного поверхностного слоя (этап I), затем определив влияние начальной и упругой деформационной анизотропии (этап II) в соответствии с соотношением (4.15):

$$A_p = [A_0 - A_D]^I - [A_T + A_y]^{II} \quad (4.15)$$

Опыты по проверке соотношения (4.15), были проведены на корсетном образце из партии №1 (на Рис. 4.13) толщиной 20 мм, вырезанном из плиты алюминиевого проката сплава АМц. Начальная анизотропия до испытаний на одноосное нагружение составила $A_T = 0.53 \pm 0.005\%$.

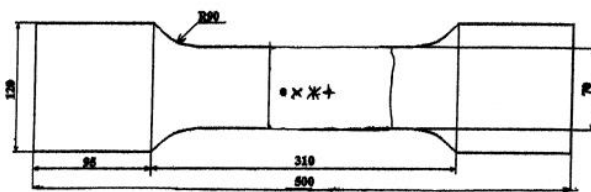


Рис. 4.13 Расположение контрольных точек в образце партии №1.

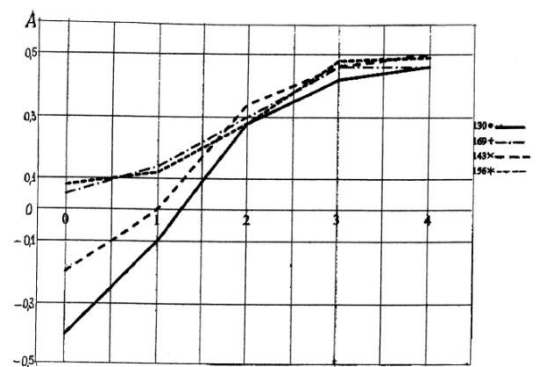


Рис. 4.14 Акустическая анизотропия на этапах 1-4 шлифования образца.

Образец в процессе растяжения приобрел большие остаточные деформации и был разрушен. После разрыва ($A_y = 0$) было проведено 4 этапа шлифования, на каждом из которых в среднем снималось 125 микрон поверхностного слоя с двух сторон образца. Измерения осуществлялись в

контрольных точках 1-4, расположенных на расстоянии 13 мм друг от друга и удаленных на 169, 156, 143 и 130 мм от места разрыва (на Рис. 4.13). Результаты измерения акустической анизотропии до шлифования A_0 и после четырех этапов шлифования $A_1 - A_4$ представлены в Таблице 4.1.

Таблица 4.1. Результаты измерений акустической анизотропии

Номер цикла измерений	Измеренная величина, [единица измерения]	Точка 130 мм	Точка 143 мм	Точка 156 мм	Точка 169 мм
До шлифования	$A_0, [\%]$	-0,4	-0,2	0,08	0,05
1	$A_1, [\%]$	-0,1	0	0,12	0,14
2	$A_2, [\%]$	0,28	0,34	0,28	0,3
3	$A_3, [\%]$	0,42	0,46	0,48	0,45
4	$A_4, [\%]$	0,46	0,5	0,49	0,46

Зависимость акустической анизотропии A_n от толщины удаленного слоя на n этапах шлифования представлена на Рис. 4.14. Из графика видно, что с удалением поврежденного поверхностного слоя величина акустической анизотропии стремится к уровню, который определяется только значениями начальной анизотропии A_T , измеренной до испытаний на разрыв, и значением компоненты A_p от пластических деформаций и объемных повреждений металла, поскольку влияние упругих деформаций в рассматриваемом случае отсутствовало ($A_y = 0$). Результаты определения величины A_D , найденной через разность значений $A_0 - A_4$ по формуле (4.13) для случая двусторонней шлифовки образца, представлена в Таблице 4.2.

Таблица 4.2. Результаты нахождения величины A_D

Расстояние от места разрыва образца до контрольной точки, мм	A_D , %
130	–0,86
143	–0,7
156	–0,41
169	–0,41

Искомая величина A_p находится через разность значений A_0 , A_D и A_T в соответствии с формулой (4.15) с учетом $A_y = 0$. Результаты определения A_p представлены в Таблице 4.3. Из полученных значений видно, что влияние пластических деформаций по сравнению с влиянием поврежденного поверхностного слоя является эффектом второго порядка малости.

Таблица 4.3. Результаты расчетов величины A_p

Расстояние от места разрыва образца до контрольной точки, мм	A_p , %
130	–0,07
143	–0,03
156	–0,04
169	–0,07

Значения параметра A_p могут быть использованы в качестве меры накопленных пластических деформаций в металле при определении напряженно-деформированного состояния деталей машин и элементов конструкций в соответствии с действующими стандартами [193,194].

4.2.2 Практическое применение результатов исследования

Большая часть разработок в линейной акустоупругости основывается на предположении о малом эффекте акустической анизотропии упругих волн. Это позволяет после линеаризации в общем случае нелинейных зависимостей скоростей ультразвука от деформаций получать оценки, приближенные к

реальному напряженно-деформированному состоянию материала. Уравнения Токуока-Сайто (1.13) и Фукуока (1.15) представляют собой пример таких линеаризованных соотношений, полученных в предположении о слабом влиянии анизотропии упругих модулей ($a_0 \ll a(\varepsilon^e - p)$) по сравнению с эффектом от механических напряжений (упругих деформаций). Соотношения метода акустоупругости [189] являются их переложением на область неразрушающего промышленного контроля. В результате их применения удастся получать верифицируемые результаты измерений для ряда сплавов, например, трубных сталей, которым характерна относительно малая начальная анизотропия акустоупругих свойств.

Линейная акустоупругость и ее более позднее расширение на область малых пластических деформаций в виде модели Хирао-Пао (1.17) и ряда теорий акустопластичности, основаны на использовании тех же предпосылок теории конечных деформаций, в которой используется потенциал Мурнагана или его более поздние модификации. Классическая теория упругости не позволяет описать эффект анизотропии поперечных волн и их зависимость от напряжений ($V_1 = V_2$, следовательно $a = 0$). Таким образом, ограничение в виде малой начальной акустической анизотропии материала ($a_0 \cong 0$) изначально заложено не только в данные теории, но в разработанной на их основе приборной и методологической базе в виде действующих стандартов [193,194]. С этим, в частности, связана и конструкция ультразвуковых датчиков прибора ИН-5101А, блоки пьезоэлектрических преобразователей которых находятся на расстоянии более 50 мм друг от друга.

Исследования, проведенные в данной работе, показали, что в случае стального или алюминиевого проката анизотропия упругих модулей, наблюдаемая после изготовления образцов, превышает по абсолютным значениям вклад от деформаций материала (как упругих, так и пластических). На данный факт указывала в своих поздних работах и Н.Е. Никитина [189]. В частности, влияние анизотропии упругих модулей проявлялось в том, что

коэффициенты упруго-акустической связи (КУАС) с ростом деформаций переставали быть константами материала. Материал становился с точки зрения распространения упругих волн нелинейно-анизотропной средой. Это приводит к погрешностям при расчете напряжений методом акустоупругости и требует введения разных КУАС для скоростей волн, поляризованных вдоль и поперек направления проката, а также новых коэффициентов напрямую из уравнений Хьюза-Келли (1.3)-(1.7), в которых константы Мурнагана l, m, n становятся зависимыми от деформаций.

Нарушение требования к малому относительно компоненты от деформаций $a(\varepsilon^{e-p})$ значению начальной акустической анизотропии a_0 материала приводит к потере точности не только метода акустоупругости [189], но и в целом любых основанных на теории конечных деформаций моделей и методов. В то же время, большая часть деталей машин, узлов и элементов конструкций обладает ненулевой анизотропией механических свойств, возникающей в процессе изготовления при прокате, сварке, прессовании и других операциях, причем она имеет изначально неоднородный характер. Она же оказывает влияние на соотношение между скоростями распространения упругих волн ортогональной поляризации в материале. Проблема расхождения теорий акустоупругости с экспериментами привела к появлению моделей акустоповрежденности, учитывающих влияние пластических деформаций [110], а также объем образующихся пор и микротрещин в записи скалярной меры поврежденности [119-127].

В данном диссертационном исследовании начальная неоднородность акустоупругих свойств учитывалась изначально. Поскольку различие скоростей поперечных волн V_1 и V_2 по-прежнему оказывалось малым (их разность не превышала уровень значений 10^{-2}), расчет акустической анизотропии оказывался возможным по формулам Буденкова-Никифорова (1.26) и Бобренко-Куценко (1.28). Существенное отличие между уровнями начальной анизотропии a_0 , измеренной на расстоянии свыше 25 мм,

потребовало модификации способа измерения анизотропии в малой области материала с помощью стандартного оборудования. Было решено исключить использование большой базы акустического датчика (более 50 мм), вместо этого проводя измерения в каждой области материала (размером 12x12 мм) одним и тем же пьезоэлектрическим блоком с его поворотом на 90°. Так исключалось влияние неодинаковых свойств соседних участков материала и каждого из пьезоэлектрических блоков датчика и выполнялось условие применение метода согласно ГОСТ как локального по поверхности и интегрального по толщине.

В этом случае становится естественным переход к рассмотрению не акустоупругих свойств образца в целом (эта концепция нарушается ввиду того, что a_0 не может считаться малой величиной), а его локальной акустической анизотропии a^l как характеристики малых представительных объемов, в сумме представляющих собой материал. Этот переход ($a \rightarrow a^l$) потребовал введения дополнительных слагаемых, каждое из которых учитывает влияние факторов, приводящих к изменению полной акустической анизотропии a_Σ^l материала, которые отражены в записи функционала a_Σ^l (3.14). При этом неоднородное изменение акустической анизотропии наблюдается по всей поверхности материала. Это означает, что исследование эффектов, связанных с пластической деформацией материала и локализацией повреждений, требует исследования акустической анизотропии на макроуровне путем рационального выбора множества участков диагностики при сохранении локальности измерений на каждом из них.

Полученные экспериментальные зависимости $a^l(\varepsilon^{e-p})$ показали, что деформационно-обусловленная акустическая анизотропия $a_S^l = a^l(\varepsilon^{e-p})$ меняется немонотонным образом за границами упругой области, характер которого не следует из линеаризованных соотношений акустопластичности (1.17). При этом в случае алюминиевого проката вклад пластических деформаций в диапазоне $\varepsilon^p \leq 5\%$ является эффектом второго порядка малости

по отношению к эффекту от упругих деформаций ε^e и от начальной анизотропии a_0^l . Влияние пластических деформаций заключается скорее не в “согласованном развороте зерен металла” [189], сколько в неоднородном по образцу изменении толщины и локальной кривизны поверхности материала из-за локализации деформаций.

Значительно большим является влияние поврежденности материала, которое отчетливо проявляется в диапазоне средних и больших пластических деформаций ($\varepsilon^p > 5\%$). Связанная с ней компонента a_D^l может превосходить по абсолютным значениям вклад от остальных факторов, вместе взятых. Известно, что процесс накопления повреждений происходит неоднородно, наиболее интенсивно он наблюдается в местах концентрации напряжений. Это было обнаружено и в рамках проведенных опытов. Новым является установленный факт определяющего влияния повреждений, локализованных в поверхностных и приповерхностных слоях металла толщиной порядка нескольких размеров зерна, на интегральную акустическую анизотропию при несоизмеримых толщинах поврежденного слоя и материала в целом. Оказалось, что механическое удаление слоя толщиной 50-100 мкм позволяет определить величину анизотропии, связанной с внутренними напряжениями и деформациями материала, тем самым обеспечивая использование методики акустической тензометрии в рамках ГОСТ [193,194]. Требование обработки поверхности перед проведением измерений напряженного состояния методом акустоупругости [189] является удобным при проведении технического контроля. Оно не оказывает сколь-нибудь заметного влияния на несущую способность исследуемой детали или конструкции ввиду малой глубины шлифования (50-100 микрон в случае сталей и 200-300 микрон в случае алюминия). С другой, очистка и шлифовка поверхности зачастую являются необходимыми условиями для проведения измерений. Количественные оценки поврежденности, вызванной микрорастрескиванием и дефектообразованием в поверхностном слое и в объеме материала, могут быть получены по

соотношениям (3.29) и (3.30) материала с анизотропной континуальной поврежденностью.

Обнаруженный эффект влияния поверхностного поврежденного слоя лег в основу способа определения вклада пластической деформации в величину акустической анизотропии при измерении в деталях машин и элементах конструкций (патент на изобретение №2648309), который описывает процедуру исключения влияния поверхностной поврежденности $\alpha_{D_s} a_{D_s}^l$ ($\alpha_{D_s} a_{D_s}^l \cong a_D^l$ для алюминиевого проката) на результаты измерения полной акустической анизотропии материала a_Σ^l . В результате, удастся обнаружить и количественно оценить эффект от пластических деформаций и объемных макродефектов, возникновение и рост которых является предвестником близкого разрушения металла. Для получения приближенных оценок поврежденности могут быть использованы формулы (4.12) и (4.13). Для установления характера напряженного состояния локальной области материала может быть использован подход к построению угловых диаграмм акустической анизотропии. Он может быть использован при входном контроле труб, проката, другой металлопродукции, а также материалов, имеющих ориентированную внутреннюю структуру. Требованием при его реализации является обеспечение достаточного качества контакта пьезопреобразователя с поверхностью образца.

4.3 Выводы из Главы 4

В Главе 4 были рассмотрен экспериментальный подход к построению угловых диаграмм акустической анизотропии, позволяющий разделить влияние эффектов от пластических деформаций и поврежденности на результаты ультразвуковых измерений акустической анизотропии, а также был предложен способ определения величины пластических деформаций в деталях машин и элементах конструкций, получивший патент на изобретение. Результаты исследований опубликованы в работах [4,9,12,17].

На основании данных Главы 4 можно сделать следующие выводы:

- Характер угловых диаграмм определяется начальной анизотропией упругих модулей материала, величиной и ориентацией осей главных напряжений, а также степенью накопленной поврежденности материала.
- Анализ изменений характера угловых диаграмм при послойном шлифовании позволяет установить, когда можно пренебречь влиянием поврежденного поверхностного слоя на результаты измерений акустической анизотропии, считая его близким к нулю.
- Влияние поверхностной поврежденности оказывает на порядок больший эффект на акустическую анизотропию, нежели влияние текстуры или остаточных пластических деформаций.
- Для повышения точности результатов акустической тензометрии необходимо исключить влияние поврежденного поверхностного слоя на акустическую анизотропию, что может быть осуществлено путем послойного шлифования металла на глубину нескольких размеров зерна.
- Для определения величины пластических деформаций металла можно воспользоваться алгоритмом циклического сравнения результатов измерений акустической анизотропии, совмещая его с диагностикой угловых диаграмм.

На защиту выносятся следующие положения Главы 4:

1. Результаты применения экспериментального подхода к определению ориентации осей ортотропии, направления действия максимальных механических напряжений и установлению характера анизотропной поврежденности путем построения угловых диаграмм акустической анизотропии в случае металлического проката.
2. Способ определения вклада пластической деформации в величину акустической анизотропии при измерении в деталях машин и элементах конструкции.

Заключительные выводы

В работе на примере стального и алюминиевого металлического проката были исследованы случаи одноосного упруго-пластического и циклического нагружения металлов с сильной начальной ортотропией свойств, накопление поврежденности в которых носит анизотропный характер. Были установлены факторы, влияющие на качественный характер распределений акустической анизотропии и ее количественные значения в результате деформирования металлического проката. Помимо начальной анизотропии упругих свойств, которая сопоставима с величиной упругой деформационно-обусловленной анизотропии в случае технически чистого алюминия, был обнаружен ярко выраженный поверхностный эффект, связанный с влиянием поврежденных подповерхностных и поверхностных слоев металла на величину осредненной по всей толщине акустической анизотропии. Так, влияние слоя порядка 50 микрон в случае сталей и 250-300 микрон в случае алюминия в несколько раз превосходит величину акустической анизотропии остального объема металла толщиной 15-20 мм, вызванную внутренними напряжениями, пластической деформацией, текстурой, изменением толщины и другими факторами, влияние которых было установлено в ходе экспериментов. Применение подходов континуальной механики разрушения позволило установить количественную связь между скоростями ультразвуковых волн в материале с ортотропной поврежденностью, что хорошо описывает случай металлического проката. Полученные приближенные оценки величины акустической анизотропии в металле с накопленной поврежденностью дали совпадение с результатами экспериментов с погрешностью, не превышающей 5%. Для уточнения характера анизотропии механических свойств был предложен подход, основанный на построении угловых диаграмм акустической анизотропии. Он позволяет установить заранее неизвестную ориентацию осей ортотропии в случае металлического проката и определить направления действия

максимальных напряжений. Для уменьшения влияния поверхностной поврежденности на результаты акустической тензометрии и определения величины возникших в процессе эксплуатации пластических деформаций был предложен способ, основанный на циклическом измерении акустической анизотропии при шлифовании поверхности металла, получивший патент на изобретение. Его практическое применение может быть осуществлено на базе существующего оборудования для измерения акустоупругости металлов, используемого при неразрушающем контроле. Способ может повысить точность прогнозов остаточного ресурса и улучшить результаты акустической тензометрии металлических конструкций, что имеет практическую ценность.

Список литературы

1. Беляев А. К., Полянский В. А., Третьяков Д. А. Оценка механических напряжений, пластических деформаций и поврежденности посредством акустической анизотропии // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. 2020. №. 4. С. 130-151.
2. Третьяков Д. А. Акустическая анизотропия на различных стадиях деформационного процесса в металлах // *Diagnostics, Resource and Mechanics of Materials and Structures*. 2020. №. 1. С. 43-56.
3. Семенов А. С., Полянский, В. А., Штукин, Л. В., Третьяков, Д. А. Влияние поврежденности поверхностного слоя на акустическую анизотропию // *Прикладная механика и техническая физика*. 2018. Т. 59. №. 6. С. 201-210.
4. Belyaev A.K., Galyautdinova A.R., Tretyakov D.A. Acoustoelastic Effect During Plastic Deformation of Anisotropic Metals // *International Summer School-Conference “Advanced Problems in Mechanics”*, Cham: Springer International Publishing, 2020, p. 296-302.
5. Tretyakov D.A., Belyaev A.K., Shaposhnikov N.O. Acoustic anisotropy and localization of plastic deformation in aluminum alloys // *Materials Today: Proceedings*, 2020, 30, p. 413-416.
6. Belyaev A. K., Galyautdinova, A. R., Polyanskiy, V. A., Tretyakov, D. A. Skin Effect of Acoustic Anisotropy and Dissolved Hydrogen in Metals // *Advances in Hydrogen Embrittlement Study*, 2021, p. 33-43.
7. Tretyakov D.A., Belyaev A.K., Polyanskiy V.A., Stepanov A.V., Yakovlev Yu.A. Correlation of acoustoelasticity with hydrogen saturation during destruction // *E3S Web of Conferences*, EDP Sciences, 2019, 121, p. 01016.
8. Tretyakov D. A., Belyaev A. K. Surface effect of acoustic anisotropy during plastic deformation of metals // *AIP Conference Proceedings*, AIP Publishing, 2019, 2176(1), p. 020011.

9. Alhimenko A. A., Belyaev A. K., Grishchenko A. I., Semenov A. S., Tretyakov D. A., Polyanskiy V. A., Yakovlev Y. A. Propagation of acoustic waves during the control of hydrogen-induced destruction of metals by the acoustoelastic effect // 2018 Days on Diffraction (DD), IEEE, 2018, p. 11-16.
10. Belyaev A.K., Polyanskiy V.A., Semenov A.S., Tretyakov D.A., Yakovlev Y.A. Investigation of the correlation between acoustic anisotropy, damage and measures of the stress-strain state // Procedia Structural Integrity, 2017, 6, p. 201-207.
11. Belyaev A. K., Grishchenko A. I., Polyanskiy V. A., Semenov A. S., Tretyakov D. A., Shtukin L. V., Yakovlev Y. A. Acoustic anisotropy and dissolved hydrogen as an indicator of waves of plastic deformation // 2017 Days on Diffraction (DD), IEEE, 2017, p. 39-44.
12. Патент № 2648309 С1 Российская Федерация, МПК G01N 29/07. Способ определения вклада пластической деформации в величину акустической анизотропии при измерении в деталях машин и элементах конструкции: № 2016151104: заявл. 23.12.2016: опубл. 23.03.2018 / В. А. Полянский, А. И. Грищенко, А. К. Беляев [и др.]; заявитель Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем машиноведения Российской академии наук (ИПМаш РАН).
13. Третьяков Д.А., Беляев А.К., Галяутдинова А.Р. Нелинейное поведение скоростей ультразвуковых волн и акустической анизотропии при пластическом деформировании металлов // XXXI Международная инновационная конференция молодых ученых и студентов по проблемам машиноведения (МИКМУС-2019). 2020. С. 195-198.
14. Третьяков Д.А., Беляев А.К., Галяутдинова А.Р., Полянский В.А., Семенов А.С. Акустическая анизотропия металлов при пластической деформации и накоплении поврежденности // XII Всероссийский съезд по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики. 2019. С. 806-808.

15. Галяутдинова А.Р., Третьяков Д.А. Акустическая анизотропия на поздних стадиях пластического разрушения металлов // Наука и инновации в технических университетах. 2019. С. 49-51.
16. Галяутдинова А.Р., Третьяков Д.А. Эволюция акустической анизотропии и мер поврежденности при усталостном разрушении металлов // Неделя науки СПбПУ. 2018. С. 210-213.
17. Галяутдинова А.Р., Третьяков Д.А. Эволюция угловых диаграмм акустической анизотропии при неупругом деформировании металлов // Неделя науки СПбПУ. 2018. С. 207-210.
18. Третьяков Д.А., Галяутдинова А.Р. Исследование акустической анизотропии при циклическом нагружении металлов методом угловых диаграмм // Неделя науки СПбПУ. 2018. С. 227-230.
19. Третьяков Д.А., Грищенко А.И., Семенов А.С., Полянский В.А., Штукин Л.В. Идентификация уравнений эволюции поврежденности и акустической анизотропии при упруго-пластическом деформировании // Неделя науки СПбПУ. 2017. С. 154-157.
20. Беляев А. К., Полянский В. А., Третьяков Д. А., Яковлев Ю.А. Идентификация волн пластической деформации методом акустоупругости // Актуальные проблемы прикладной математики, информатики и механики. 2017. С. 998-1004.
21. Green G. An Essay on the Determination of the Exterior and Interior attractions of Ellipsoids of Variable Densities // Mathematical Papers of George Green, New York, Chelsea, 1828.
22. Brillouin L. Sur les tensions de radiation // Annales de Physique, 1925, 10(4), p. 528-586.
23. Bridgman P. W. Recent work in the field of high pressures // Reviews of Modern Physics, 1946, 18(1).
24. Bridgman P. W. The action of mercury on steel at high pressures // Proc. Am. Acad. Arts Sci, 1911, 46, p. 325-341.

25. Bridgman P. W. The effect of pressure on the rigidity of several metals // Proceedings of the American Academy of Arts and Sciences, American Academy of Arts & Sciences, 1929, 64(3), p. 39-49.
26. Adams L. H. A note on the change of compressibility with pressure // Journal of the Washington Academy of Sciences, 1927, 17(21), p. 529-533.
27. Johnston J., Adams L. H. Influence of pressure on the melting points of certain metals // American Journal of Science, 1911, 4(186), p. 501-517.
28. Hencky H. On the propagation of elastic waves in materials under high hydrostatic pressure // The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science, 1932, 14(90), p. 254-258.
29. Murnaghan F. D. Finite deformations of an elastic solid // American Journal of Mathematics, 1937, 59(2), p. 235-260.
30. Murnaghan F. D. The compressibility of media under extreme pressures // Proceedings of the National Academy of Sciences, 1944, 30(9), p. 244-247.
31. Birch F. The effect of pressure on the modulus of rigidity of several metals and glasses // Journal of Applied Physics, 1937, 8(2), p. 129-133.
32. Birch F., Bancroft D. The effect of pressure on the rigidity of rocks. I // The Journal of Geology, 1938, 46(1), p. 59-87.
33. Birch F. The effect of pressure upon the elastic parameters of isotropic solids, according to Murnaghan's theory of finite strain // Journal of Applied Physics, 1938, 9(4), 279-288.
34. Birch F., Bancroft D. New measurements of the rigidity of rocks at high pressure // The Journal of Geology, 1940, 48(7), p. 752-766.
35. Biot M. A. Non-linear theory of elasticity and the linearized case for a body under initial stress // The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science, 1939, 27(183), p. 468-489.
36. Biot M. A. The influence of initial stress on elastic waves // Journal of Applied Physics, 1940, 11(8), p. 522-530.
37. Hughes D. S., Kelly J. L. Second-order elastic deformation of solids // Physical Review, 1953, 92(5), p. 1145-1149.

38. Benson R. W., Raelson V. J. Acoustoelasticity // *Prod. Eng.* – 1959. – Vol. 30. – No. 29. – pp. 56-59.
39. Frocht M. M. Photoelasticity // J. Wiley & Sons New York, 1941, 1.
40. Benson R. W., Raelson V. J. Method and apparatus for stress analysis // patent 3101608 USA, 1963.
41. Toupin R. A., Bernstein B. Sound waves in deformed perfectly elastic materials. Acoustoelastic effect // *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1961, 33(2), p. 216-225.
42. Goldberg Z. A. Interaction of plane longitudinal and transverse elastic waves // *Sov. Phys. Acoust*, 1961, 6(3), p. 306-310.
43. Jones G. L., Kobett D. R. Interaction of elastic waves in an isotropic solid // *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1963, 35(1), p. 5-10.
44. Smith R. T. Stress-induced anisotropy in solids—the acousto-elastic effect // *Ultrasonics*, 1963, 1(3), p. 135-147.
45. Thurston R. N. Effective elastic coefficients for wave propagation in crystals under stress // *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1965, 37(2), p. 348-356.
46. Thurston R. N. Wave propagation in fluids and normal solids // *Physical Acoustics*, Academic Press, 1964, p. 1-110.
47. Thurston R. N., Brugger K. Third-order elastic constants and the velocity of small amplitude elastic waves in homogeneously stressed media // *Physical Review*, 1964, 133(6A), p. A1604.
48. McSkimin H. J., Andreatch Jr P. Measurement of third-order moduli of silicon and germanium // *Journal of Applied Physics*, 1964, 35(11), p. 3312-3319.
49. Truesdell C. General and exact theory of waves in finite elastic strain // *Archive for rational mechanics and analysis*, 1961, 8(1), p. 263-296.
50. Tokuoka T. Mechanical foundations of birefringence of elastic media and viscous media // *International Journal of Engineering Science*, 1966, 4(1), p. 23-40.

51. Tokuoka T., Iwashimizu Y. Acoustical birefringence of ultrasonic waves in deformed isotropic elastic materials // International Journal of Solids and Structures, 1968, 4(3), p. 383-389.
52. Tokuoka T., Saito M. Elastic wave propagations and acoustical birefringence in stressed crystals // The Journal of the Acoustical Society of America, 1969, 45(5), p. 1241-1246.
53. Iwashimizu Y., Kubomura K. Stress-induced rotation of polarization directions of elastic waves in slightly anisotropic materials // International Journal of Solids and Structures, 1973, 9(1), p. 99-114.
54. Clark A. V., Mignogna R. B. A comparison of two theories of acoustoelasticity // Ultrasonics, 1983, 21(5), p. 217-225.
55. Sayers C. M. Ultrasonic velocities in anisotropic polycrystalline aggregates // Journal of Physics D: Applied Physics, 1982, 15(11), p. 2157.
56. Okada K. Stress-acoustic relations for stress measurement by ultrasonic technique // Journal of the Acoustical Society of Japan (E), 1980, 1(3), p. 193-200.
57. Okada K. Acoustoelastic determination of stress in slightly orthotropic materials // Experimental Mechanics, 1981, 21(12), p. 461-466.
58. Thompson R. B., Lee S. S., Smith J. F. Angular dependence of ultrasonic wave propagation in a stressed, orthorhombic continuum: Theory and application to the measurement of stress and texture // The Journal of the Acoustical Society of America, 1986, 80(3), p. 921-931.
59. Smith J. F., Thompson R. B. Simultaneous ultrasonic evaluation with differentiation of stress and texture // Journal of materials engineering and performance, 1994, 3(2), p. 273-281.
60. Man C.-S., Lu W. Y. Towards an acoustoelastic theory for measurement of residual stress // Journal of Elasticity, 1987, 17, p. 159- 182.
61. Castellano A., Foti P., Fraddosio A., Marzano S., Paparella F., Piccioni M. D. Monitoring applied and residual stress in materials and structures by non-destructive acoustoelastic techniques // 2016 IEEE Workshop on Environmental, Energy, and Structural Monitoring Systems (EESMS), IEEE, 2016, p. 1-5.

62. Castellano A., Fraddosio A., Marzano S., Piccioni M. D. Some advancements in the ultrasonic evaluation of initial stress states by the analysis of the acoustoelastic effect // *Procedia engineering*, 2017, 199, p. 1519-1526.
63. Fukuoka H., Toda H., Naka H. Nondestructive residual-stress measurement in a wide-flanged rolled beam by acoustoelasticity // *Experimental Mechanics*, 1983, 23(1), p. 120-128.
64. Гузь А. Н., Махорт Ф. Г., Гуца О. И. Введение в акустоупругость. – Киев: Наукова думка, 1977. – 148 с.
65. Bergman R. H., Shahbender R. A. Effect of statically applied stresses on the velocity of propagation of ultrasonic waves // *Journal of Applied Physics*, 1958, 29(12), p. 1736-1738.
66. Hikata A., Truell R., Granato A., Chick B., Lücke K. Sensitivity of ultrasonic attenuation and velocity changes to plastic deformation and recovery in aluminum // *Journal of Applied Physics*, 1956, 27(4), p. 396-404.
67. Hikata A., Chick B., Elbaum C., Truell R. Ultrasonic attenuation and velocity data on aluminum single crystals as a function of deformation and orientation // *Acta Metallurgica*, 1962, 10(4), p. 423-429.
68. Truell R., Elbaum C. and Chick B.B. Ultrasonics methods in solid state physics // Academic press, New York and London. – 1969.
69. Smith R. T., Stern R., Stephens R. W. B. Third-Order Elastic Moduli of Polycrystalline Metals from Ultrasonic Velocity Measurements // *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1966, 40 (5), p. 1002-1008.
70. Crecraft D. I. Ultrasonic wave velocities in stressed nickel steel // *Nature*, 1962, 195(4847), p. 1193-1194.
71. Crecraft D. I. Launching ultrasonic shear waves into solids at normal incidence by pressure coupling // *Journal of Sound and Vibration*, 1964, 1(4), p. 381-387.
72. Crecraft D. I. The use of ultrasonics in stress analysis // *Strain*, 1965, 1(4), p. 4-8.

73. Crecraft D. I. The measurement of applied and residual stresses in metals using ultrasonic waves // *Journal of Sound and Vibration*, 1967, 5(1), p. 173-192.
74. Mahadevan P. Effect of frequency on texture-induced ultrasonic wave birefringence in metals // *Nature*, 1966, 211(5049), p. 621-622.
75. Egle D. M., Bray D. E. Measurement of acoustoelastic and third-order elastic constants for rail steel // *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1976, 60(3), p. 741-744.
76. Bray D. E., Egle D. M. Ultrasonic studies of anisotropy in cold-worked layer of used rail // *Metal Science*, 1981, 15(11-12), p. 574-582.
77. Fukuoka H., Toda H., Yamane T. Acoustoelastic stress analysis of residual stress in a patch-welded disk // *Experimental Mechanics*, 1978, 18(7), p. 277-280.
78. Lu W. Y., Man C. S. Measurement of stress based upon universal relations in acoustoelasticity // *Experimental mechanics*, 1989, 29(2), p. 109-114.
79. King R. B., Herrmann G., Kino G. S. Use of stress measurements with ultrasonics for nondestructive evaluation of the J integral // *Engineering Fracture Mechanics*, 1981, 15(1-2), p. 77-86.
80. King R. B., Herrmann G. Acoustoelastic determination of forces on a crack in mixed-mode loading // *J. Appl. Mech.*, 1983, 50(2), p. 379-382.
81. Salama K., Ling C. K. The effect of stress on the temperature dependence of ultrasonic velocity // *Journal of Applied Physics*, 1980, 51(3), p. 1505-1509.
82. Blinka J., Sachse W. Application of ultrasonic-pulse-spectroscopy measurements to experimental stress analysis // *Experimental Mechanics*, 1976, 16(12), p. 448-453.
83. Hsu N. N. Acoustical birefringence and the use of ultrasonic waves for experimental stress analysis // *Experimental Mechanics*, 1974, 14(5), p. 169-176.
84. Hsu N. N., Sachse W. Generation and detection of plane-polarized ultrasound with a rotatable transducer // *Review of Scientific Instruments*, 1975, 46(7), p. 923-926.

85. Clark A. V., Hehman C. S., Gallagher D., Lozev M. G., Fuchs P. A. Ultrasonic measurement of stress in pin and hanger connections // *Journal of nondestructive evaluation*, 1999, 18(3), p. 103-113.
86. Kino G. S., Hunter J. B., Johnson G. C., Selfridge A. R., Barnett D. M., Hermann G., Steele C. R. Acoustoelastic imaging of stress fields // *Journal of Applied Physics*, 1979, 50(4), p. 2607-2613.
87. Ilić D. B., Kino G. S., Selfridge A. R. Computer-controlled system for measuring two-dimensional acoustic velocity fields // *Review of Scientific Instruments*, 1979, 50(12), p. 1527-1531.
88. Kino G. S. Acoustic measurements of stress fields and microstructure // *Journal of nondestructive evaluation*, 1980, 1(1), p. 67-77.
89. Janssen M., Zuidema J. An acoustoelastic determination of the stress tensor in textured metal sheets using the birefringency of ultrasonic shear waves // *Journal of Nondestructive Evaluation*, 1985, 5(1), p. 45-52.
90. Janssen M. Evaluation of an applied plane-stress tensor distribution using ultrasonic shear waves // *Experimental mechanics*, 1988, 28(3), p. 226-231.
91. Bach F., Askegaard V. General stress-velocity expressions in acoustoelasticity // *Experimental Mechanics*, 1979, 19(2), p. 69-75.
92. Lüthi T. Determination of biaxial and triaxial stress distributions using ultrasonics // *NDT international*, 1990, Vol. 23(6), p. 351-356.
93. King R. B., Fortunko C. M. Determination of in-plane residual stress states in plates using horizontally polarized shear waves // *Journal of Applied Physics*, 1983, 54(6), p. 3027-3035.
94. Husson D., Kino G. S. A perturbation theory for acoustoelastic effects // *Journal of Applied Physics*, 1982, 53(11), p. 7250-7258.
95. Husson D. A perturbation theory for the acoustoelastic effect of surface waves // *Journal of applied physics*, 1985, 57(5), p. 1562-1568.
96. Pao Y. H., Gamer U. Acoustoelastic waves in orthotropic media // *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1985, 77(3), p. 806-812.

97. Hirao M., Pao Y. H. Dependence of acoustoelastic birefringence on plastic strains in a beam // *The Journal of the Acoustical society of America*, 1985, 77(5), p. 1659-1664.
98. Kobayashi M. Ultrasonic nondestructive evaluation of annealed effects on plastic deformation of aluminum alloy // *Mechanical Behavior of Materials VI*, Pergamon, 1992, p. 735-740.
99. Kobayashi M. Acoustoelastic theory for finite plastic deformation of solids // *JSME International Journal*, Ser. 1, Solid mechanics, strength of materials, 1992, 35(1), p. 45-52.
100. Pao Y. H., Wu T. T., Gamer U. Acoustoelastic Birefringences in plastically deformed solids: Part I—Theory// *J. Appl. Mech*, 1991, 58(1), p. 11–17.
101. Wu T. T., Hirao M., Pao Y. H. Acoustoelastic Birefringences in Plastically Deformed Solids: Part II—Experiment // *J. Appl. Mech*, 1991, 58(1), p. 18–23.
102. Kobayashi M. Theoretical study of acoustoelastic effects caused by plastic anisotropy growth // *International Journal of Plasticity*, 1987, 3(1), p. 1-20.
103. Kobayashi M. Ultrasonic nondestructive evaluation of microstructural changes of solid materials under plastic deformation—Part I. Theory // *International Journal of Plasticity*, 1998, 14(6), p. 511-522.
104. Kobayashi M. Ultrasonic nondestructive evaluation of microstructural changes of solid materials under plastic deformation—Part II. Experiment and simulation // *International Journal of Plasticity*, 1998, 14(6), p. 523-535.
105. Johnson G. C. Acoustoelastic theory for elastic–plastic materials // *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1981, 70(2), p. 591-595.
106. Ivanova Y., Partalin T., Pashkuleva D. Acoustic investigations of the steel samples deformation during the tensile // *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2017, 53(1), p. 39-50.
107. Lunev A. G., Nadezhkin M. V., Barannikova S. A., Zuev L. B. Ultrasound estimation of nonuniform plastic strains in metals // *AIP Conference Proceedings*, AIP Publishing LLC, 2017, 1909(1), p. 020121.

108. Semukhin B. S., Zuev L. B., Bushmeleva K. I. The velocity of ultrasound in low-carbon steel deformed at the low yield limit // Journal of applied mechanics and technical physics, 2000, 41(3), p. 556-559.
109. Zuev L. B., Semukhin B. S., Lunev A. G. Possibility of evaluation of strength of metals and alloys by a nonintrusive ultrasonic method // Journal of applied mechanics and technical physics, 2002, 43(1), p. 168-170.
110. Мишакин В. В., Ключников В. А., Кассина Н. В. Исследование процесса разрушения сталей акустическим методом и методом делительных сеток // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2009. №. 5. С. 33-39.
111. Курашкин К. В., Мишакин В. В. Исследование влияния остаточных напряжений в сварных соединениях на акустические параметры // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. 2010. №. 5-2. С. 109-112.
112. Курашкин К. В. Оценка уровня остаточных напряжений в сварных соединениях с помощью акустических измерений // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. 2011. №. 4-4. С. 1559-1561.
113. Мишакин В. В., Данилова Н. В., Курашкин К. В., Ключников В. А., Гончар А. В. Диагностика материалов конструкций на ранних стадиях усталостного разрушения и оценка НДС материала конструкций методами неразрушающего контроля // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика С.П. Королёва (национального исследовательского университета). 2011. №. 3-1. С. 299-307.
114. Chatellier J.-Y., Touratier M. A new method for determining acoustoelastic constants and plane stresses in textured thin plates // J. Acoust. Soc. Am, 1988, 83(1), p. 109–117.
115. Курашкин К. В. Исследование акустоупругого эффекта в анизотропном пластически деформированном материале // Акустический журнал. 2019. 65(3). С. 382-388.
116. Sayers C.M., Allen D.R. The influence of stress on the principal polarization directions of ultrasonic shear waves in textured steel plates // J. Phys. D: Appl. Phys, 1984, 17(7), p. 1399–1413.

117. Ерофеев В. И., Иляхинский А. В., Родюшкин В. М., Никитина Е. А., Пахомов П. А. Метод ультразвукового зондирования при оценке предельного состояния металлоконструкций, связанного с появлением пластических деформаций // Физическая мезомеханика. 2019. 22(3). С. 65-70.
118. Марковец М.П. Определение механических свойств металлов по твердости. М.: Машиностроение, 1979. 191 с.
119. Ерофеев В. И., Никитина Е. А. Локализация волны деформации, распространяющейся в поврежденном материале // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2010. №. 6. С. 60-62.
120. Антонов А. М., Ерофеев В. И., Леонтьева А. В. Влияние поврежденности материала на распространение волны Релея вдоль границы полупространства // Вычислительная механика сплошных сред. 2019. 12(3). С. 293-300.
121. Бриккель Д. М., Ерофеев В. И., Леонтьева А. В. Распространение изгибных волн в балке, материал которой накапливает повреждения в процессе эксплуатации // Вычислительная механика сплошных сред. 2020. 13(1). С. 108-116.
122. Ерофеев В. И., Никитина Е. А. Самосогласованная динамическая задача оценки поврежденности материала акустическим методом // Акустический журнал. 2010. 56(4). С. 554-557.
123. Ерофеев В. И., Никитина Е. А., Хазов П. А. Влияние поврежденности материала на эволюцию акустической волны // Приволжский научный журнал. 2015. №. 2. С. 32-41.
124. Ерофеев В. И., Никитина Е. А., Хазов П. А. Дисперсия и затухание акустической волны, распространяющейся в поврежденном материале // Приволжский научный журнал. 2014. №. 4. С. 22-28.
125. Ерофеев В. И., Иляхинский А. В., Никитина Е. А., Родюшкин В. М. Пути повышения чувствительности метода акустического зондирования при исследовании структуры металлов // Дефектоскопия. 2018. №. 2. С. 11-14.
126. Ерофеев В. И., Иляхинский А. В., Никитина Е. А., Родюшкин В. М. Исследование дефектной структуры металла методом ультразвукового

зондирования // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2019. №. 1. С. 109-114.

127. Ерофеев В. И., Никитина Е. А., Хазов П. А. Влияние поврежденности материала на дисперсию, диссипацию и нелинейность акустических волн // Вестник научно-технического развития. 2016. №. 5. С. 3-11.

128. Castellano A., Fraddosio A., Piccioni M. D. Ultrasonic goniometric immersion tests for the characterization of fatigue post-LVI damage induced anisotropy superimposed to the constitutive anisotropy of polymer composites // Composites Part B: Engineering, 2017, 116, p. 122-136.

129. Zuev L. B., Sosnin O. V., Chirakadze D. Z., Gromov V. E., Murav'ev V. V. Acoustic evaluation of the endurance of steel specimens and recovery of their serviceability // Journal of applied mechanics and technical physics, 1998, 39(4), p. 639-641.

130. Мотова Е. А., Никитина Н.Е. Ультразвуковое исследование поведения конструкционных материалов при циклическом нагружении // Проблемы прочности и пластичности. 2015. 77(3). С. 227-234.

131. Мотова Е. А., Никитина Н. Е. О возможности ультразвукового контроля компрессорных лопаток после эксплуатации и ремонта // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика СП Королёва (национального исследовательского университета). 2011. №. 32. С. 52-56.

132. Никитина Н. Е., Мотова Е. А., Тарасенко Ю. П. Неразрушающий контроль рабочих компрессорных лопаток авиационного двигателя // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика СП Королёва (национального исследовательского университета). 2012. №. 31 (34). С. 291-295.

133. Мотова Е. А., Никитина Н. Е., Тарасенко Ю. П. О возможности диагностики компрессорных лопаток по параметрам затухания и скорости ультразвука // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013. №. 4. С. 88-95.

134. Бобренко В.М., Булгакова Л.В., Воскобойник И.А. К расчету напряжений в резьбовых деталях по результатам ультразвуковых измерений // Дефектоскопия. 1976. № 6. С. 95-100.
135. Бобренко В.М., Авербух И.И., Чичугов А.А. Ультразвуковой метод измерения напряжений в деталях резьбовых соединений // Дефектоскопия. 1974. № 1. С. 72-81.
136. Патент № 2020471 С1 Российская Федерация, МПК G01N 29/00, G01N 29/07. Ультразвуковой способ измерения внутренних механических напряжений в гайке резьбового соединения: № 5057837/28: заявл. 06.08.1992: опубл. 30.09.1994 / В. Т. Власов, Б. Н. Марин, Е. С. Юрчук, Ю. А. Коровкин.
137. Бобренко В.М., Рублев Я.А. Использование волн Рэлея для оценки качества поверхностного наклепа // Дефектоскопия. 1976. № 5. С. 18-22.
138. Бобренко В.М. Ультразвуковые методы и устройства для контроля механических напряжений // Дефектоскопия. 1983. № 12. с. 8-14.
139. Патент № 1260841 А1 Акустический способ определения напряжений в твердых средах / Гуща О.И., Махорт Ф.Г., Гуща А.О.
140. Gushcha O. I., Makhort F. G. Nonlinear properties in the propagation of waves in solids with initial stresses // Soviet Applied Mechanics. 1986. 22(1). p.1-6.
141. Znova V. A., Makhort F. G., Gushcha O. I. Stress determination by the ultrasonic method in bodies with initial property anisotropy // Soviet Applied Mechanics. 1986. 22(10). p. 966-970.
142. Гузь А. Н., Махорт Ф. Г. Физические основы ультразвукового неразрушающего метода определения напряжений в твердых телах // Прикладная механика. 2000. 36(9). С. 3-33.
143. Ерофеев В. И., Зазнобин В. А. О влиянии геометрической и физической нелинейностей на результаты расчетов скорости волн Рэлея в телах с начальными напряжениями // Ультразвук и термодинамические свойства вещества. 2003. №. 29. С. 27-30.
144. Махорт Ф.Г. К теории распространения поверхностных волн в упругом теле с начальными деформациями // Прикладная механика. 1971. 7(2). С.34-40.

145. Ерофеев В. И., Самохвалов Р. В., Зазнобин В. А. Исследование возможности измерения изгибных напряжений с использованием поверхностных волн Рэлея // Дефектоскопия. 2004. №. 2. С. 62-66.
146. Ерофеев В. И., Зазнобин В. А., Самохвалов Р. В. К определению механических напряжений в твердых телах акустическим методом // Акустический журнал. 2007. 53(%). С. 625-631.
147. Ватульян А. О., Дударев В. В. О некоторых проблемах реконструкции неоднородного предварительно напряженного состояния в упругих телах // Известия Саратовского университета. Новая серия. Серия Математика. Механика. Информатика. 2009. 9(42). С. 25-32.
148. Ватульян А. О. К теории обратных задач в линейной механике деформируемого тела // Прикладная математика и механика. 2010. 74 (6). С. 909-916.
149. Ватульян А. О., Дударев В. В. Об определении внутреннего давления в цилиндре по данным акустического зондирования // Дефектоскопия. 2014. №. 10. С. 52-60.
150. Trefftz E. Zurtheorie der stabilitat des elastischengleichgewichts // ZAMM, Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 1933, 12(2), p. 160-165.
151. Зубов Л.М. Теория малых деформаций предварительно напряженных тонких оболочек // ПММ. 1976. 40(1). С. 85-95.
152. Ватульян А. О., Нестеров С. А. Об особенностях идентификации неоднородных характеристик предварительно напряженных термоупругих тел // Экологический вестник научных центров Черноморского экономического сотрудничества. 2014. 11(1). С. 18-24.
153. Ватульян А. О., Дударев В. В., Богачев И. В. Об определении предварительного напряженного состояния в трубе // Доклады Академии наук. Федеральное государственное бюджетное учреждение" Российская академия наук", 2014. 456(3). С. 299-299.
154. Ватульян А. О., Дударев В. В., Мнухин Р. М. О влиянии остаточного упругопластического состояния трубы на динамические характеристики //

Доклады Академии наук. Федеральное государственное бюджетное учреждение" Российская академия наук". 2015. 463(6). С. 661-663.

155. Ватульян А. О., Юров В. О. О дисперсионных соотношениях для полого цилиндра в поле неоднородных предварительных напряжений // Экологический вестник научных центров Черноморского экономического сотрудничества. 2015. №. 2. С. 22-29.

156. Ватульян А. О., Юров В. О. Волновые процессы в полом цилиндре в поле неоднородных предварительных напряжений // Прикладная механика и техническая физика. 2016. 57(4). С. 182-191.

157. Ватульян А. О., Юров В. О. Анализ вынужденных колебаний в функционально-градиентном цилиндрическом волноводе // Акустический журнал. 2018. 64(6). С. 649-656.

158. Углич П. С. Об определении предварительных напряжений в круглой пластине // Экологический вестник научных центров Черноморского экономического сотрудничества. 2017. №. 3. С. 53-59.

159. Недин Р. Д. Моделирование и частотный анализ предварительно напряженных функционально-градиентных пластин с отверстиями //Вычислительная механика сплошных сред. 2019. 12(2). С. 192-201.

160. Ватульян А. О., Недин Р. Д. К восстановлению характеристик плоского начального напряженного состояния // Известия Академии наук СССР. Механика твердого тела. 2020. №. 5. С. 27-37.

161. Гуца О.И. Анализ неоднородных полей остаточных напряжений в сварных соединениях. // Автоматическая сварка. 1994. №7-8. С. 3-5.

162. Трофимов А. И., Минин С. И., Трофимов М. А., Шеверденко К. В., Каленишин М. Г. Акустический метод измерения напряженного состояния главных циркуляционных трубопроводов АЭС с реакторами типа ВВЭР // Известия высших учебных заведений. Ядерная энергетика. 2003. №. 3. С. 14-19.

163. Худаско В. В., Трофимов А. И., Куркин С. А., Малышкин В. Г. К определению напряженного состояния металла элементов энергетического

оборудования АЭС акустическим методом // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2012. №. 2. С. 3-12.

164. Трофимов А. И., Минин С. И., Трофимов М. А. Измерение напряженного состояния сварных соединений технологического оборудования и циркуляционных трубопроводов АЭС на основе теории акустоупругости // Известия высших учебных заведений. Ядерная энергетика. 2016. №. 2. С. 26-34.

165. Углов А. Л. Метод акустической безнулевой тензометрии и аппаратно-программный комплекс для его реализации // Научные проблемы водного транспорта. 2006. №. 16. С. 17-35.

166. Патент № 2365911 С2 Российская Федерация, МПК G01N 29/22. Ультразвуковой датчик сдвиговых волн: № 2007126281/28: заявл. 10.07.2007: опубл. 27.08.2009 / А. А. Хлыбов, А. Л. Углов, М. А. Прилуцкий; заявитель ГОУ ВПО Нижегородский государственный педагогический университет.

167. Хлыбов А. А., Колыванов В. В. Методика оценки технического состояния гребных валов // Вестник Астраханского государственного технического университета. Серия: Морская техника и технология. 2010. №. 1. С. 167-171.

168. Углов А. Л., Хлыбов А. Л. О контроле напряженного состояния газопроводов из анизотропной стали методом акустоупругости // Дефектоскопия. 2015. №. 4. С. 34-41.

169. Толипов Х. Б. Экспериментальная установка для бесконтактного измерения скорости волны Рэлея и амплитуды смещений поверхности // Дефектоскопия. 2014. №. 12. С. 11-15.

170. Толипов Х. Б. Электромагнитноакустический приемник для измерения скорости волны Рэлея на малых участках поверхности // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2015. 81(4). С. 37-39.

171. Толипов Х. Б. Экспериментальная установка для бесконтактного измерения скорости и амплитуды смещений волны Рэлея с малого участка поверхности // Приборы и техника эксперимента. 2015. №. 1. С. 175-175.

172. Ивочкин А. Ю., Карабутов А. А., Лямшев М. Л., Пеливанов И. М., Рохатги У., Субудхи М. Измерение распределения скорости продольных акустических волн в сварных соединениях лазерным оптико-акустическим методом // Акустический журнал. 2007. 53(4). С. 540-547.
173. Гусев В.Э., Карабутов А.А. Лазерная оптоакустика. М.: Наука. 1991. 304 с.
174. Карабутов А. А., Подымова Н. Б., Черепецкая Е. Б. Определение одноосных напряжений в стальных конструкциях лазерно-ультразвуковым методом // Прикладная механика и техническая физика. 2017. 58(3). С. 146-155.
175. Саватеева Е. В., Симонова В. А., Шишулин Д. Н., Черепецкая Е. Б. Лазерно-ультразвуковое исследование остаточных напряжений в трубах из аустенитной стали // Акустический журнал. 2019. 65(3).
176. Быченко В. А., Беркутов И. В., Щерба И. Е. Повышение точности измерения скорости распространения ультразвука при контроле напряженно-деформированного состояния изделий // Металлообработка. 2013. №. 56 (77-78). С. 48-51.
177. Быченко В. А., Беркутов И. В., Майоров А. Л., Ильин А. В., Киреенко В. В., Прохорович В. Е., Чекмарева М. А. Контроль остаточных напряжений в околошовной зоне сварного шва // В мире неразрушающего контроля. 2018. 21(4). С. 50-53.
178. Фёдоров А. В., Быченко В. А., Беркутов И. В., Алифанова И. Е. Контроль механических напряжений в толстостенных трубах // Техно-технологические проблемы сервиса. 2020. №. 4 (54). С. 26-31.
179. Буденков Г. А., Муравьев В. В., Коробейникова О. В. Исследование напряженно деформированного состояния ободьев цельнокатаных вагонных колес методом акустической тензометрии // Фундаментальные проблемы современного материаловедения. 2009. 6(3). С. 111-117.
180. Муравьев В. В., Стрижак В. А., Хасанов Р. Р. Особенности программного обеспечения аппаратного комплекса для акустической тензометрии и

структуроскопии металлоизделий // Интеллектуальные системы в производстве. 2016. №. 2. С. 71-75.

181. Бехер С. А., Курбатов А. Н., Степанова Л. Н. Использование эффекта акустоупругости при исследовании механических напряжений в рельсах // Вестник ростовского государственного университета путей сообщения. 2013. №. 2. С. 104-111.

182. Степанова Л. Н., Бехер С. А., Курбатов А. Н., Тенитилов Е. С. Исследование напряженного состояния рельса с использованием акустоупругости и тензометрии // Известия высших учебных заведений. Строительство. 2013. №. 7. С. 103-109.

183. Степанова Л. Н., Курбатов А. Н., Тенитилов Е. С., Глухов Б. В. Влияние температуры на задержку времени распространения ультразвуковых волн в рельсе // Известия высших учебных заведений. Строительство. 2014. №. 5. С. 118-124.

184. Степанова Л. Н., Курбатов А. Н., Тенитилов Е. С. Определение продольных напряжений в рельсах с использованием эффекта акустоупругости и тензометрии // Вестник Ростовского государственного университета путей сообщения. 2016. №. 3. С. 104-111.

185. Никифороенко Ж. Г., Авербух И. И. Контроль акустической анизотропии листовой стали импульсным резонансным методом // Заводская лаборатория. 1971. №. 12. С. 14-63.

186. Никифороенко Ж. Г., Глухов Н. А., Авербух И. И. Измерение скорости упругих волн и акустической анизотропии в пластинах // Дефектоскопия. 1971. №. 4. С. 74.

187. Бобренко В. М., Куценко А. Н., Шереметиков А. С. Общий вид уравнений акустоупругости для главных напряжений // Дефектоскопия. 1982. №. 6. С. 23-27.

188. Бобренко В.М., Куценко А.Н. Расчетные соотношения методов акустической тензометрии // Дефектоскопия. 1982. № 6. с. 27-31.

189. Никитина Н. Е. Акустоупругость. Опыт практического применения. – Н. Новгород: ТАЛАМ, 2005. – 208 с.
190. Никитина Н. Е., Камышев А. В., Казачек С. В. Использование явления акустоупругости при исследовании напряженного состояния технологических трубопроводов // Дефектоскопия. 2009. №. 12. С. 53-59.
191. Никитина Н. Е., Камышев А. В., Казачек С. В. Учет температурного фактора при ультразвуковом контроле напряженного состояния трубопроводов // Дефектоскопия. 2012. №. 5. С. 20-25.
192. Никитина Н. Е., Камышев А. В., Казачек С. В. Применение метода акустоупругости для определения напряжений в анизотропных трубных сталях // Дефектоскопия. 2015. №. 3. С. 51-60.
193. ГОСТ Р 527312007. Контроль неразрушающий. Акустический метод контроля механических напряжений. Общие требования. – М.: Стандартиформ, 2007.
194. ГОСТ Р 530342008 “Контроль неразрушающий. Акустический метод контроля напряжений в материале трубопроводов. Общие требования”. – М.: Стандартиформ, 2008.
195. Трубы стальные для трубопроводов. Методика выполнения измерений механических напряжений методом акустоупругости. Н. Новгород: ООО “ИНКОТЕС”, 2006, 18с. Свидетельство об аттестации №531/1700. Регистрационный код МВИ по Федеральному реестру ФР.1.31.2006.0283.
196. Акустоупругость как способ измерения механических напряжений: Сб. статей // Под ред. Н.Е. Никитиной. – Н. Новгород: ТАЛАМ, 2010. – 128 с.
197. Бобренко С.В., Боянжу М.А. Температурные зависимости времени распространения объемных ультразвуковых волн в металлах // Акустика и ультразвуковая техника: Респ. межвед. научн. техн. сб. Одесса: ОПИ. 1989. 24. С.49-51.
198. Johnson G. C. The effect of texture on acoustoelasticity // Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation, Boston, MA: Springer US, 1983, 2A, p. 1295-1308.

199. Муравьев В. В., Муравьева О. В., Стрижак В. А., Пряхин А. В., Балобанов, Е. Н., & Волкова, Л. В. Оценка остаточных напряжений в ободьях вагонных колес электромагнитно-акустическим методом // Дефектоскопия. 2011. №. 8. С. 16-28.
200. Муравьев В. В., Стрижак В. А., Пряхин А. В. Исследование внутренних напряжений в металлоконструкциях методом акустоупругости // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2016. 82(12). С. 52-57.
201. Fukuoka H., Toda H., Hirakawa K., Sakamoto H., Toya Y. Nondestructive assessments of residual stresses in railroad wheel rim by acoustoelasticity // Journal of Engineering for Industry. 1985. 107(3). p. 281-287.
202. Schramm R. E., Van Clark A., McGuire T. J., Filla B. J., Mitraković D. V., Purtscher P. T. Noncontact ultrasonic inspection of train rails for stress // Rail Quality and Maintenance for Modern Railway Operation, Springer, Dordrecht, 1993, p. 99-108.
203. Муравьев В. В., Волкова Л. В., Платунов А. В., Куликов В. А. Электромагнитноакустический метод исследования напряженно-деформированного состояния рельсов // Дефектоскопия. 2016. №. 7. С. 12-20.
204. Муравьев В. В., Тапков К. А. Оценка напряженно-деформированного состояния рельсов при изготовлении // Приборы и методы измерений. 2017. 8(3). С. 263-270.
205. Муравьев В. В., Волкова Л. В., Платунов А. В., Булдакова И. В., Гущина Л. В. Исследования структурного и напряженно-деформированного состояния рельсов текущего производства методом акустоупругости // Вестник ИжГТУ имени МТ Калашникова. 2018. 21(2). С. 13-23.
206. Муравьев В. В., Якимов А. В., Волкова Л. В., Платунов А. В. Исследование двухосного напряженного состояния в рельсах Р65 методом акустоупругости // Интеллектуальные системы в производстве. 2019. 17(1). С. 19-25.
207. Муравьев В. В., Волкова Л. В., Платунов А. В., Гущина Л. В. Связь внутренних напряжений и механических свойств дифференцированно-

упрочнённых рельсов с параметрами акустических волн // Сталь. 2018. №. 10. С. 64-67.

208. Муравьев В. В., Тапков К. А., Леньков С. В. К вопросу контроля остаточных напряжений в дифференцированно термоупрочненных рельсах // Дефектоскопия. 2018. №. 10. С. 39.

209. Муравьев В. В., Тапков К. А., Леньков С. В. Неразрушающий контроль внутренних напряжений в рельсах при изготовлении с использованием метода акустоупругости // Дефектоскопия. 2019. №. 1. С. 10-16.

210. Муравьев В. В., Волкова Л. В., Балобанов Е. Н. Оценка остаточных напряжений в бандажах локомотивных колес методом акустоупругости // Дефектоскопия. 2013. №. 7. С. 22-28.

211. Муравьев В. В., Волкова Л. В. Оценка величины натяга бандажей локомотивных колес методом акустоупругости // Дефектоскопия. 2013. №. 9. С. 40-46.

212. Муравьев В. В., Волкова Л. В., Лапченко М. А. Ультразвуковой контроль остаточных напряжений в бандажах локомотивных колес при производстве // Дефектоскопия. 2015. №. 5. С. 3-16.

213. Муравьев В. В., Петров С. Ю., Волкова Л. В. Распределение остаточных напряжений в железнодорожных колесах после электроконтактного упрочнения поверхности катания // Дефектоскопия. 2015. №. 10. С. 64-74.

214. Муравьев В. В., Муравьева О. В., Платунов А. В., Злобин Д. В. Исследования акустоупругих характеристик стержневой волны в термически обработанных стальных проволоках электромагнитно-акустическим методом // Дефектоскопия. 2012. №. 8. С. 3-15.

215. Муравьев В. В., Платунов А. В. Исследование акустоупругих характеристик тонких проволок // Известия высших учебных заведений. Приборостроение. 2017. 60(7). С. 679-684.

216. Булдакова И. В., Волкова Л. В., Муравьев В. В. Распределение напряжений в образцах труб магистральных газопроводов со сварным соединением // Интеллектуальные системы в производстве. 2020. 18(1). С. 4-8.

217. Волкова Л. В., Муравьева О. В., Муравьев В. В., Булдакова И. В. Прибор и методики измерения акустической анизотропии и остаточных напряжений металла магистральных газопроводов // Приборы и методы измерений. 2019. 10(1). С. 42-52.
218. Муравьев В. В., Муравьева О. В., Петров К. В. Связь механических свойств пруткового проката из стали 40Х со скоростью объемных и рэлеевских волн // Дефектоскопия. 2017. №. 8. С. 20-28.
219. Муравьев В. В., Муравьева О. В., Волкова Л. В. Влияние анизотропии механических свойств тонколистового стального проката на информативные параметры волн Лэмба // Сталь. 2016. №. 10. С. 75-79.
220. Муравьева О. В., Муравьев В. В. Методические особенности использования SHволн и волн Лэмба при оценке анизотропии свойств листового проката // Дефектоскопия. 2016. №. 7. С. 3-11.
221. Злобин Д. В., Волкова Л. В., Богдан О. П., Земсков Т. И., Казанцев С. В. Универсальная экспериментальная установка для проведения акустических исследований // Интеллектуальные системы в производстве. 2020. 18(2). С. 28-36.
222. Муравьев В. В., Балобанов Е. Н., Печина Е. А. Определение коэффициентов упругоакустической связи ферромагнитных металлов // Вестник ИжГТУ имени МТ Калашникова. 2013. №. 2. С. 108-112.
223. Муравьев В. В., Байтеряков А. В., Котоломов А. Ю. Влияние структурного состояния металла труб магистральных газопроводов на параметры ультразвуковых волн // Вестник ИжГТУ имени МТ Калашникова. 2014. №. 3. С. 125-128.
224. Муравьев В. В., Якимов А. В., Казанцев С. В. Распределение остаточных напряжений и скорости головной волны в рельсах // Фундаментальные проблемы современного материаловедения. 2019. 16(3). С. 370-376.
225. Камышев А. В., Макаров С. В., Пасманик Л. А., Смирнов В. А., Модестов В. С., Пивков А. В. Обобщенные коэффициенты для измерения механических

напряжений методом акустоупругости в конструкциях из углеродистых и низколегированных сталей // Дефектоскопия. 2017. №. 1. С. 3-10.

226. Пасманик Л. А., Камышев А. В., Радостин А. В., Зайцев В. Ю. Параметры акустической неоднородности для неразрушающей оценки влияния технологии изготовления и эксплуатационной поврежденности на структуру металла // Дефектоскопия. 2020. №. 12. С. 24-36.

227. Хлыбов А. А., Пичков С. Н., Углов А. Л. Исследование накопления рассеянных микроповреждений в образцах из стали 08X18H10T при малоцикловой усталости // Контроль. Диагностика. 2011. №. 4. С. 55-61.

228. Прибор для измерения механических напряжений ИН5101А. Руководство по эксплуатации. ИНКО.468160.008 РЭ

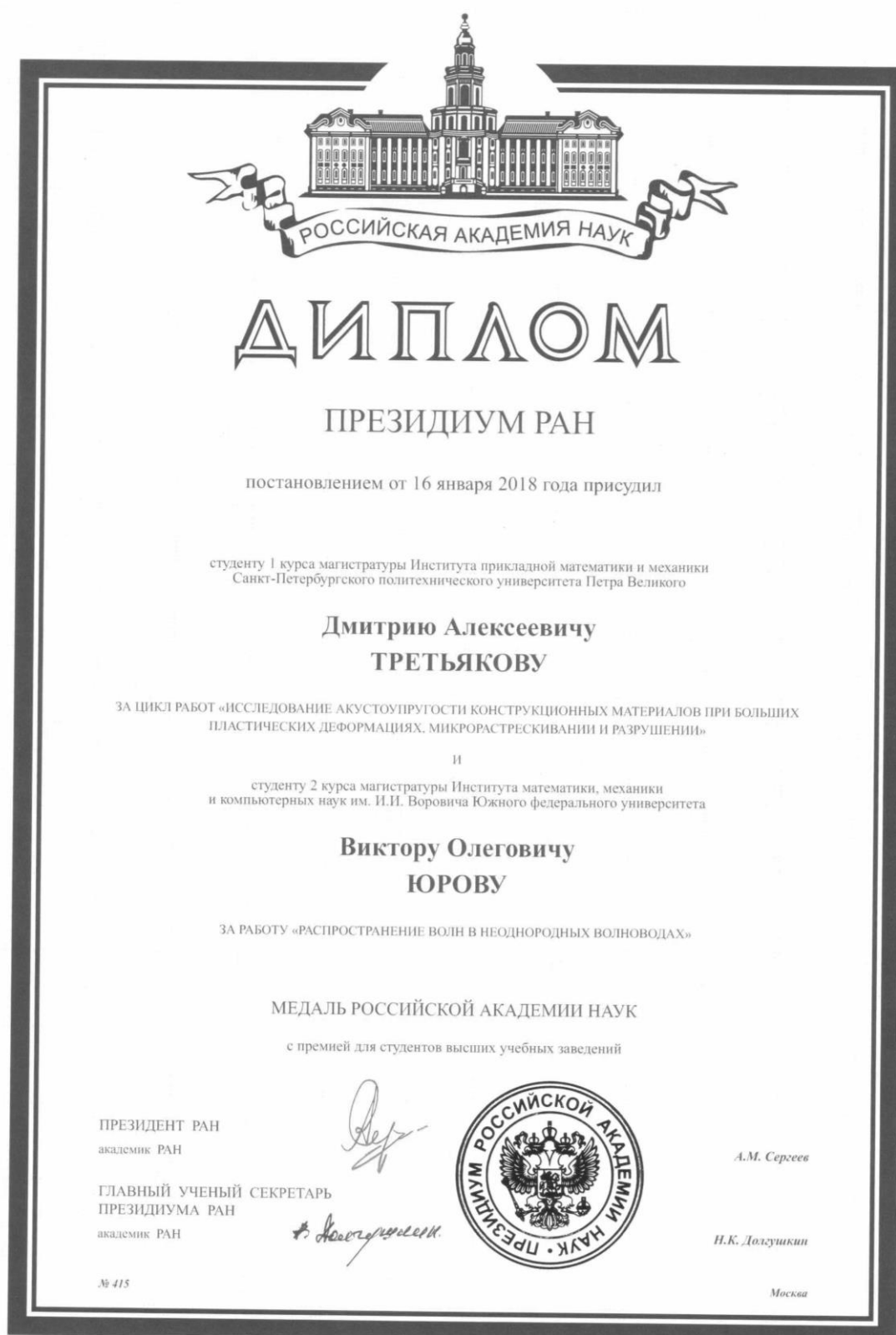
229. Алехин В. П. Физика прочности и пластичности поверхностных слоев материалов. Наука, 1983 – 280 с.

230. Семенов А. С. Симметризация тензора эффективных напряжений для сред с анизотропной поврежденностью // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. Физико-математическое науки. 2017. 10(2). С. 82-98.

ПРИЛОЖЕНИЯ К РАБОТЕ

Приложение А

Диплом о присуждении медали Российской академии наук за цикл работ
«Исследование акустоупругости конструкционных материалов при больших
пластических деформациях, микрорастрескивании и разрушении»



Патент на изобретение №2648309 «Способ определения вклада пластической деформации в величину акустической анизотропии при измерении в деталях машин и элементах конструкций»

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



ПАТЕНТ

НА ИЗОБРЕТЕНИЕ

№ 2648309

**СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВКЛАДА ПЛАСТИЧЕСКОЙ
ДЕФОРМАЦИИ В ВЕЛИЧИНУ АКУСТИЧЕСКОЙ
АНИЗОТРОПИИ ПРИ ИЗМЕРЕНИИ В ДЕТАЛЯХ МАШИН
И ЭЛЕМЕНТАХ КОНСТРУКЦИИ**

Патентообладатель: *Федеральное государственное бюджетное
учреждение науки Институт проблем машиноведения
Российской академии наук (ИПМаш РАН) (RU)*

Авторы: *см. на обороте*

Заявка № 2016151104

Приоритет изобретения 23 декабря 2016 г.

Дата государственной регистрации в

Государственном реестре изобретений

Российской Федерации 23 марта 2018 г.

Срок действия исключительного права

на изобретение истекает 23 декабря 2036 г.

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

Г.П. Иалиев

