

Федеральное государственное унитарное предприятие
«ЦЕНТРАЛЬНЫЙ АЭРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
имени профессора Н.Е. Жуковского» (ФГУП «ЦАГИ»)

На правах рукописи



ЕЛЕОНСКИЙ СВЯТОСЛАВ ИГОРЕВИЧ

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА НАКОПЛЕНИЯ ПОВРЕЖДЕНИЙ И
ЭВОЛЮЦИИ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПО ДАННЫМ
ИЗМЕРЕНИЙ ЛОКАЛЬНОГО ДЕФОРМАЦИОННОГО ОТКЛИКА
МЕТОДОМ СПЕКЛ-ИНТЕРФЕРОМЕТРИИ**

Специальность: 01.02.04 – Механика деформируемого твёрдого тела
(технические науки)

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
кандидат технических наук
Писарев Владимир Сергеевич

Жуковский – 2021 год

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	5
ГЛАВА 1. ОСНОВНЫЕ ОБЛАСТИ ИССЛЕДОВАНИЯ И ИХ СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ	12
1.1 Экспериментальные методы определения параметров механики разрушения для трещин в поле действующих и остаточных напряжений	12
1.2 Исследование процессов накопления повреждений	18
1.3 Исследование остаточных напряжений в окрестности упрочнённого отверстия.....	23
1.4 Исследование остаточных напряжений в окрестности сварных швов	26
ГЛАВА 2. МОДИФИЦИРОВАННАЯ ВЕРСИЯ МЕТОДА ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО НАРАЩИВАНИЯ ДЛИНЫ ТРЕЩИНЫ.....	28
2.1 Определение тангенциальных компонент перемещений методом электронной спекл-интерферометрии	28
2.1.1 Принципиальная схема интерферометра и методика измерений	28
2.1.2 Анализ точности определения величин раскрытия	34
2.2 Формулировка задачи и основные соотношения	38
2.2.1 Общие положения	38
2.2.2 Определение коэффициентов интенсивности напряжений	40
2.2.3 Определение величин Т-напряжений.....	42
2.3 Оптические схемы интерферометров	45
2.3.1 Спекл-интерферометр на базе двух видеокамер для исследования краевых трещин	46
2.3.2 Спекл-интерферометр с мобильным модулем для исследования центральных трещин	55

2.4 Экспериментальные результаты определения параметров механики разрушения	59
2.4.1 Определение коэффициентов интенсивности напряжений для образца с краевой трещиной.....	59
2.4.2 Определение T-напряжений для образца с краевой трещиной.....	64
2.4.3 Определение коэффициентов интенсивности напряжений для образца с центральной трещиной	68
2.4.4 Определение T-напряжений для образца с центральной трещиной.....	79
2.5 Влияние пластической зоны в вершине трещины на точность определения коэффициентов интенсивности напряжений по экспериментальным данным...	82
2.6. Выводы по Главе 2.....	86
ГЛАВА 3. ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ НА НАКОПЛЕНИЕ ПОВРЕЖДЕНИЙ В ОКРЕСТНОСТИ КОНЦЕНТРАТОРА НАПРЯЖЕНИЙ.....	88
3.1 Экспериментальный подход и объекты исследования	88
3.2 Исходная экспериментальная информация	96
3.3 Выбор количественного индикатора процесса накопления повреждений..	103
3.3.1 Влияние коэффициента асимметрии цикла на эволюцию параметров механики разрушения.....	104
3.3.2 Влияние размаха напряжений на эволюцию параметров механики разрушения	109
3.4 Функция накопления повреждений	112
3.4.1 Вариации коэффициента асимметрии цикла.....	116
3.4.2 Вариации размаха напряжений цикла.....	121
3.4.3 Область применения	124
3.5 Выводы по Главе 3.....	126

ГЛАВА 4. ИССЛЕДОВАНИЕ ЭВОЛЮЦИИ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ В ОКРЕСТНОСТИ УПРОЧНЁННОГО ОТВЕРСТИЯ. 127

4.1 Анализ эволюции остаточных напряжений в образцах с упрочнёнными отверстиями на основе метода последовательного наращивания длины трещины	127
4.1.1 Исследуемые объекты и техника эксперимента	127
4.1.2 Исходная экспериментальная информация	131
4.1.3 Определение величин КИН и Т-напряжений	134
4.1.4 Анализ эволюции остаточных напряжений по экспериментальным значениям КИН	144
4.2 Оценка эволюции остаточных деформаций и напряжений на основе метода сверления вторичного отверстия	153
4.2.1 Метод сверления вторичного отверстия	154
4.2.2 Определение исходного уровня остаточных напряжений и деформаций	161
4.2.3 Эволюция остаточных деформаций и напряжений	168
ГЛАВА 5. ЭВОЛЮЦИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ОКРЕСТНОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ АЛЮМИНИЕВЫХ ПЛАСТИН	175
5.1 Метод сверления отверстия	175
5.2 Объекты исследования и исходный уровень остаточных напряжений	176
5.3 Эволюция остаточных напряжений в окрестности сварных швов	182
5.4 Определение величин КИН и Т-напряжений	188
5.5 Выводы по Главе 5	193
Заключение	194
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	196

ВВЕДЕНИЕ

Исследования процессов накопления повреждений, зарождения усталостной трещины и ее дальнейшего роста, которые происходят в нерегулярных зонах металлических конструкций, представляют значительный научный и прикладной интерес. Особого внимания заслуживают распространённые ситуации, когда высокая скорость процесса зарождения и развития трещины связана со значительным уровнем упругопластических деформаций в зоне концентрации напряжений, в частности, в окрестности сквозного отверстия. Случайные перегрузки с отрицательным коэффициентом асимметрии цикла и/или высокий уровень максимальных напряжений могут также вносить дополнительный вклад в ускорение процесса накопления повреждений. Концентрация напряжений, которая всегда имеет место в окрестности болтовых/заклепочных, а также сварных соединений авиационных конструкций, представляет собой основную причину возникновения локальных упругопластических деформаций в условиях эксплуатации летательных аппаратов (ЛА). В конечном счете, это может приводить к существенному сокращению долговечности элементов соединений вследствие влияния малоциклового усталости.

Актуальность данной работы

Создание современных ЛА, характеризующихся высокой эксплуатационной надёжностью, является приоритетной задачей авиационной промышленности. Использование высокотехнологичных соединений металлических элементов конструкций представляет собой важное звено, необходимое для повышения прочностных характеристик ЛА. В настоящее время широкое распространение получили две технологии, а именно, использование упрочненных отверстий в болтовых и заклепочных соединениях, а также создание сварных элементов авиационных конструкций. Первая из них, в основном, направлена на значительное увеличение усталостной долговечности планера самолета. Это увеличение может достигать 3 – 5 раз в зависимости от степени

натяга и диаметра крепёжного отверстия. Применение сварных конструкций по современным оценкам способно обеспечить снижение веса планера пассажирского самолета в пределах 10-12 %. Вышеупомянутые подходы характеризуются тем, что при создании подобных соединений элементов конструкций возникают значительные по величине технологические остаточные напряжения, влияние которых на статическую и усталостную прочность необходимо учитывать при оптимальном проектировании ЛА. Таким образом, возникает необходимость получения новых экспериментальных данных, которые описывают процесс накопления усталостных повреждений в нерегулярных зонах конструкций, в том числе и с учётом эволюции полей остаточных напряжений при циклическом нагружении. С этой целью разработаны новые экспериментальные методы исследования накопления повреждений, которые используют измерения деформационного отклика на локальное удаление материала в виде узкого надреза методом электронной спекл-интерферометрии и последующем определении параметров механики разрушения. Переход от измеренных компонент перемещений к величинам коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) и T -напряжений осуществляется на основе методов линейной механики разрушения.

Степень разработанности темы

Методы, основанные на линейной механике разрушения, широко применяются, как для анализа напряженно-деформированного состояния (НДС) элементов конструкций с трещиной, так и в процессе исследований накопления повреждений и зарождения усталостных трещин. Фундаментальные результаты в этой области представлены в работах известных отечественных и зарубежных учёных: Е.М. Морозова, В.З. Партона, Г.П. Никишкова, В.В. Панасюка, Г.П. Черепанова, Г.И. Нестеренко, В.И. Гришина, M.L. Williams, H. M. Westergaard, J.F. Knott, J.R. Rice и многих других.

Экспериментальные и расчётно-экспериментальные методы определения параметров механики разрушения, которые часто применяются, как для решения актуальных практических задач, так и для обоснования и верификации

результатов численного моделирования, получили широкое распространение. Среди учёных, которые внесли значительный вклад в эту область, нужно отметить: Ю.Г. Матвиенко, И.А. Разумовского, A.S. Kobayashi, J.S. Epstein, J.W. Dally, R.J. Sanford, I. Finnie, H.J. Schindler и других.

Исследования накопления усталостных повреждений занимает важное место при описании процессов зарождения и развития трещин в различных элементах конструкций. Основные достижения в этой области базируются на фундаментальных работах М.А. Miner, С.С. Osgood, J.A. Collins, U. Zerbst, Ю.Н. Работнова, В.В. Москвитина, Н.А. Махутова, А.А. Мовчана, А.А. Шанявского и других.

Значительное развитие получили методы исследования остаточных напряжений с помощью сверления отверстия и последующего измерения деформационного отклика оптическими методами. Большой вклад в этой области внесли: А.А. Антонов, Л.М. Лобанов, В.П. Щепинов, А.Л. Попов, Г.Н. Чернышев, В.М. Козинцев, А.А. Рассоха, D.L. Nelson, G.S. Schajer, J.H. Kauffman, M. Steinzik, И.Н. Одинцев, В.С. Писарев.

Целью диссертационной работы является разработка нового метода определения параметров механики разрушения на основе удаления локального объёма материала в виде узкого надреза и его применении к исследованию процесса накопления усталостных повреждений и эволюции остаточных напряжений.

Решены следующие задачи:

- Предложена и верифицирована модель перехода от измеряемых компонент перемещений на берегах надреза к величинам КИН и Т-напряжений;
- На основе разработанного экспериментального подхода проведено исследование следующих процессов:

1. Накопления усталостных повреждений в окрестности концентратора напряжений при малоцикловом нагружении прямоугольных образцов с отверстием для различных значений коэффициентов асимметрии и размаха напряжений цикла.

2. Эволюции остаточных напряжений в окрестности упрочненных отверстий в плоских прямоугольных образцах при малоцикловом нагружении.

3. Эволюции остаточных напряжений в окрестности сварных соединений плоских прямоугольных образцов при малоцикловом нагружении.

Научная новизна работы заключается в:

- Разработке и верификации метода определения параметров механики разрушения при моделировании трещины последовательностью узких надрезов и измерении деформационного отклика в виде тангенциальных компонент перемещений методом электронной спекл-интерферометрии;
- Экспериментально установленных закономерностях влияния коэффициента асимметрии и размаха напряжений цикла на эволюцию параметров механики разрушения при малоцикловом нагружении прямоугольных образцов с центральным отверстием;
- Получении явного вида функции накопления повреждений в окрестности отверстия при малоцикловом нагружении;
- Разработке метода сверления вторичного отверстия для определения остаточных деформаций/напряжений в окрестности упрочнённых отверстий;
- Экспериментально установленных закономерностях, описывающих сложный характер эволюции остаточных напряжений в окрестности упрочнённых отверстий и сварных швов.

Основным методом исследования являются оптические интерференционные измерения тангенциальных компонент перемещений на берегах трещины, которая моделируется последовательностью узких надрезов, с помощью электронной спекл-интерферометрии.

Достоверность результатов обеспечивается верификацией модифицированной версии метода последовательного наращивания длины трещины (ПНДТ) при решении ряда тестовых задач. В качестве таких задач используются внецентренное растяжение прямоугольных образцов типа

двухконсольной балки (ДКБ) с краевой трещиной, а также одноосное растяжение прямоугольных образцов с центральной симметричной трещиной. Погрешность результатов эксперимента для краевых и центральных трещин оценивается путём сравнения величин КИН с известными результатами теоретических и численных решений соответствующих задач линейной механики разрушения. Расхождение между экспериментальными и теоретическими/расчётными величинами КИН для краевой трещины различной длины в ДКБ образцах не превышает 5%. Второй способ заключается в построении образцовых картин интерференционных полос, которые визуализируются с помощью расчётов методом конечного элемента и их сравнении с реальными интерферограммами. На этой основе показано, что погрешность определения величин раскрытия и КИН для центральной симметричной трещины не превышает 1 и 3%, соответственно.

Практическая значимость заключается в создании экспериментальной установки, которая обеспечивает высокую точность получения исходной экспериментальной информации в виде тангенциальных компонент перемещений методом электронной спекл-интерферометрии. Предложенный метод оценки накопления повреждений основан на проведении измерений после циклического нагружения образцов, что исключает необходимость определения скорости роста усталостной трещины в реальном времени. Разработанный подход даёт возможность количественного описания процесса накопления усталостных повреждений и эволюции остаточных напряжений в образцах, моделирующих элементы болтовых/заклёпочных и сварных соединений. Полученные данные необходимы для верификации численных моделей зарождения и развития усталостных трещин в нерегулярных зонах авиационных конструкций, в том числе при наличии полей остаточных напряжений.

Теоретическая значимость состоит в том, что разработанный метод исследования позволяет определять величины раскрытия, КИН и T-напряжений для трещин различной длины в поле действующих и остаточных напряжений на различных этапах циклического нагружения. Предложенный подход даёт

возможность прогнозирования скорости накопления усталостных повреждений для произвольных параметров цикла нагружения.

Личный вклад автора. Основные положения диссертации получены лично автором, либо при непосредственном его участии, что подтверждено публикациями.

На защиту выносятся:

- Экспериментальный метод определения величин КИН и Т-напряжений по результатам оптических интерференционных измерений тангенциальных компонент перемещений берегов надреза, моделирующего трещину.
- Установленные закономерности влияния коэффициента асимметрии и размаха напряжений цикла на эволюцию параметров механики разрушения при малоцикловом нагружении прямоугольных образцов с центральным отверстием.
- Способ получения функции накопления повреждений на основе анализа эволюции величин КИН для узкого надреза при малоцикловом нагружении.
- Метод сверления вторичного отверстия для оценки остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия и определения кинетики накопления усталостных повреждений.
- Установленные закономерности эволюции остаточных напряжений в окрестности упрочнённых отверстий и сварных швов.

Апробация работы. Результаты работы представлены на следующих российских и международных конференциях:

19th European Conference on Fracture, Fracture Mechanics for Durability, Reliability and Safety, Россия, Казань, 26-31 августа, 2012 г;

The 13th International Conference New Trends in Fatigue and Fracture (NTF13), Россия, Москва, 13-16 мая 2013 г;

Всероссийская конференция, посвященной 70-летию Победы 2015 г, Россия, Миасс, 16-18 июня 2015 г;

XI Всероссийский съезд по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики, Россия, Казань, 20-24 августа 2015 г;

11th International Conference on Damage Assessment of Structures, DAMAS 2015, Belgium, Ghent University, 24-26 August 2015;

58 научная конференции МФТИ, Россия, Жуковский, 23-28 ноября 2015 г;

Международная научная конференции «XLIII Гагаринские чтения», Россия, Москва, 10-11 апреля 2017 года;

XXI научно-техническая конференция молодых ученых и специалистов, Россия, Королёв, 30 октября – 3 ноября 2017 года;

Научно-техническая конференция Прочность Конструкций Летательных Аппаратов, Россия, Жуковский, 31 мая – 1 июня 2018 года;

IGF Workshop - Fracture and structural integrity: ten years of 'Frattura ed Integrità Strutturale', Cassino, Italy, June 4-6, 2018.

International Symposium on: Advances in Fatigue and Fracture Celebrating the 40th Anniversary of FFEMS, Sheffield, UK, 18-20 September 2019.

Международная научная конференции «XLVI Гагаринские чтения», Россия, Москва, 14-17 апреля 2020 года.

Публикации. Результаты, представленные в диссертации, опубликованы в 24 работах, из них 7 публикаций в изданиях, рекомендованных ВАК РФ, 8 работ в изданиях, входящих в базу данных Scopus и Web of Science, а также 9 работ в других изданиях, получен патент на изобретение.

Структура и объём диссертации

Диссертация состоит из 5 глав, введения, заключения и списка использованной литературы из 188 наименований. Общий объём работы 215 страниц основного машинописного текста, включая 37 таблиц и 97 рисунков.

ГЛАВА 1. ОСНОВНЫЕ ОБЛАСТИ ИССЛЕДОВАНИЯ И ИХ СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ

1.1 Экспериментальные методы определения параметров механики разрушения для трещин в поле действующих и остаточных напряжений

Методы, основанные на линейной механике разрушения, широко применяются, как для анализа НДС элементов конструкций с трещиной, так и в процессе исследований накопления повреждений и зарождения усталостных трещин [1-10]. Теоретические подходы, изложенные в упомянутых работах и полученные на этой основе количественные соотношения, служат основой экспериментального подхода, который используется в диссертационной работе для определения величин КИН и Т-напряжений.

Экспериментальные и расчётно-экспериментальные методы определения параметров механики разрушения, которые часто применяются, как для решения актуальных практических задач, так и для обоснования и верификации результатов численного моделирования, получили широкое распространение. Наибольший интерес с точки зрения получения надежных результатов представляют оптические и оптико-интерференционные методы исследования напряженно-деформированного состояния элементов конструкций с трещинами [11-19].

Первые методики, разработанные в 1970-е годы, были направлены на определение коэффициента интенсивности напряжения (КИН). Широкий набор исследовательских работ основан на использовании различных версий анализа напряжений с помощью метода фотоупругости [20-28]. Сущность экспериментальной процедуры заключается в использовании переопределённого массива данных, которые относятся к множеству точек измерений, расположенных, как в ближней, так и дальней окрестности вершины трещины. Для обработки избыточного массива экспериментальных данных используется подход, основанный на применении различных версий метода наименьших

квадратов. Предполагается, что наличие избыточного объёма экспериментальных данных, полученных с помощью картин интерференционных полос, обеспечивает значительное увеличение точности определения величин КИН [23].

Другая группа оптических интерференционных методов даёт возможность получения полей компонент перемещений в окрестности вершины трещины. Основным преимуществом таких методов по сравнению с методами фотоупругости, термоупругости и метода каустик является получение исходной экспериментальной информации на реальных поверхностях металлических или композитных объектов. Первая ветвь существующих подходов включает различные версии метода Муара [13, 14, 29-31]. Второе направление основано на электронной спекл-интерферометрии (ЭСИ) [13-29, 32-35]. Поля перемещений в окрестности вершины трещины обычно характеризуются с помощью обобщённого разложения Вестергарда [36]. Сглаживание экспериментальных данных с помощью аналитических полей перемещений позволяет определить величины КИН. С помощью численного моделирования разработан и верифицирован обобщённый алгоритм, который вычисляет параметры полей напряжений и/или деформаций для трещин нормального отрыва на основе метода наименьших квадратов для интерференционных полос полученных, методом Муара или ЭСИ [37]. Сравнительный анализ возможностей вышеупомянутых оптических методов и некоторых других подходов при определении величин КИН представлен в [38]. Следующий шаг в получении полей перемещений быстрым и надёжным способом подразумевает замену исходной экспериментальной информации, которые имеют форму картин интерференционных полос для метода Муара и ЭСИ, на более простое представление. Такой подход, получивший название корреляция цифровых изображений (КЦИ), основан на использовании высокоразрешающих цифровых камер, снабжённых соответствующим программным обеспечением [39]. Сущность метода КЦИ заключается в математической корреляции изменения интенсивности световой волны двух изображений, зарегистрированных до и после деформации исследуемого объекта. Привлекательными свойствами метода

КЦИ является переменная чувствительность к двум тангенциальным компонентам перемещений и возможность автоматизированной регистрации и обработки данных. Эти факты имеют большое значение для одновременного определения величин КИН и Т-напряжений. Дело в том, что измеряемые параметры, необходимые для дальнейшего извлечение величин КИН, больше, по крайней мере, на порядок величины, чем аналогичные параметры, связанные с определением Т-напряжений. Вот почему работы, посвящённые исследованию параметров механики разрушения методом КЦИ, включают определение только величин КИН или одновременно величин КИН и Т-напряжений [40-66]. Обоснование заметной роли Т-напряжений в распространении трещины и разрушении, которая стала достаточно очевидной в последние десятилетия, можно найти, например, в [53, 54].

Типичная процедура извлечения величин КИН и Т-напряжений, как на основе полей напряжений (фотоупругость), так и полей тангенциальных перемещений (методы Муара, ЭСИ, КЦИ), которые измеряются в окрестности вершины трещины на различных расстояниях от ее вершины, включает следующие основные этапы. Во-первых, исходные экспериментальные данные необходимо получить в значительном количестве точек измерения до и после нагружения образца с трещиной, фиксированной длины. Это количество может достигать нескольких сотен (фотоупругость, метод Муара, ЭСИ) или нескольких тысяч (КЦИ) точек. Во-вторых, необходимо выбрать аналитическую функцию, которая может представить искомые поля напряжений и/или деформаций с достаточной степенью точности. Величины этой функции, вычисленные во всех точках измерений, требуется сопоставить с соответствующими экспериментальными значениями. Сглаживание разницы между теоретическими и экспериментальными величинами методом наименьших квадратов позволяет определить искомые величины КИН и Т-напряжений. В большинстве известных подходов в качестве аналитической функции служит обобщённое разложение Вестергарда для полей напряжений, и асимптотическая формулировка Уильямса для полей перемещений [36, 67]. Сравнительный анализ традиционных и недавно

созданных моделей, используемых для описания полей напряжений и перемещений в окрестности вершины трещины и их применения для извлечения величины КИН из экспериментальных данных, представлен в [68, 69]. Описанная выше процедура часто связана с некоторыми недостатками. Первый из них связан с использованием большого массива точек измерения. В настоящее время это обстоятельство совершенно не влияет на сложность экспериментальной процедуры. Наличие цифровых камер с высоким разрешением, так же как надёжных алгоритмов и программного обеспечения для быстрой регистрации и обработки, практически снимает все технические проблемы, связанные с получением исходной информации во множестве точках с приемлемой точностью. Проблема состоит в том, что точки измерений, которые расположены на различных позициях по отношению к вершине трещины, дают исходные данные различной информационной ценности. Эта ценность возрастает, когда расстояние от каждой конкретной точки измерения до вершины трещины уменьшается. Различие в информационной ценности может отрицательно влиять на точность конечных результатов.

В самом деле, точки в дальнем поле несут информацию, которая, в основном, относится к равномерным полям деформаций и перемещений, вызванных внешней нагрузкой. Такая информация имеет невысокое качество в смысле надёжного определения параметров механики разрушения. С другой стороны, количество точек, расположенных на приемлемом расстоянии от вершины трещины, где может быть надёжно получена исходная информация высокого качества, всегда ограничено. Более того, зона наибольшего интереса, расположенная в ближайшей окрестности вершины трещины, практически недоступна для измерения. Это обусловлено низкой корреляцией между поверхностью объекта в исходном состоянии и деформированном состоянии этой же поверхности, которая характеризуется высокими градиентами деформаций и напряжений в окрестности вершины трещины.

Таким образом, традиционная процедура, основанная на измерении полей перемещений (напряжений) для трещин фиксированной длины при увеличении

внешней нагрузки между экспозициями, всегда требует преодоления ряда внутренних проблем. Эти проблемы связаны с минимизации ошибки, вызванной перемещением образца как целого, неопределённостью в определении координат вершины трещины и степени неопределённости в исходных данных [37]. Возможное несовпадение между реальными полями деформаций и перемещений и используемой аналитической моделью также должно быть учтено. Применение тензометрических датчиков можно рассматривать, как один из путей, который помогает избежать некоторых из вышеописанных трудностей при определении КИН и Т-напряжений [70, 71]. Однако тензометрические датчики дают возможность измерения только в нескольких точках, приводя, таким образом, к потере преимуществ, присущих методам измерения полей деформаций (перемещений). Более того, все упомянутые выше подходы нельзя применять для трещин в поле остаточных напряжений.

Значительный вклад в разработку и применение экспериментальных и расчётно-экспериментальных методов анализа напряжённно-деформированного состояния в окрестности вершины трещины внесли российские учёные. Среди них необходимо отметить Ю.Г. Матвиенко и И.А. Разумовского [15-19].

Существует ещё один подход к экспериментальному определению параметров механики разрушения. Методика последовательного увеличения длины разреза для измерения остаточных напряжений была первоначально предложена Vaidyanathan, Finnie и Cheng, как метод ПНДТ (the crack compliance method) [77, 78]. В отличие от описанных выше подходов, метод ПНДТ использует измерение деформационного отклика на малое приращение длины трещины без изменения условий внешнего нагружения. Кратко говоря, этот метод основан на релаксации поля остаточных напряжений вследствие наличия узкого разреза последовательно увеличивающейся длины и измерения соответствующих изменений величин деформаций с помощью тензометрических датчиков, расположенных в наиболее оптимальных позициях. Значительный вклад в развитии и применении метода ПНДТ для определения остаточных напряжений внёс И.А. Разумовский [18, 19]. Исходная версия метода ПНДТ требовала

многочисленных вычислений и была направлена на определение только остаточных напряжений. Как следующий шаг Schindler и др. разработали потенциально более простую версию анализа, основанную на соотношениях линейной механики разрушения [79, 80]. Только метод Schindler даёт величины КИН K_I , как функцию длины трещины, используя данные измерения деформации, без промежуточных вычислений остаточных напряжений. Подробное описание текущего состояния метода ПНДТ вместе с большим списком имеющихся публикаций можно найти в обзоре [81] и книге [82]. Prime проанализировал все необходимые шаги, присущие методу ПНДТ, путём численного моделирования роста трещины в стандартном компактном образце для испытаний на внецентренное растяжение [83]. Были представлены величины КИН и компоненты остаточных напряжений, а также приведён анализ возможных ошибок. Полученные результаты весьма оптимистичны, но не имеют прямого экспериментального подтверждения. Имеющийся опыт в области определения компонент остаточных напряжений и величин КИН методом ПНДТ в окрестности соединений, выполненных на основе сварки трением с перемешиванием, нагружении представлены в [84-86]. Следует специально отметить, что количество работ, относящихся к экспериментальному определению величин КИН и компонент остаточных напряжений методом ПНДТ, достаточно ограничено. Более того, первоначально предложенная схема эксперимента сохраняет свою структуру до настоящего времени. А именно, необходимые измерения деформационного отклика выполняются с помощью массива тензометрических датчиков, расположенных достаточно далеко от вершины трещины. В то же время количество опубликованных статей, относящихся к уточнению вычислительной процедуры, которая необходима для надёжного извлечения, как величин остаточных напряжений, так и величин КИН из исходных экспериментальных данных, показывает значительный рост [87-91]. Это означает, что относительная простота и надёжность традиционной версии метода ПНДТ не является столь очевидной.

Необходимым этапом диссертационной работы, которая обеспечивает достижение поставленных целей, является разработка, верификация и практическое применение модифицированной версии метода ПНДТ, которая обеспечивает повышение точности определения величин раскрытия, КИН и T -напряжений для трещин в поле, как действующих, так и остаточных напряжений. Ключевым моментом разработанного подхода заключается в измерении деформационного отклика, вызванного локальным удалением материала между двумя экспозициями, методом ЭСИ. Исходная экспериментальная информация извлекается в ограниченном количестве особых точек, расположенных непосредственно на берегах трещины.

Наличие деформационных компонент перемещений, которые свободны от перемещений исследуемого объекта, как жёсткого целого, измеренных непосредственно на берегах трещины открывает новые замечательные возможности для определения параметров механики разрушения. Во-первых, отпадает необходимость в создании подробной численной модели в процессе интерпретации экспериментальных данных. Во-вторых, картины интерференционных полос, зарегистрированные в окрестности вершины трещины, служат надёжным индикатором, выявляющим реальный тип исследуемого напряжённого состояния. Определение величин КИН и T -напряжений для краевой трещины, а также центральной несимметричной и центральной симметричной трещины в тонких прямоугольных пластинах используется для экспериментальной верификации разработанного подхода. Практическое применение иллюстрируется при определении параметров механики разрушения для трещин в поле остаточных и комбинированных (остаточные + действующие) напряжений.

1.2 Исследование процессов накопления повреждений

Исследования процессов накопления повреждений, зарождения усталостной трещины и ее дальнейшего роста, которые происходят в нерегулярных зонах

металлических конструкций, представляют значительный научный и прикладной интерес [92–95]. Особого внимания заслуживают распространенные ситуации, когда высокая скорость процесса зарождения и развития трещины связана со значительным уровнем упругопластических деформаций в зоне концентрации напряжений, в частности, в окрестности сквозного отверстия. Случайные перегрузки с отрицательным коэффициентом асимметрии цикла и/или высокий уровень максимальных напряжений также могут вносить дополнительный вклад в ускорение процесса накопления повреждений. Концентрация напряжений, которая всегда имеет место в окрестности болтовых/заклепочных соединений, представляет собой основную причину возникновения локальных упругопластических деформаций в условиях реальной эксплуатации авиационных конструкций. В конечном счете, это может приводить к существенному сокращению долговечности вследствие влияния малоциклового усталости.

В настоящее время для прогнозирования процессов зарождения и развития усталостных трещин в материалах, используемых при создании современных авиационных конструкций, в основном, применяются энергетические, феноменологические и микромеханические модели описания повреждаемости материалов на различных этапах циклического нагружения [96–100]. Основным недостатком подобных подходов является тот факт, что в качестве степени поврежденности используются параметры, которые невозможно с достаточной степенью точности определить на основе прямых измерений соответствующих физических величин. Кроме того, ресурсы развития упомянутых выше моделей на основе косвенных экспериментальных данных, которые необходимы для уточнения количественных соотношений, описывающих накопление повреждений, практически исчерпаны.

Одним из перспективных путей повышения количественной составляющей методов, используемых для анализа накопления повреждений и предсказания долговечности конструкций, является привлечение линейной механики разрушения. Весьма подробный обзор, посвященный глубокому пониманию перспектив и ограничений в ходе применения существующих методов механики

разрушения для анализа повреждений, представлен в работе Zerbst, Klinger и Slegg [101]. В ней, в частности, специально отмечено, что «... полезность и эффективность любого результата в области анализа повреждений, полученного на основе механики разрушения, существенным образом зависит от его точности». Некоторые недавние примеры применения различных результатов механики разрушения в области анализа повреждений и предсказания долговечности представлены в работах [102–105]. Большинство существующих подходов основано на конечно-элементном моделировании. Некоторые из них требуют включения экспериментально определяемых параметров, которые являются важным звеном при численном моделировании.

Необходимость разнообразных экспериментальных исследований процессов накопления усталостных повреждений, особенно при наличии локальных упругопластических деформаций, многократно обоснована в литературе (см., например, [92–94, 106, 107]). Методики, основанные на оптических и оптико-интерференционных измерениях, являются одним из наиболее эффективных подходов для количественного описания эволюции упругопластических деформаций [13, 112, 113]. Многочисленные методы измерения полей перемещений и деформаций используются для экспериментального определения параметров механики разрушения и оценки накопления повреждений [49, 51, 54–56, 58–62, 64, 65, 69, 114–120]. Большинство из этих подходов включают измерения тангенциальных компонент перемещений в окрестности трещины постоянной длины при пошаговом увеличении внешней нагрузки. Подход к определению параметров механики разрушения, основанный на методе ПНДТ, представляется весьма перспективным для исследования накопления повреждений [77–78]. Особый интерес с этой точки зрения представляет модифицированная версия метода ПНДТ, которая дает возможность высокоточного определения раскрытия надреза Δv в исходной точке приращения его длины, КИН и T -напряжений [108, 109]. Далее будет показано, как модифицированная версия метода ПНДТ может быть эффективно использована для экспериментального анализа процесса накопления усталостных повреждений.

Усталостное повреждение можно рассматривать, как некоторое механическое событие, которое является ответственным за ослабление микрообъема материала [92–100]. С совокупность этих событий, в конечном счете, приводит к зарождению и возникновению трещины. Первая стадия процесса накопления усталостных повреждений носит скрытый характер. Это означает, что не существует внешних механических проявлений, которые можно измерить и описать количественным образом, вплоть до образования макродефекта. Подобное повреждение материала, которое в ряде случаев может быть обнаружено с помощью различных неразрушающих методов, служит источником распространения усталостной трещины [110]. Таким образом, количественное описание процесса накопления усталостных повреждений требует введения какого-либо параметра, который может быть измерен на основе физических принципов. Для решения данной проблемы весьма подходит аналогия с разрушающими методами определения остаточных напряжений. Имеющиеся в этой области подходы основаны на механическом удалении локального объема материала и последующих измерениях деформационного отклика, вызванного освобождением энергии остаточных напряжений. Единственное отличие заключается в том, что остаточные напряжения всегда существуют в объеме материала, тогда как усталостные повреждения должны быть предварительно накоплены перед удалением материала.

Малоцикловое нагружение образцов с концентраторами напряжений, что является главным предметом изучения в данной работе, можно рассматривать как очень эффективный инструмент для быстрого накопления повреждений. Образцы одной и той же геометрии должны быть подвергнуты периодическому нагружению с различным количеством циклов. Этот процесс дает набор объектов исследования с различной степенью накопленных повреждений. Ключевым моментом предлагаемого подхода является тот факт, что плоские образцы с концентраторами напряжений (сквозными отверстиями) испытываются в соответствии с реальными условиями эксплуатации без нанесения начального надреза, который необходим для обеспечения роста трещины. Извлечение

измеряемых параметров, которые необходимы для количественного описания процесса накопления повреждений, может быть достигнуто путем нанесения последовательности узких надрезов при постоянной внешней нагрузке. Эти надрезы служат для оценки уровня усталостных повреждений, также как зондирующие отверстия используются для освобождения энергии остаточных напряжений в методе сверления отверстия. Экспериментальный метод основан на измерении локального деформационного отклика на нанесение узкого надреза методом электронной спекл-интерферометрии. Исходная экспериментальная информация имеет вид тангенциальных компонент перемещений v и u , которые определяются непосредственно на берегах надреза. Таким образом, величина раскрытия Δv в начальной точке приращения длины надреза определяется прямым образом. Переход от измеренных тангенциальных компонент перемещений к искомым величинам КИН и T -напряжений осуществляется на основе соотношений модифицированной версии метода ПНДТ [108, 109].

Полученная информация дает возможность построения зависимостей раскрытия Δv , КИН и T -напряжений от длины надреза для каждого исследованного этапа циклического нагружения. Исходные точки первоначальных надрезов лежат на контуре отверстия. Затем эти данные обеспечивают построение зависимостей величин параметров механики разрушения для надрезов фиксированной длины от количества циклов нагружения, которые дают количественное описание процесса накопления усталостных напряжений. Таким образом, деформационный отклик на малое приращение длины надреза служит индикатором степени накопления повреждений на различных стадиях циклического нагружения.

Ранее было показано, что погрешности определения величин КИН с помощью модифицированной версии метода ПНДТ не превышают 5-ти процентов для любой реальной плотности полос на интерференционной картине [108, 109]. В большинстве случаев эта погрешность лежит в трехпроцентном интервале. Данный факт имеет решающее значение при количественном описании процесса накопления повреждений. Подробный анализ полученных

экспериментальных данных свидетельствует, что нормализованные зависимости величин КИН для первой трещины от количества циклов нагружения дают возможность получить функцию накопления повреждений $D_m(N_m, R, \Delta\sigma)$ (где N_m – количество циклов; R – коэффициент асимметрии цикла; $\Delta\sigma$ – размах напряжений) в явном виде.

Главной темой данной работы является получение новых экспериментальных данных, которые количественным образом описывают влияние изменения коэффициента асимметрии и амплитуды напряжений цикла на процесс накопления повреждений в окрестности сквозного отверстия при малоцикловом нагружении. Вторая область интересов связана с анализом накопления повреждений при наличии поля остаточных напряжений. Некоторые результаты, которые получены ранее на основе предлагаемого подхода для упрочненных отверстий, выявили ряд непредвиденных проблем [111]. Чтобы преодолеть эти трудности в будущих исследованиях, данные, которые относятся к накоплению повреждений в нерегулярном поле напряжений, характеризующимся высоким градиентом деформаций и наличием остаточных напряжений, могут быть весьма полезны.

1.3 Исследование остаточных напряжений в окрестности упрочнённого отверстия

Процесс холодного упрочнения отверстий широко используется для увеличения ресурса авиационных конструкций [121]. Такая технология, называемая холодное упрочнение [cold hole expansion], была разработана и внедрена в начале 70-х годов прошлого века в авиационной промышленности, чтобы задержать образование повреждений и затормозить распространение трещины [122, 123]. Подробный обзор технологических процессов, используемых при упрочнении отверстий в конструкциях как коммерческих, так и боевых

самолетов и их влияние на повышение долговечности и живучести, представлен в [121].

Сущность технологического процесса заключается в том, что в окрестности отверстия образуется зона сжимающих остаточных напряжений. Увеличение долговечности обусловлено, в основном, влиянием окружающих остаточных напряжений, что, во-первых, задерживает появление исходной трещины, увеличивая, таким образом, время жизни до появления первого дефекта. Во-вторых, влияние остаточных напряжений приводит к сокращению эффективного диапазона коэффициента интенсивности напряжений, уменьшая скорости роста усталостных трещин [124, 125].

Таким образом, общепринятым является тот факт, что остаточные напряжения оказывают значительное положительное влияние на ресурс конструктивных элементов с упрочненными отверстиями. Однако это улучшение характеристик усталости трудно описать количественно. Надежные оценки долговечности требуют достоверной информации о распределениях остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия. В первую очередь были разработаны теоретические методы анализа остаточных напряжений на основе точного решения упругопластической задачи [126-129]. При этом рассматривается случай нагружения пластины с отверстием внутренним давлением и последующая разгрузка с использованием подходящего критерия текучести. Были так же предложены и реализованы численные подходы на основе 2D и 3D моделирования с помощью метода конечных элементов [130-138]. Большинство из этих статей включает экспериментальное определение остаточных напряжений разрушающими и неразрушающими методами, что необходимо для верификации конечно-элементного моделирования. Неразрушающие экспериментальные исследования, в основном, используют метод дифракции рентгеновских лучей [124].

Механические (разрушающие) методы определения остаточных напряжений основаны на локальном удалении материала. Модифицированный метод Sachs, который включает увеличение диаметра отверстия, широко

применяется для анализа распределений остаточных напряжений [106-109]. Такой подход требует использования некоторых теоретических допущений, которые могут отрицательным образом влиять на точность конечного результата. Чтобы преодолеть этот недостаток, был разработан и реализован новый гибридный экспериментально-численный метод [110]. Такая методика основана на механическом нанесении сквозных последовательных разрезов и измерений деформационного отклика тензометрическими датчиками. Предложенный подход обладает способностью анализа погрешностей измерения остаточных напряжений, вследствие их неравномерного распределения по толщине образца. Этот факт обеспечивает надёжное определение остаточных напряжений для различных технологий упрочнения отверстий. Результаты применения всех разрушающих методов выявляют неравномерное распределение остаточных напряжений, как по толщине плоского образца, так и в радиальном направлении. Эти распределения имеют сложный вид, что необходимо учитывать в любой модели, которая описывает процесс роста трещины от упрочнённого отверстия.

Приведенный выше обзор опубликованных работ, охватывает широкий спектр теоретических, численных и экспериментальных методов исследования распределений остаточных напряжений вокруг отверстия, упрочненного методом холодного расширения, и их влияния на долговечность. Наиболее надежные результаты относятся к исследованию распределений компонент остаточных напряжений, как по толщине упрочненного отверстия, так и в радиальном направлении. Выявлен сложный характер этих распределений, который существенным образом влияет на точность и надежность численной оценки величин КИН для трещины, распространяющейся от упрочненного отверстия в поле остаточных напряжений. Во многих работах отмечается, что надежность предсказаний скорости роста трещины при циклическом нагружении весьма чувствительна к точности вычислений диапазона величин КИН. Таким образом, следуя мнению М.В. Prime, можно сказать: «Информация об остаточных напряжениях является необходимым элементом как для исследования скорости роста трещины с помощью лабораторных образцов, так и для предсказания

эксплуатационных повреждений. Более конкретно, результирующие величины КИН часто представляют гораздо больший интерес, чем сами остаточные напряжения, так как величины КИН оказывают прямое воздействие на зависимость между скоростью роста трещины и разрушением» [83].

1.4 Исследование остаточных напряжений в окрестности сварных швов

Использование сварных соединений, позволяющих существенно повысить весовое совершенство и снизить стоимость создания конструкции, является одним из наиболее эффективных путей создания перспективных летательных аппаратов [139, 140]. В настоящее время в отечественной и зарубежной авиационно-космической промышленности уделяется значительное внимание созданию перспективных конструкций с помощью продвинутых технологий выполнения сварных соединений. К таким технологиям относятся сварка лазерным пучком (Laser Beam Welding – LBM), автогенная сварка плазменной дугой с переменной полярностью (Single pass autogenous Variable Polarity Plasma Arc welding – VPPA) и сварка трением с перемешиванием (Friction Stir Welding – FSW). Последний способ изготовления сварных соединений получил наибольшее распространение в различных отраслях современного машиностроения. Сварка трением представляет собой новую технологию, разработанную для соединения твердых тел, которая обладает значительным потенциалом, особенно при сварке алюминиевых и титановых сплавов, используемых в авиационной и космической промышленности.

Серьезным препятствием, которое сдерживает широкое внедрение тонкостенных сварных конструкций, является наличие остаточных напряжений достаточно высокого уровня [141-149]. Главная проблема, которая должна быть преодолена, состоит в определении механических свойств и прочностных характеристик сварных соединений на различных этапах их функционирования. По этой причине, во-первых, необходимо учитывать эволюцию остаточных

напряжений при циклическом нагружении, так как остаточные напряжения практически всегда оказывают решающую роль на процесс роста усталостной трещины и разрушение. Второй шаг заключается в определении параметров механики разрушения для трещин, возникающих на различных этапах циклического нагружения сварных соединений. Это означает, что анализ процесса распространения усталостных трещин в поле остаточных напряжений при воздействии циклического нагружения является необходимым звеном для оптимального проектирования сварных конструкций с учетом усталости. Отсутствие надежных экспериментальных данных о закономерностях накопления повреждений в комбинированном поле напряжений сдерживает широкое внедрение продвинутых сварных конструкций в гражданском авиастроении.

В настоящее время существует ряд традиционных и широко распространенных методов, которые используются для оценки долговечности сварных соединений. Большинство таких подходов основано на оценках скорости роста усталостной трещины (Fatigue Crack Growth Rate – FCGR). В подобных методах данные о скорости роста усталостной трещины, полученные при лабораторных испытаниях малоразмерных стандартных образцов, применяются для предсказания долговечности реальных сварных конструкций на основе методов линейной механики разрушения. Значительное количество подобных исследований было выполнено в течение последних 15-ти лет для того, чтобы понять особенности процессов роста усталостных трещин в окрестности сварных соединений [150-165]. Основные выводы, которые содержатся в вышеупомянутых работах, можно сформулировать следующим образом:

1. Остаточные напряжения в окрестности сварного шва представляют собой наиболее важный параметр, который оказывает решающее влияние на скорость роста усталостных трещин. При этом растягивающие напряжения увеличивают скорость роста трещины, а сжимающие напряжения снижают эту скорость.
2. Перераспределение и релаксация остаточных напряжений при продвижении трещины оказывает существенное влияние на рост трещины.

Поэтому, главной задачей всех экспериментальных исследований является выделение влияния остаточных напряжений на скорость роста усталостных трещин. Если это влияние определено, то скорость роста усталостной трещины в окрестности сварных соединений могла бы быть установлена или предсказана путем наложения эффекта остаточных напряжений на рост трещины в основном материале [154, 160, 161, 165].

Одним из наиболее эффективных подходов к определению остаточных напряжений в окрестности сварных швов является совместное применение методов сверления отверстий и измерение деформационного отклика оптическими и оптико-интерференционными методами. Значительный вклад в разработку и применение данного направления внесли: Антонов А.А., Попов А.Л., Чернышев Г.Н., Козинцев В.М., Лобанов Л.М., Одинцев И.Н., Щепинов В.П., Писарев В.С., Рассоха А.А., Nelson D.V., Steinzing M., Schaer G.S. и др. [113, 141, 166-171]. Подробный обзор современного состояния в области измерения остаточных напряжений при использовании метода сверления отверстия и оптических интерференционных измерений представлен в работе [148].

ГЛАВА 2. МОДИФИЦИРОВАННАЯ ВЕРСИЯ МЕТОДА ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО НАРАЩИВАНИЯ ДЛИНЫ ТРЕЩИНЫ

2.1 Определение тангенциальных компонент перемещений методом электронной спекл-интерферометрии

2.1.1 Принципиальная схема интерферометра и методика измерений

Для экспериментального определения тангенциальных компонент перемещений используется метод электронной спекл-интерферометрии [172, 173]. Во всех представленных далее интерферометрах применяется широко известная

оптическая схема с нормальным по отношению к плоской поверхности объекта направлением наблюдения и двумя симметричными направлениями освещения, которая показана на рисунке 2.1. Направления освещения плоской поверхности исследуемого объекта совпадают с направлением оси x или y , что достигается включением двух оптических схем в единую установку. Когда направления освещения совпадают с направлением оси x , измеряется тангенциальная компонента перемещений u , соответственно при совпадении с осью y измеряется тангенциальная компонента перемещений v . В этих случаях распределения компонент v и u связано с картиной интерференционных полос следующим образом:

$$v = N^v \frac{\lambda}{2 \sin \Psi}, \quad u = N^u \frac{\lambda}{2 \sin \Psi}, \quad (2.1)$$

где $N = \pm 1; \pm 2; \pm 3, \dots$ – абсолютные порядки полос в исследуемой точке поверхности; λ – длина волны лазерного излучения; $\Psi = \pi/4$ – угол между наклонным направлением освещения и нормальным к поверхности плоского объекта направлением наблюдения.

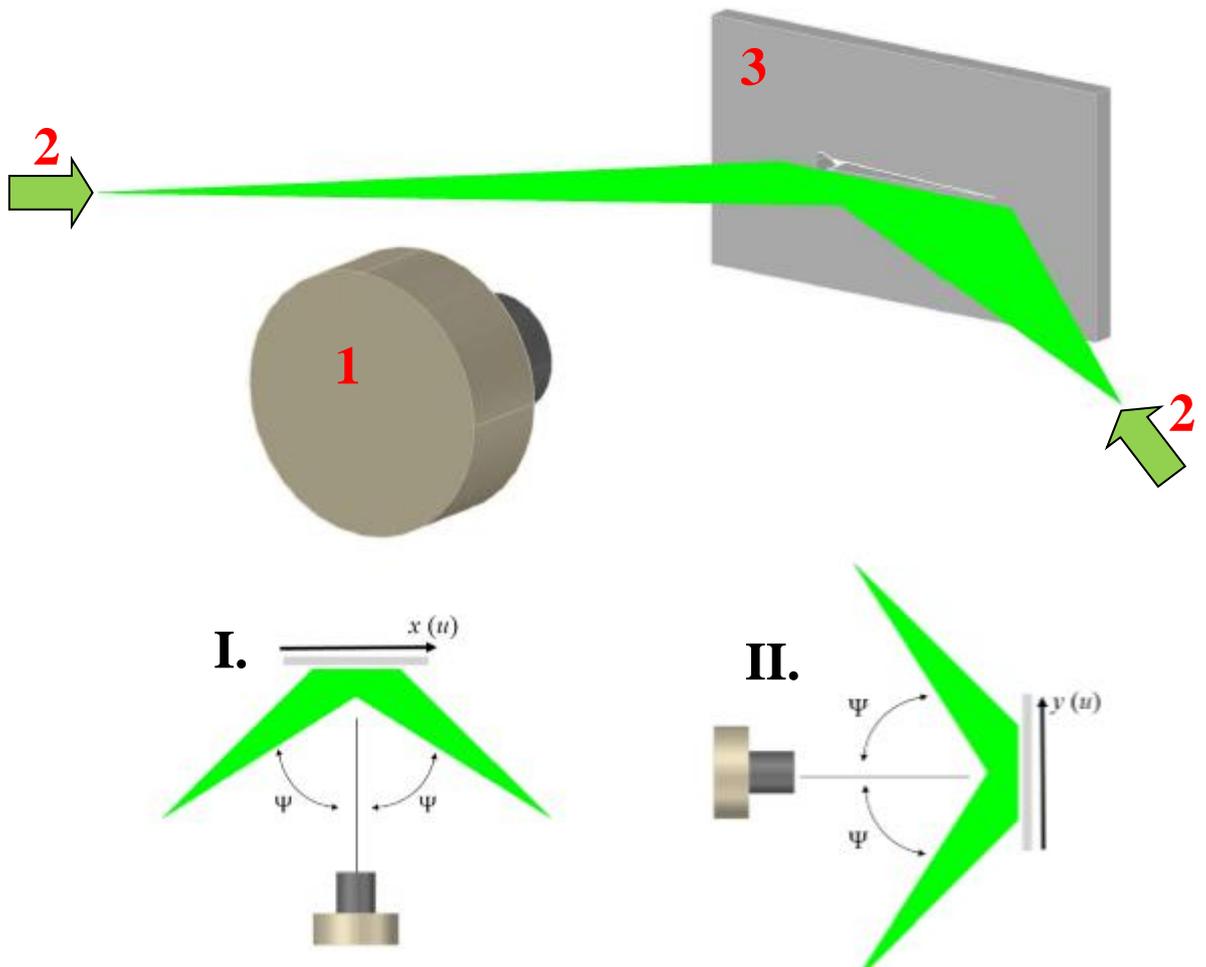


Рисунок 2.1 – Принципиальная схема регистрации картин интерференционных полос в методе электронной спекл-интерферометрии: 1 – видеокамера, 2 – направление лазерного освещения, 3 – исследуемая область объекта; I – направление освещения вдоль оси x , II – направление освещения вдоль оси y

Величины компоненты v измеряемые в нескольких точках на берегах трещины используются для определения величин раскрытия в вершине трещины и дальнейшем определении значений КИН. Компонента u , направленная вдоль линии трещины, служит для определения T -напряжений. Идентификация физического знака компонент перемещений по отношению к декартовой системе координат проводится по методике, предложенной в работах [171-174].

Сущность модифицированной версии метода ПНДТ заключается в регистрации картин интерференционных полос, которые соответствуют разнице между двумя полями тангенциальных компонент перемещений. Каждое поле относится к трещине близкой, но различной длины. Первая экспозиция выполняется для исходной трещины длиной a_{n-1} (см. рисунок 2.2). Затем исходная длина трещины увеличивается на величину малого приращения Δa_n так, что суммарная длина трещины становится равной $a_n = a_{n-1} + \Delta a_n$, и выполняется вторая экспозиция. Необходимые картины интерференционных полос визуализируются численным вычитанием двух изображений, зарегистрированных для двух трещин [172, 173]. Типичная интерферограмма, соответствующая тангенциальной компоненте перемещений v , которая получена указанным выше способом для тонкой прямоугольной пластины с краевой трещиной нормального отрыва (типа I), показана на рисунке 2.3.

Положительное направление оси x на рисунке 2.2 и 2.3 совпадает с направлением распространения трещины.

Картины интерференционных полос содержат исходную экспериментальную информацию, которая представляет собой относительные

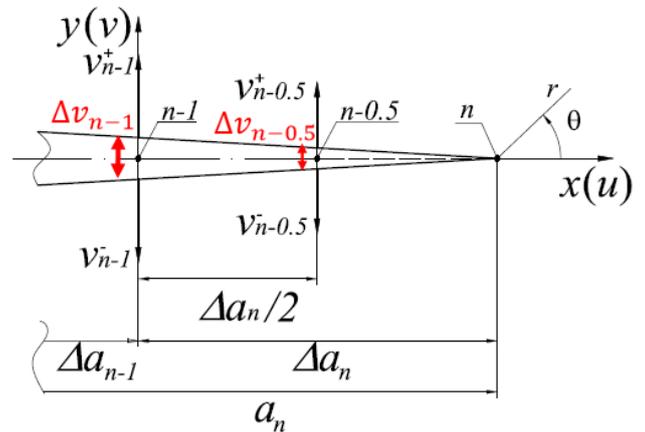


Рисунок 2.2 – Схема трещины длиной a_n и точки измерения раскрытия

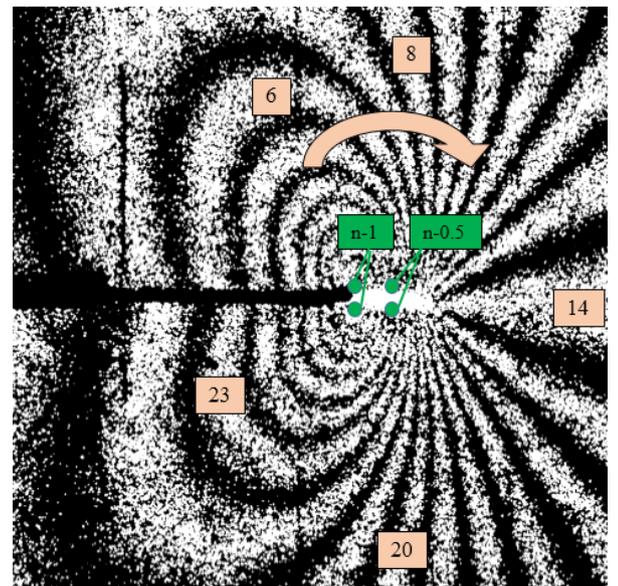


Рисунок 2.3 – Картина интерференционных полос, полученная в терминах тангенциальной компоненты v

величины тангенциальных компонент перемещений $U_n(r, \theta)$ и $V_n(r, \theta)$. Эти величины являются разностью абсолютных величин тангенциальных компонент перемещений для двух трещин длиной a_n и a_{n-1} :

$$U_n(r, \theta) = u_n(r, \theta) - u_{n-1}(r, \theta); V_n(r, \theta) = v_n(r, \theta) - v_{n-1}(r, \theta), \quad (2.2)$$

где (r, θ) – полярная координата рассматриваемой точки в системе координат с началом в вершине трещины; $u_{n-1}(r, \theta), v_{n-1}(r, \theta)$ и $u_n(r, \theta), v_n(r, \theta)$ – абсолютные величины тангенциальных компонент перемещений в точке с полярными координатами (r, θ) для трещин a_{n-1} и a_n , соответственно. Величины относительных компонент $U_n(r, \theta)$ и $V_n(r, \theta)$ могут быть получены в любой точке каждой интерферограммы, полученной при малом приращении длины трещины.

Соотношения (2.2) справедливы для любой точки в окрестности вершины трещины. Однако правая часть уравнения (2.2) включает относительные компоненты перемещений, которые, как будет показано далее, нельзя непосредственно использовать для определения параметров механики разрушения. Ключевой момент разработанного подхода заключается в том, что каждая картина интерференционных полос (рисунок 2.3) содержит ряд особых точек, расположенных непосредственно на границе трещины. В этих точках выполняются условия:

$$u_{n-1}(r, \theta) = v_{n-1}(r, \theta) = 0. \quad (2.3)$$

Соотношения (2.3) показывают, что абсолютные величины тангенциальных компонент перемещений в особых точках могут быть определены для трещины длиной a_n следующим способом:

$$u_n(r, \theta) \equiv U_n(r, \theta), \quad v_n(r, \theta) \equiv V_n(r, \theta), \quad (2.4)$$

где $u_n(r, \theta)$ и $v_n(r, \theta)$ определяются для каждой точки на картине интерференционных полос по формуле (2.1). Абсолютные величины компонент перемещений $v_n(r, \theta)$ и $u_n(r, \theta)$ являются необходимым звеном для определения величин КИН и \mathbf{T} -напряжений, соответственно.

Измерения тангенциальных компонент перемещений v проводятся в двух парах точек, как это показано на рисунке 2.2. Каждая пара точек даёт значение раскрытия берегов трещины, которое в дальнейшем используются для определения величин КИН. Эти пары точек обозначаются, как точки $n-1$ и $n-0.5$ с координатами $(r = \Delta a_n, \theta = \pi)$ и $(r = \Delta a_n / 2, \theta = \pi)$, соответственно (рисунок 2.2). Точка $n-1$ легко идентифицируется на любых интерференционных картинах типа, показанного на рисунке 2.3, как граница между темным и ярким участками линии разреза. Точка $n-0.5$ расположена в центре яркого участка линии разреза, который соответствует приращению длины трещины Δa_n (рисунок 2.3). Величина раскрытия трещины в точке $n-1$, обозначенная как $\Delta v_{n-1} = v_{n-1}^+ - v_{n-1}^-$, определяется следующим образом. Во-первых, нужно определить абсолютные порядки полос на верхнем и нижнем берегах трещины, которые соответствуют компонентам перемещений v_{n-1}^+ и v_{n-1}^- , соответственно. Это осуществляется прямым подсчетом от нулевой полосы, как это показано на рисунке 2.3. После этого компоненты перемещений вычисляются согласно соотношениям (2.1):

$$v_{n-1}^+ = N_{n-1}^{v^+} \frac{\lambda}{2 \sin \Psi}, \quad v_{n-1}^- = N_{n-1}^{v^-} \frac{\lambda}{2 \sin \Psi}, \quad (2.5)$$

где N_{n-1}^+ и N_{n-1}^- – абсолютные порядки полос на верхнем и нижнем берегах трещины, соответственно; λ – длина волны лазерного излучения; $\Psi = \pi/4$ – угол чувствительности. При этом следует учитывать, что v_{n-1}^+ и v_{n-1}^- , также как $N_{n-1}^{v^+}$ и $N_{n-1}^{v^-}$ имеют противоположные физические знаки. Раскрытие трещины Δv_{n-1} в

точке начала ее приращения $n-1$ CMOD (CMOD – Crack Mouth Opening Displacement – Раскрытие в исходной точке приращения длины трещины) определяется, используя соотношение (2.5), следующим образом:

$$\Delta v_{n-1} = v_{n-1}^+ - v_{n-1}^- = \left(N_{n-1}^{v^+} - N_{n-1}^{v^-} \right) \frac{\lambda}{2 \sin \Psi} = \Delta N_{n-1}^v \frac{\lambda}{2 \sin \Psi}, \quad (2.6)$$

где ΔN_{n-1}^v – разница абсолютных порядков полос в точке $n-1$. Эта величина подсчитывается по одной интерферограмме типа, показанного на рисунке 2.3, между двумя точками, которые расположены на противоположных берегах разреза. Для этого используются интерференционные изображения большого масштаба. Величина раскрытия трещины $\Delta v_{n-0.5}$ COD в точке $n-0.5$ (COD – Crack Opening Displacement – Раскрытие трещины в выбранной точке), обозначенная как $\Delta v_{n-0.5} = v_{n-0.5}^+ - v_{n-0.5}^-$, определяется тем же способом (рисунок 2.3).

2.1.2 Анализ точности определения величин раскрытия

Экспериментальное определение величин тангенциальной компоненты перемещений v проводится для центральной симметричной трещины в образце размерами $180 \times 30 \times 4$ мм, изготовленном из алюминиевого сплава Д16Т (Модуль упругости $E=72000$ МПа; Коэффициент Пуассона $\mu=0,33$). Исходная точка симметричной трещины, которая представляет собой малое отверстие диаметром $2R_0=0,5$ мм, расположена в центре пластины. Трещина моделируется последовательностью узких разрезов шириной $\Delta b=0,2$ мм. Образец подвергается равномерному одноосному растяжению. Реальные интерферограммы, полученные при действии растягивающей нагрузке $P=7,2$ кН в терминах компоненты перемещений v для двух трещин различной длины, показаны на рисунке 2.4 (а) и 2.5 (а). Необходимо отметить высокое качество представленных картины полос,

которые обеспечивают надёжное определение величин разности абсолютных порядков ΔN_{n-1}^v и $\Delta N_{n-0.5}^v$. Наблюдается также практически полная симметрия картин интерференционных полос по отношению к линии трещины. Это означает, что трещина соответствует условию нормального отрыва. Данный факт позволяет провести сравнение экспериментальных величин раскрытий с аналогичными данными, полученными на основе метода конечного элемента (МКЭ). Для этого служит модель прямоугольной пластины размерами $120 \times 30 \times 4$ мм с центральной симметричной трещиной длиной $\tilde{a}_1/2 = 2,52$ мм и $\tilde{a}_2/2 = 4,59$ мм, а также аналогичная пластина без трещины. Упругие постоянные, которые используются в расчетах, соответствуют реальным механическим свойствам исследуемого образца. Численное определение полей тангенциальных компонент перемещений на поверхности пластины проводится на основе программного комплекса Msc.Nastran. Конечно-элементная сеть состоит из 100000 элементов типа QUAD 4. При этом решаются задачи теории упругости об одноосном растяжении сплошной пластины и аналогичной пластины, имеющей симметричный узкий разрез в направлении оси x .

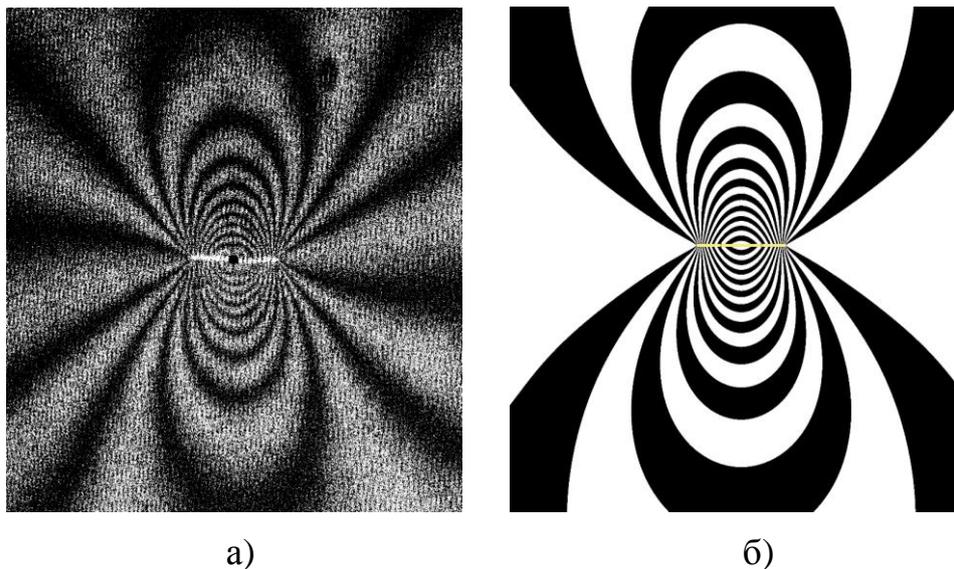


Рисунок 2.4 – Образец ТМ_08. Реальные (а) и образцовые картины полос (б). Исходная длина трещины $a_0 = 0$, с приращениями $\Delta a_1^- = 2,18$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,35$ мм (правая)

Длина разреза равна сумме экспериментальной длины трещины и диаметра отверстия $2R_0=0,5$ мм. Поля перемещений, используемые для визуализации образцовых картин интерференционных полос, определяются вычитанием результатов, полученных для пластины с трещиной и сплошной пластины. На рисунке 2.4 (б) и 2.5 (б) показаны образцовые картины интерференционных полос для тангенциальной компоненты перемещений v , которые моделируют реальные интерферограммы, показанные на рисунке 2.4 (а) и 2.5 (а). Сравнение экспериментальных параметров, полученных для интерферограмм (рисунок 2.4 (а), 2.5 (а)) с аналогичными данными, которые относятся к соответствующим образцовым картинам интерференционных полос (рисунок 2.4 (б), 2.5 (б)), представлено в таблице 2.1. Величины разностей абсолютных порядков полос ΔN_{n-1} и $\Delta N_{n-0.5}$ устанавливаются прямым подсчётом на соответствующих изображениях. Различия этих величин для реальных интерферограмм и соответствующих образцовых картин интерференционных полос находятся в очень хорошем соответствии.

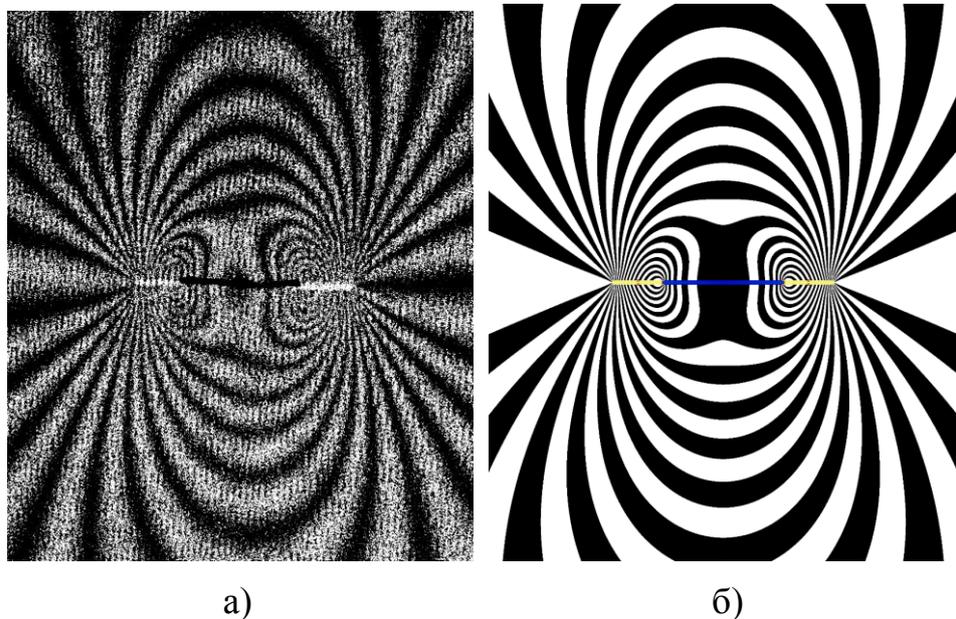


Рисунок 2.5 – Образец ТМ_08. Реальные (а) и образцовые картины полос (б). Исходная длина трещины $a_1^- = 2,18$ мм и $a_1^+ = 2,35$ мм, с приращениями

$\Delta a_1^- = 1,90$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,25$ мм (правая)

Наибольшее различие в соответствующих экспериментальных и расчётных величинах составляет 4,3% для раскрытия первой трещины длиной $\tilde{a}_1 = 2,52$ мм. Данный факт связан с тем, что в эксперименте реальная трещина начинается на контуре отверстия диаметром $2R_0=0,5$ мм, а моделирование на основе МКЭ проводится для идеальной сплошной трещины. В остальных трёх случаях разница между экспериментальными и расчётными величинами не превышает 1,6%. Результаты, представленные в таблице 2.1, ещё раз свидетельствуют о высокой точности измерения компонент перемещений на берегах трещины при малом увеличении её длины. Данный факт является методологической основой применения модифицированной версии метода ПНДТ для определения величин КИН и T-напряжений.

Таблица 2.1 – Сравнение результатов обработки реальных интерферограмм и аналогичных образцовых картин интерференционных полос

	Эксперимент		Расчёт	
$\tilde{a}_n = R_0 + \frac{a_n^- + a_n^+}{2}$, мм	2,52	4,59	2,52	4,59
ΔN_{n-1} , полос	23,0	30,5	22,0	31,0
Δv_{n-1} , мкм	8,74	11,59	8,36	11,78
$\Delta N_{n-0.5}$, полос	18,75	25,75	19,0	26,0
$\Delta v_{n-0.5}$, мкм	7,13	9,79	7,22	9,88
$\delta(\Delta v_{n-1} / (\Delta v_{n-1})^T)$	0,043	0,016	–	–
$\delta(\Delta v_{n-0.5} / (\Delta v_{n-0.5})^T)$	0,012	0,009	–	–

2.2 Формулировка задачи и основные соотношения

2.2.1 Общие положения

Разработанная процедура определения параметров механики разрушения по данным измерений тангенциальных компонент перемещений в особых точках основана на соотношениях Уильямса [67]. В соответствии с этим подходом, компоненты перемещений в окрестности вершины трещины выражаются в виде бесконечного ряда. Когда направление оси x совпадает с линией трещины, разложение для трещины типа I (трещины нормального отрыва) принимают следующий вид:

$$\begin{aligned} u &= \sum_{m=1}^{\infty} \frac{r^{\frac{m}{2}} (1+\mu)}{E} A_m \left\{ \left[k + \frac{m}{2} + (-1)^m \right] \cos \frac{m\theta}{2} - \frac{m}{2} \cos \frac{(m-4)\theta}{2} \right\}, \\ v &= \sum_{m=1}^{\infty} \frac{r^{\frac{m}{2}} (1+\mu)}{E} A_m \left\{ \left[k - \frac{m}{2} - (-1)^m \right] \sin \frac{m\theta}{2} + \frac{m}{2} \sin \frac{(m-4)\theta}{2} \right\} \end{aligned} \quad (2.7)$$

где u и v – плоские компоненты перемещений в направлении оси x и y , соответственно; E – модуль упругости материала; μ – коэффициент Пуассона; $k = (3-\mu)/(1+\mu)$ – для условий плоской деформации; $k = (3-4\mu)$ – для плоского напряжённого состояния; A_m – постоянные коэффициенты, подлежащие определению; r и θ – радиальное и угловое расстояние от вершины трещины как это показано на рисунке 2.2.

Асимптотическое разложение (2.7) даёт следующий вид поля упругих напряжений в полярной системе координат с центром в вершине трещины [36]:

$$\sigma_{ij} = \frac{A_1}{\sqrt{r}} f_{1ij}(\theta) + \sum_{m=1}^{\infty} A_m^{\frac{m-1}{2}} f_{mij}(\theta), \quad (2.8)$$

где A_m – постоянные коэффициенты, подлежащие определению; $f_{ij}(\theta)$ – угловая функция, определяемая формулой (2.7).

Второй член в формуле (2.8) связан с несингулярной величиной, которую принято определять, как **T**-напряжения. Величина **T** представляет собой постоянное напряжение, действующее параллельно плоскости трещины в направлении ее распространения с величиной, пропорциональной приложенному номинальному напряжению. Несингулярный член **T** представляет собой растягивающее или сжимающее напряжение. Положительные **T**-напряжения усиливают уровень трёхосности (объёмности) напряженного состояния и приводят к увеличению сопротивления росту трещины. При этом подразумевается, что наличие отрицательных по величине **T**-напряжений способствует распространению трещины, а положительные значения **T**-напряжений в большинстве случаев приводит к торможению трещины. Однако, в настоящее время появилось понимание, что данный вопрос требует более подробного изучения. Величины КИН K_I и **T**-напряжений для трещины нормального отрыва определяются из соотношений (2.7) и (2.8) следующим способом [53]:

$$K_I = A_1 \sqrt{2\pi}, \quad T = 4A_2. \quad (2.9)$$

В данной работе для определения величин КИН и **T**-напряжения используется первые четыре коэффициента A_m ($m = 1, 2, 3, 4$) рядов (2.7). Для определения КИН достаточно использовать одну картину интерференционных полос типа, показанного на рисунках 2.3, 2.4 (а) и 2.5 (а) для приращения длины трещины Δa_n . Определение величин **T**-напряжений требует наличия двух картин интерференционных полос, для приращений длин трещин Δa_n и Δa_{n+1} . Эти картины полос в качестве примера приведены на рисунке 2.6 (а) и 2.6 (б).

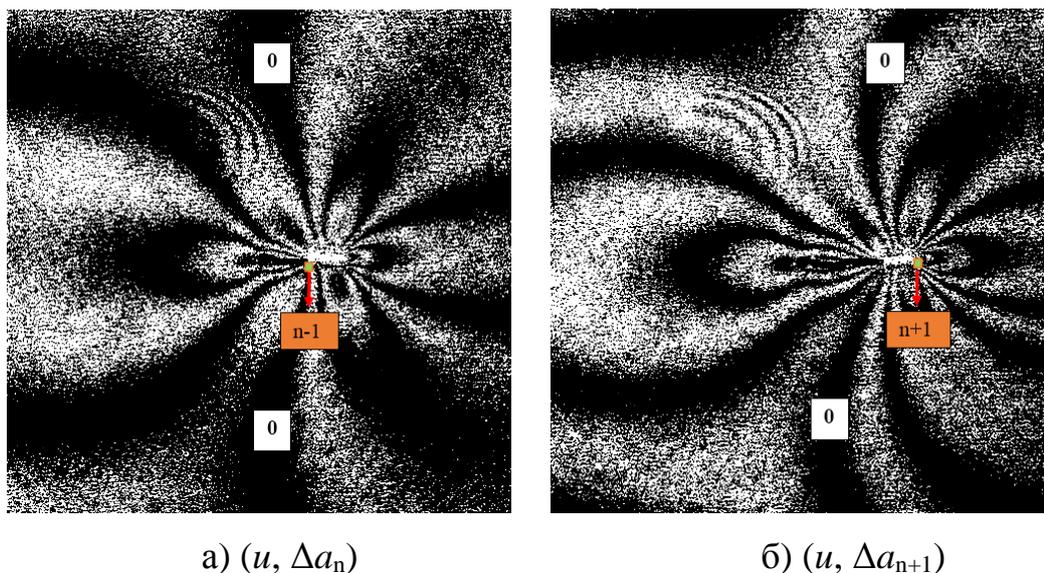


Рисунок 2.6 – Образец ТМ_04. Интерферограммы с обозначением нулевой полосы, полученные в терминах компоненты u для точек $n-1$ (а) и $n+1$ (б)

2.2.2 Определение коэффициентов интенсивности напряжений

Методика определения величин КИН с помощью модифицированной версии метода ПНДТ основана на том, что тангенциальная компонента перемещения v перед увеличением длины трещины равна нулю для всех точек, расположенных вдоль оси x между точками $n-1$ и n (рисунок 2.2). Распределение компоненты перемещений v , которое соответствует первому и третьему членам бесконечного ряда (2.7) для полярной системы координат с началом в вершине трещины длиной a_n (рисунок 2.2), выражается как:

$$v_j(0 \leq r \leq \Delta a_n, \theta = \pi) = \frac{4\sqrt{r}}{E} A_1 - \frac{4r\sqrt{r}}{E} A_3 + 0(r), \quad (2.10)$$

где j определяет номер точки в указанном интервале для трещины длиной a_n ; $0(r)$ описывает члены ряда (2.8) более высоких порядков, суммарной величиной которых можно пренебречь. Соотношение (2.10) показывает, что определение

величины K_I из формулы (2.9) требует измерения величин компоненты v как минимум в двух точках интервала $0 \leq r \leq \Delta a_n$, $\theta = \pi$.

Первое уравнение соответствует начальной точке приращения длины трещины $j=n-1$, где величина раскрытия достигает максимального значения. Эта точка легко идентифицируется на картине полос, как начальная точка яркого участка разреза на рисунках 2.3 – 2.5. При этом определяется величина раскрытия берегов трещины, которая равна удвоенному абсолютному значению компоненты перемещений v_{n-1} . Подстановка значений $r = \Delta a_n$, и $2v_j(r = \Delta a_n, \theta = \pi) = 2v_{n-1} = \Delta v_{n-1}$ в соотношение (2.10), без учета членов разложения (2.7) со степенями $m \geq 5$, сумма которых обозначена как $0(r)$, даёт:

$$\Delta v_{n-1} = \frac{8\sqrt{\Delta a_n}}{E} A_1^n - \frac{8\Delta a_n \sqrt{\Delta a_n}}{E} A_3^n \quad (2.11)$$

где A_1^n и A_3^n – коэффициенты разложения (2.7) для трещины длиной a_n . Второе необходимое уравнение целесообразно составить для точки с координатами $r = \Delta a_n / 2$, чтобы обеспечить максимально возможное пространственное разрешение между двумя точками измерений на линии приращения длины трещины. Выбор данной точки связан с тем фактом, что для точек с координатами $\Delta a_n / 2 \leq r \leq \Delta a_n$, $\theta = \pi$ определение порядков интерференционных полос на линии трещины может представлять значительные экспериментальные проблемы. Подстановка $r = \Delta a_n / 2$ и $2v_j(r = \Delta a_n / 2, \theta = \pi) = 2v_{n-0.5} = \Delta v_{n-0.5}$ в соотношение (2.10) даёт:

$$2v_{n-0.5} = \Delta v_{n-0.5} = \frac{8\sqrt{\Delta a_n}}{\sqrt{2E}} A_1^n - \frac{8\Delta a_n \sqrt{\Delta a_n}}{2\sqrt{2E}} A_3^n. \quad (2.12)$$

Коэффициенты A_1^n и A_3^n определяются из решения системы линейных алгебраических уравнений (2.11) и (2.12):

$$\begin{aligned} A_1^n &= \frac{E}{8\sqrt{\Delta a_n}} \{2\sqrt{2}\Delta v_{n-0.5} - \Delta v_{n-1}\}, \\ A_3^n &= -\frac{E}{4\Delta a_n \sqrt{\Delta a_n}} \{\Delta v_{n-1} - \sqrt{2}\Delta v_{n-0.5}\} \end{aligned} \quad (2.13)$$

Величина КИН K_I^n определяется путём подстановки полученного результата (2.13) в уравнение (2.9):

$$K_I^n = \frac{E\sqrt{2\pi}}{8\sqrt{\Delta a_n}} \{2\sqrt{2}\Delta v_{n-0.5} - \Delta v_{n-1}\} \quad (2.14)$$

Величины раскрытия трещины Δv_{n-1} и $\Delta v_{n-0.5}$ определяются согласно методике, представленной в разделе 2.1.

2.2.3 Определение величин Т-напряжений

Для характеристики величин Т-напряжений необходимо использовать компоненту перемещений u , направленную вдоль линии трещины (рисунок 2.7). Распределение компоненты u для точек, лежащих на берегах трещины ($\theta = \pi$), которое соответствует второму и четвертому членам бесконечного ряда (2.7), выражается как:

$$u(r, \theta = \pi) = -\frac{4r}{E} A_2 + \frac{4r^2}{E} A_4 + o(r). \quad (2.15)$$

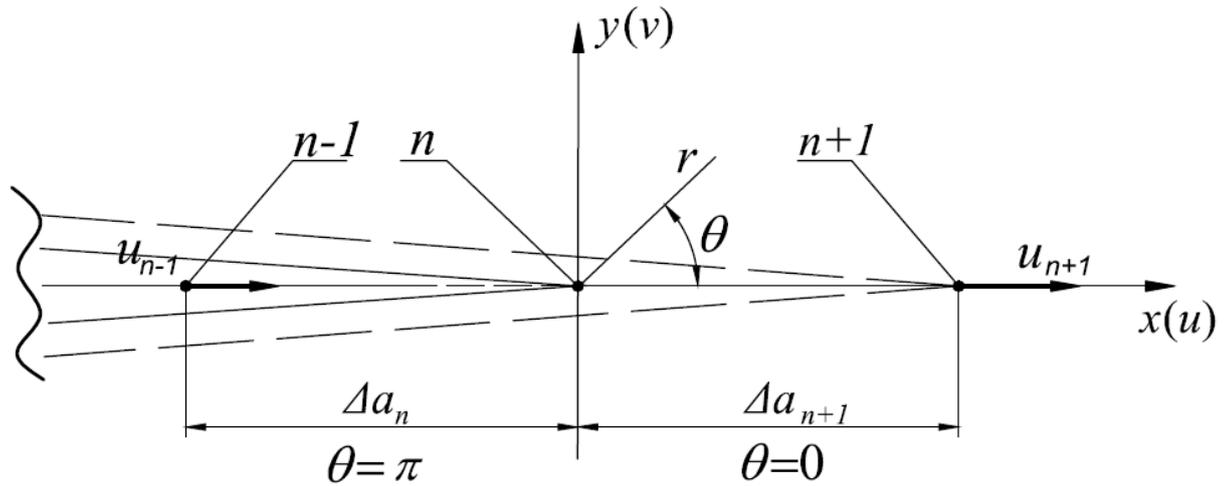


Рисунок 2.7 – Схема трещины в полярной системе координат и обозначения, используемые при определении **T**-напряжений

Соотношение (2.15) позволяет получить одно из уравнений, необходимое для определения коэффициента A_2 и последующего вычисления **T**-напряжений согласно второй из зависимостей (2.9). Абсолютная величина компоненты u для трещины длиной a_n может быть получена только в точке $n-1$ с полярными координатами $r = \Delta a_n$, и $\theta = \pi$. В этой точке первое из соотношений (2.15) может быть записано следующим образом:

$$u_{n-1} = -\frac{4\Delta a_n}{E} A_2^n + \frac{4(\Delta a_n)^2}{E} A_4^n. \quad (2.16)$$

Точка $n-1$ надёжно определяется на картинах интерференционных полос, показанных на рисунке 2.6 (а). В свою очередь значение абсолютных порядков полос N_{n-1}^u в этой точке подсчитывается при помощи картины интерференционных полос (рисунок 2.6 (а)), начиная с нулевой полосы. Таким образом, компонента u_{n-1} может быть определена по формуле (2.17):

$$u_{n-1} = N_{n-1}^u \frac{\lambda}{2 \sin \Psi}, \quad u_{n+1} = N_{n+1}^u \frac{\lambda}{2 \sin \Psi} \quad (2.17)$$

Соотношение (2.17) даёт первое уравнение, необходимое для определения T -напряжений. Формулировка второго уравнения требует привлечения картины интерференционных полос, которая соответствует увеличению длины трещины от точки n до точки $n+1$ на величину Δa_{n+1} (рисунок 2.6 (б)). При этом в качестве второй точки измерения необходимо использовать точку, где после увеличения длины трещины величина компоненты u равна нулю. Это условие удовлетворяется для точки $n+1$ на рисунке 2.9. При этом нет необходимости измерения пространственных координат, так как точка $n+1$ является конечной точкой приращения длины трещины Δa_{n+1} и легко идентифицируется на интерференционной картине, полученной для этого приращения. Величина компоненты u_{n+1} зависит от первых четырех коэффициентов разложения (2.7) следующим образом:

$$u_{n+1} = \frac{2\sqrt{\Delta a_{n+1}}(1-\mu)}{E} A_1^n + \frac{4(\Delta a_{n+1})}{E} A_2^n + \quad (2.18)$$

$$+ 2\Delta a_{n+1} \sqrt{\Delta a_{n+1}} \frac{(1-\mu)}{E} A_3^n + \frac{4(\Delta a_{n+1})^2}{E} A_4^n,$$

и определяется аналогично компоненте u_{n-1} (2.17), в точке $n+1$ подсчётом абсолютных порядков полос N_{n+1}^u . Решение системы алгебраических уравнений (2.16) и (2.18) даёт:

$$A_2^n = \frac{E}{4(\Delta a_n + \Delta a_{n+1})} \left\{ \begin{array}{l} \frac{u_{n+1} \Delta a_n}{\Delta a_{n+1}} - \frac{u_{n-1} \Delta a_{n+1}}{\Delta a_n} - \\ - \frac{2\sqrt{\Delta a_{n+1}}(1-\mu)}{E} \left[\frac{\Delta a_n}{\Delta a_{n+1}} A_1^n + \Delta a_n A_3^n \right] \end{array} \right\}, \quad (2.19)$$

где коэффициенты A_1^n и A_3^n определены из уравнений (2.13). Таким образом, величина T -напряжений может быть определена согласно формуле (2.9):

$$T^n = \frac{E}{(\Delta a_n + \Delta a_{n+1})} \left\{ \begin{array}{l} \frac{u_{n+1} \Delta a_n}{\Delta a_{n+1}} - \frac{u_{n-1} \Delta a_{n+1}}{\Delta a_n} - \\ - \frac{2\sqrt{\Delta a_{n+1}}(1-\mu)}{E} \left[\frac{\Delta a_n}{\Delta a_{n+1}} A_1^n + \Delta a_n A_3^n \right] \end{array} \right\}. \quad (2.20)$$

2.3 Оптические схемы интерферометров

Используемый подход, который основан на методе ПНДТ, включает моделирование трещины последовательностью узких разрезов, либо при постоянной внешней нагрузке, либо при действии поля остаточных напряжений. В обоих случаях увеличение длины трещины требует либо изъятия исследуемого объекта из оптической схемы интерферометра, либо обеспечения доступа к объекту для механического воздействия путём удаления элемента оптической схемы между первой и второй экспозициями. Такие манипуляции необходимо проводить с высокой точностью, чтобы обеспечить регистрацию картин интерференционных полос высокого качества. Данная процедура является ключевым звеном, определяющим саму возможность проведения экспериментальных исследований. Обеспечение интерференционной точности достигается путём крепления либо исследуемого образца, либо элемента оптической схемы на специальном кинематическом устройстве [175]. Ниже представлены различные варианты оптических схем спекл-интерферометров, которые используются при исследовании параметров механики разрушения для краевых и центрально расположенных трещин в случае воздействия внешней нагрузки, а также трещин в поле остаточных напряжений.

2.3.1 Спекл-интерферометр на базе двух видеокамер для исследования краевых трещин

Для обоснования точности получения исходных экспериментальных данных и дальнейшего определения величин раскрытия, КИН и Т-напряжений разработана и реализована на практике комбинированная система электронного спекл-интерферометра (рисунок 2.8).

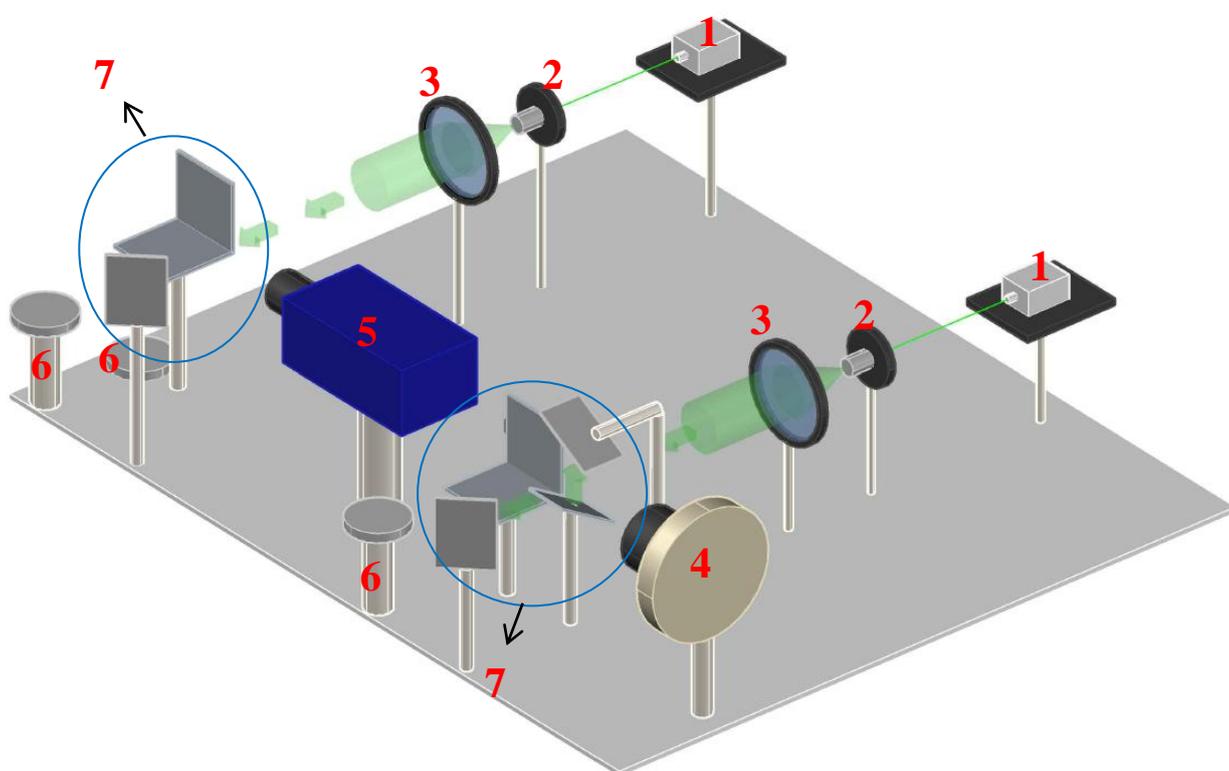


Рисунок 2.8 – Комбинированная система электронного спекл-интерферометра. 1 – лазер, 2 – микро-объектив, 3 – линза, 4 – камера Videoscan USB-285, 5 – камера pco 4000, 6 – нижняя часть кинематического устройства, 7 – система зеркал

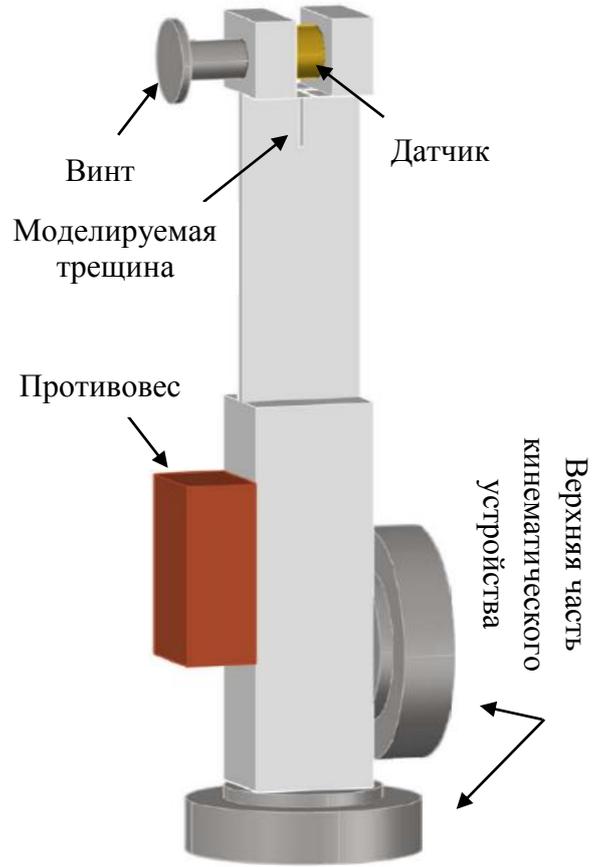
Главной отличительной особенностью этой системы является наличие двух цифровых камер на основе твердотельной зарядной матрицы (CCD). Камера Videoscan USB-285 имеет разрешение 1400×1000 пикселей. Использование специализированного объектива для макросъемки AF-S VR Micro-Nikkor lens (105

mm f/2.8G) обеспечивает регистрацию изображений в поле зрения с максимальными размерами 28×20 мм (1 пиксель = 0,0183 мм). Такое относительно малое поле зрения достаточно для регистрации картин интерференционных полос высокого качества, характеризующих раскрытие краевой трещины. Для увеличения поля зрения во второй ветви интерферометра служит высокоразрешающая видеокамера pco-4000 (4000×2800 пикселей). Оснащение камеры pco-4000 объективом AF-S VR Micro-Nikkor lens (105 mm f/2.8G) обеспечивает поле зрения с максимальными размерами $68 \times 47,6$ мм (1 пиксель = 0,0157 мм). Такое поле зрения позволяет надёжно идентифицировать полосу нулевого порядка, что повышает точность определения величин КИН и, особенно, T -напряжений.

Для первого этапа верификации метода ПНДТ используется специально сконструированный образец, изготовленный из алюминиевого сплава 2024 ($E=74000$ МПа, $\mu=0,33$), который изображен на рисунке 2.9. Данный ДКБ образец представляет собой консольную балку с исходной трещиной, расположенной в центре короткой стороны и направленной вдоль линии симметрии. Рабочая часть образца представляет собой прямоугольную пластину размерами $120 \times 48 \times 5$ мм. Краевая трещина располагается вдоль длинной оси симметрии. Внешняя поперечная нагрузка P_{n1} прикладывается к образцу с помощью винтового механизма и измеряется датчиком, как это показано на рисунке 2.10. Нагруженный образец с датчиком и монитором для измерения внешней нагрузки имеет компактные размеры. Данный факт обеспечивает, во-первых, закрепление на образце двух верхних частей кинематического устройства и противовеса, что позволяет удалять образец из оптической схемы интерферометра для выполнения разреза [175]. Верхние части кинематического устройства закреплены на торцевой и боковой поверхности образца, соответственно. Такая конфигурация даёт возможность получения исходных данных на обеих сторонах образца. Во всех оптических схемах образец устанавливается на нижнюю часть кинематического устройства (рисунок 2.11).

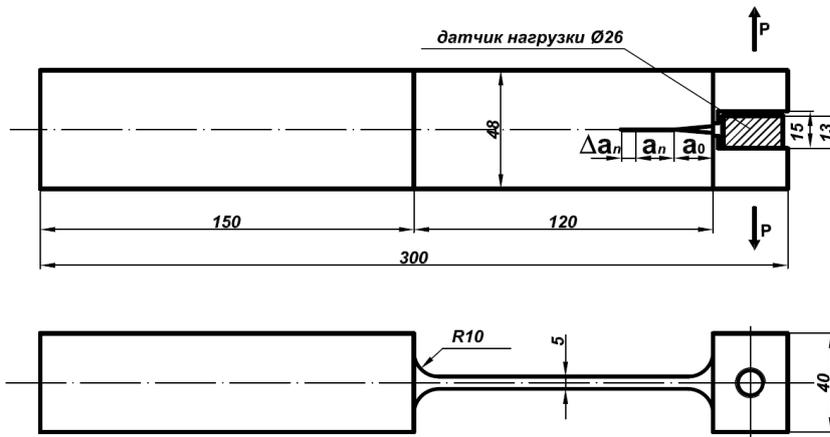


а)

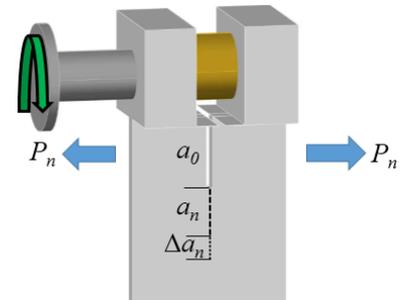


б)

Рисунок 2.9 – Реальный вид рабочей части образца ДКБ с датчиком нагрузки и надрезом (а), схематичное представление образца ДКБ (б)



а)



б)

Рисунок 2.10 – Чертёж образца (а) и схема нагружения (б)



Нижняя часть кинематического устройства



Верхняя часть кинематического устройства и обозначение установочных



Установка образца с верхней частью кинематического устройства на нижнюю часть

Рисунок 2.11 – Установочные поверхности кинематического устройства

Техническая реализация данного эксперимента выглядит следующим образом. Первая часть схемы с камерой Videoscan-285, которая показана на рисунке 2.12, использует интерферометр с делением освещающей волны по фронту для последовательной регистрации двух тангенциальных компонент перемещений u и v на одной стороне образца, которая обозначена как сторона B .

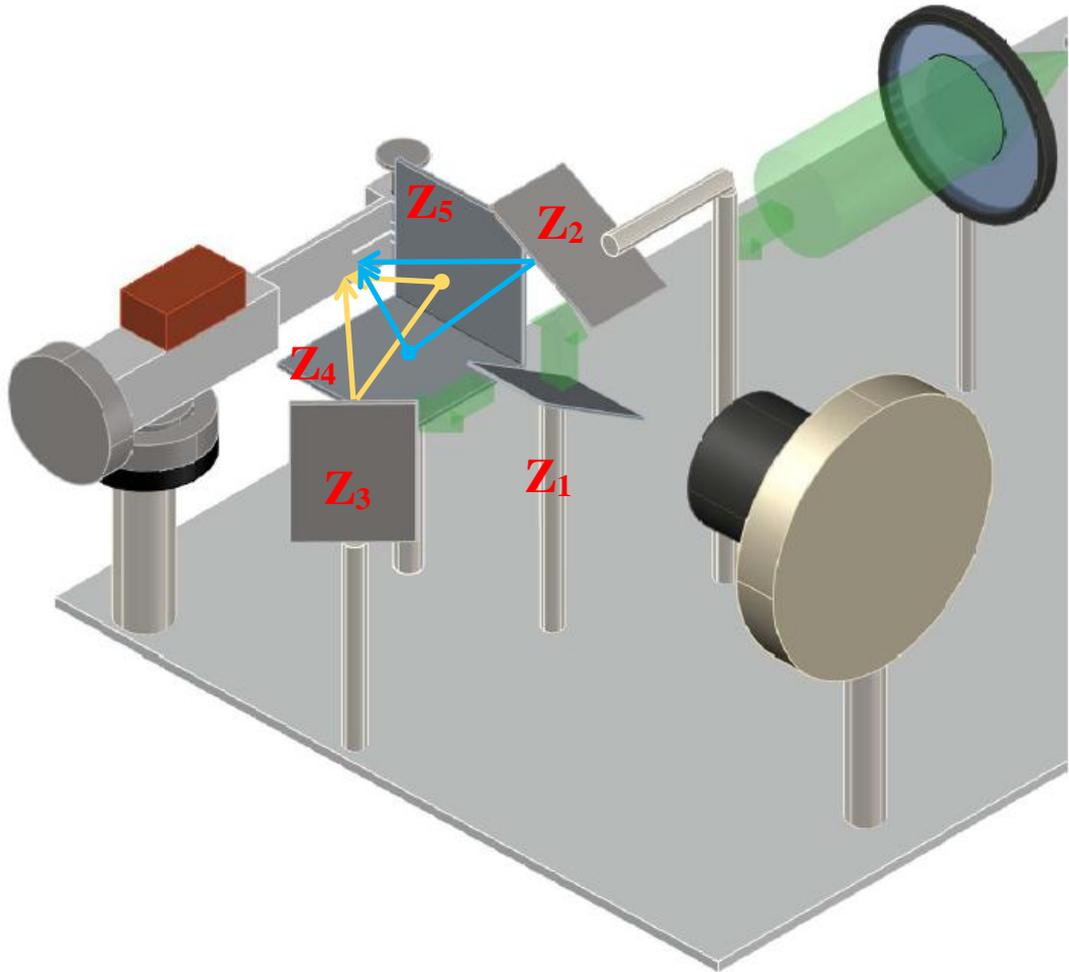


Рисунок 2.12 – Схема интерферометра на базе камеры Videoscanner-285 и позиционирование образца в оптической схеме

Для позиционирования образца в оптической схеме и его удаления для выполнения разреза служат три первых установочных поверхности верхней части кинематического устройства (см. рисунок 2.11), обозначенные цифрами 1, 3, 5. Рабочая часть образца расположена горизонтально относительно поверхности голографического стола, с помощью верхней части кинематического устройства, закреплённой на боковой поверхности образца (рисунок 2.13).

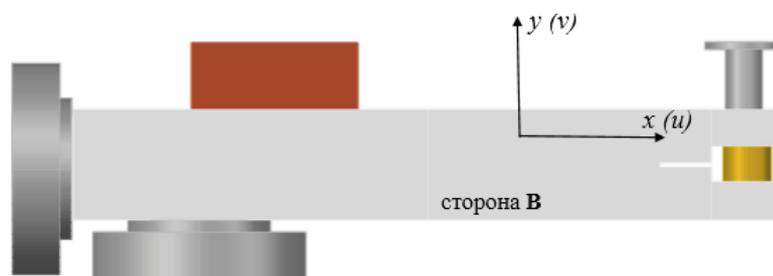


Рисунок 2.13 – Расположение образца и измеряемые тангенциальные компоненты перемещений в интерферометре на базе камеры Videoscan-285

Регистрация изображения поверхности рабочей части образца происходит следующим образом: освещающий пучок от лазера расширяется микроскопическим объективом и собирается в практически параллельный пучок линзой. Для того, чтобы определить компоненту v проекция направления освещения на плоскую поверхность объекта (синие линии на рисунке 2.12) должна совпадать с осью y . Это реализуется при помощи зеркал $Z2$ и $Z5$. При этом зеркало $Z3$ закрывается непрозрачным экраном. Аналогичным образом происходит определение компоненты u с использованием зеркал $Z3$ и $Z4$, которые обеспечивают совпадение проекции освещения (жёлтые линии на рисунке 2.12) с осью x . При этом зеркало $Z1$ закрывается непрозрачным экраном. В обоих случаях изображение поверхности образца регистрируется видеокамерой и сохраняется в виде цифровых файлов для последующей обработки.

После выполнения первой экспозиции, необходимой для регистрации рабочей части поверхности образца с исходной трещиной, образец перемещается во вторую часть комбинированной схемы интерферометра (рисунок 2.14, 2.15). Вторая часть схемы не использует разделения освещающей волны по фронту. Для измерения двух тангенциальных компонент перемещений изменяется положение (I, II, III) образца по отношению к освещающей волне (рисунок 2.16). При вертикальном положении образца регистрируется компонента перемещений v . Для этого используется верхняя часть кинематического устройства, которая закреплена на торцевой поверхности образца. Для регистрации компоненты u

образец занимает горизонтальное положение с помощью второй верхней части кинематического устройства, которая закреплена на боковой поверхности.

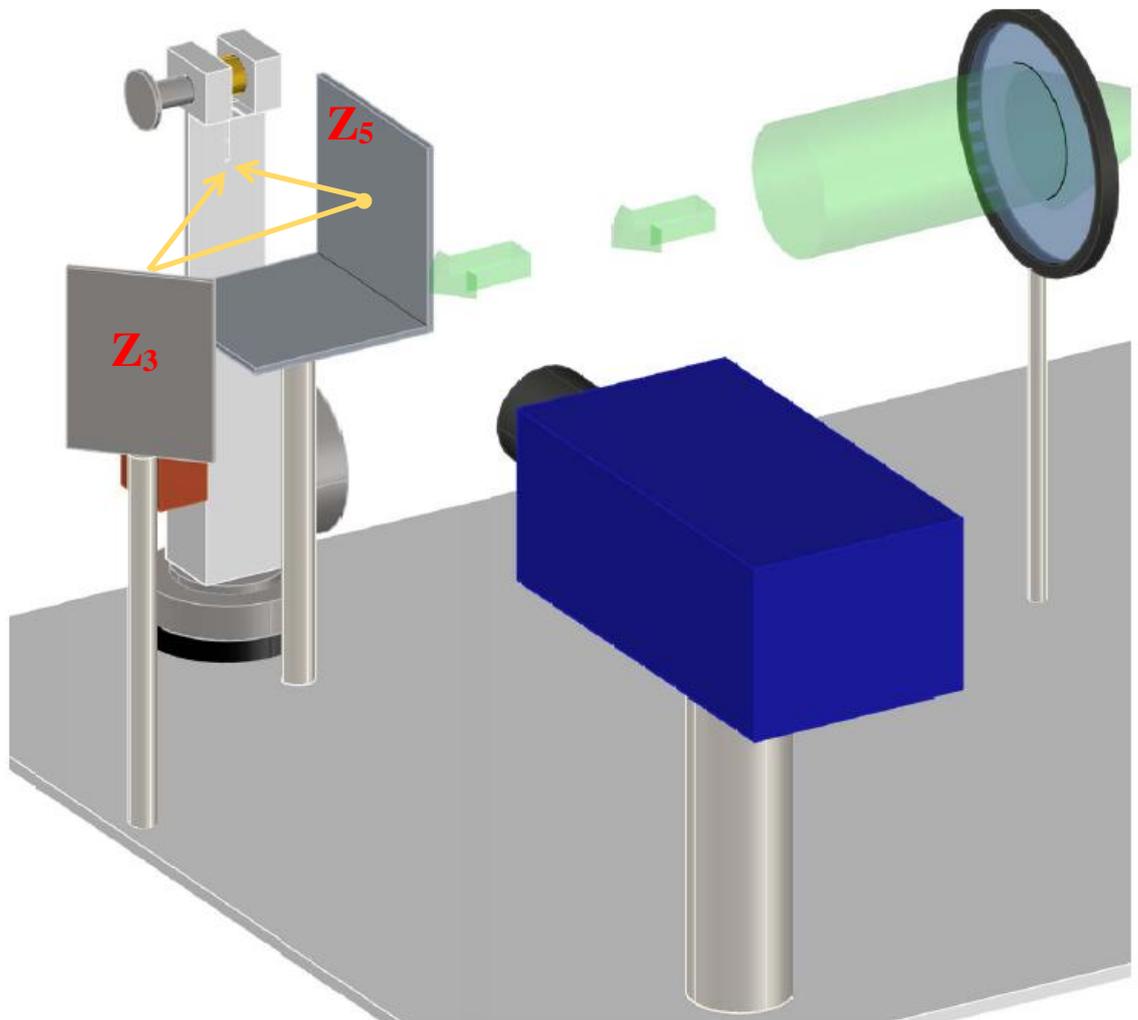


Рисунок 2.14 – Схема интерферометра на базе камеры pco-400 и позиционирование (положение I, II) образца в оптической схеме

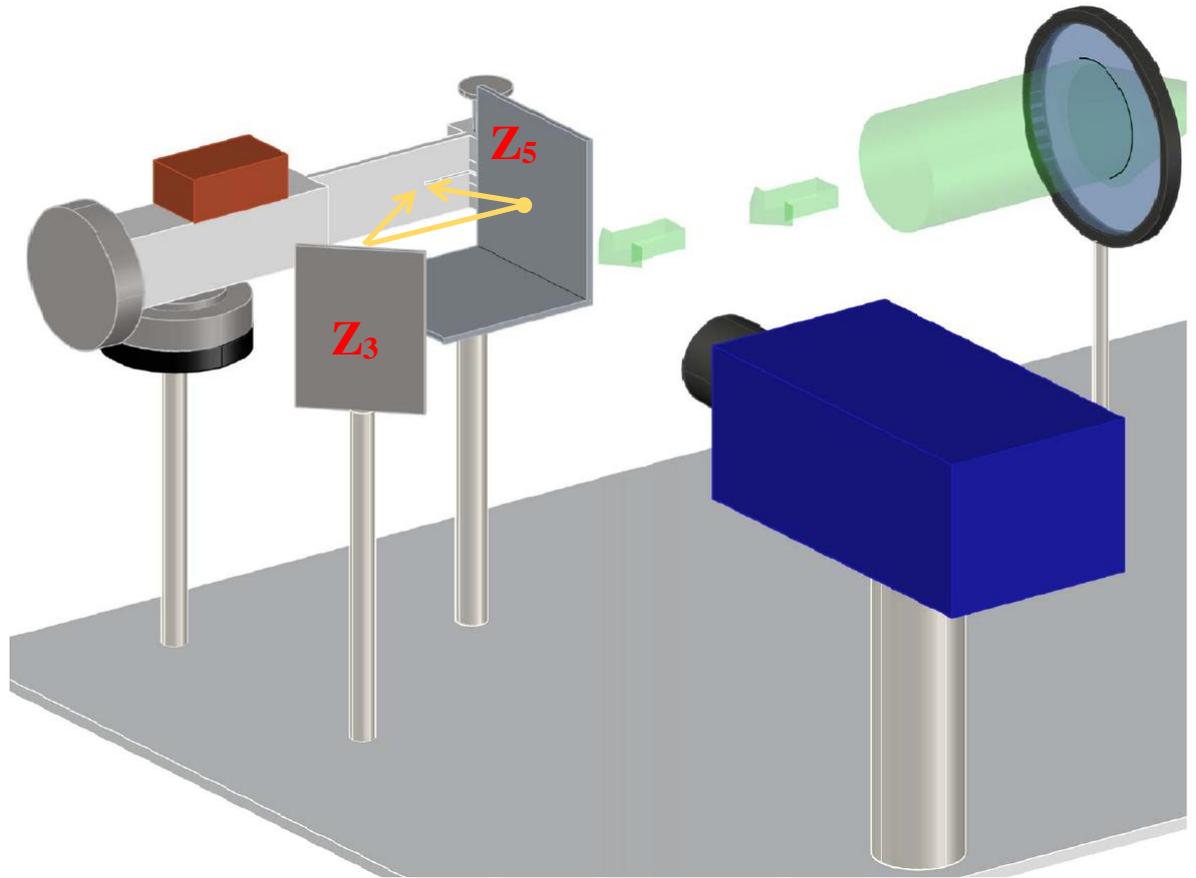


Рисунок 2.15 – Схема интерферометра на базе камеры pco-4000 и позиционирование (положение III) образца в оптической схеме

Последовательность эксперимента выглядит следующим образом. Проводится первая экспозиция, необходимая для определения компоненты v на стороне B . При этом используется первые три (1, 3, 5 – рисунок 2.11) установочные поверхности кинематического устройства. После этого образец поворачивается на 180 градусов (рисунок 2.16) и вновь устанавливается на нижнюю часть кинематического устройства с использованием трёх других установочных поверхностей (2, 4, 6 – рисунок 2.11) в верхней части кинематического устройства. Проводится первая экспозиция, необходимая для определения компоненты v на стороне A . Затем образец устанавливается в горизонтальное положение для проведения первой экспозиции для компоненты u на стороне B (рисунок 2.15, 2.16).

При этом используются вторые установочные поверхности кинематического устройства (2, 4, 6 – рисунок 2.11), закреплённого на боковой поверхности образца. Таким образом, при каждой установке образца в оптическую схему используется три различных установочных поверхности, что обеспечивает получение высококачественных картин интерференционных полос. Поскольку для смены направления освещения относительно поверхности с разрезом меняется положение образца, в оптической схеме интерферометра задействованы только два зеркала Z_3 и Z_5 , которые обеспечивают освещение в направлении оси x , как это показано на рисунках 2.14, 2.15.

После регистрации изображений с исходной длиной трещины (первая экспозиция) образец удаляется из оптической схемы и производится увеличение длины трещины. Вторая экспозиция выполняется в обратном порядке по отношению к первой экспозиции. После этого картины интерференционных полос визуализируются путём численного вычитания соответствующих пар изображений.

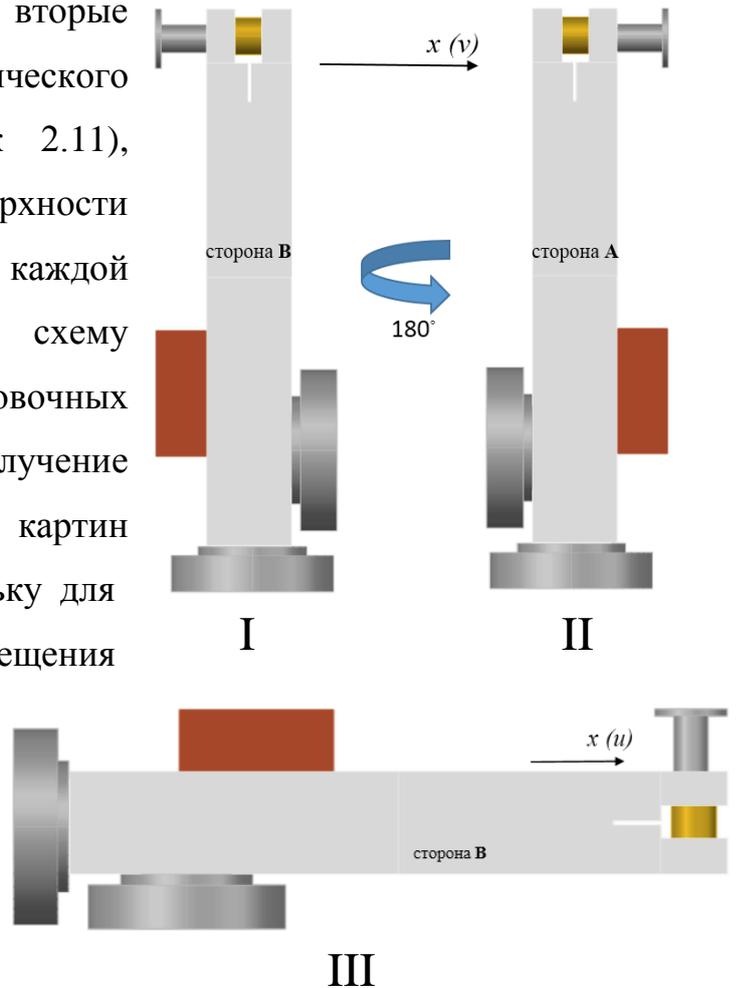


Рисунок 2.16 – Расположение образца (положение I, II, III) и измеряемые тангенциальные компоненты перемещений в интерферометре на базе камеры pco - 4000

2.3.2 Спекл-интерферометр с мобильным модулем для исследования центральных трещин

Следующим этапом верификации метода является экспериментальное определение параметров механики разрушения для центральных трещин при растяжении прямоугольных пластин. Прикладываемая нагрузка, которая необходима для получения картин интерференционных полос на основе метода ПНДТ, превышает величину $P = 6$ кН. Поэтому для нагружения образцов используется электромеханическая испытательная машина *walter + bai ag LFM-L 22* с диапазоном прикладываемой нагрузки 0-25 кН (рисунок 2.17). Испытательная машина расположена на специализированной металлической платформе с размерами 2500×1500 мм², предназначенной для установки различных оптических элементов и специальных устройств.

Экспериментальная процедура, которую нужно реализовать, выглядит следующим образом. Во-первых, необходимо зарегистрировать исходное состояние поверхности объекта перед нанесением разреза (первая экспозиция). Затем выполнить разрез требуемой длины и зарегистрировать конечное состояние поверхности объекта (вторая экспозиция). Техническая реализация подобного подхода требует создания специального устройства, которое открывает доступ к исследуемому образцу для выполнения разреза между экспозициями. Таким устройством является мобильный модуль, состоящий из комбинаций нескольких



Рисунок 2.17 – Образец в захватах испытательной машины *walter + bai ag LFM-L 22*

зеркал, как это показано на рисунке 2.18. Эти зеркала обеспечивают регистрацию двух компонент тангенциальных перемещений, которые расположены в плоскости образца перпендикулярно друг другу, как при первой, так и при второй экспозиции.

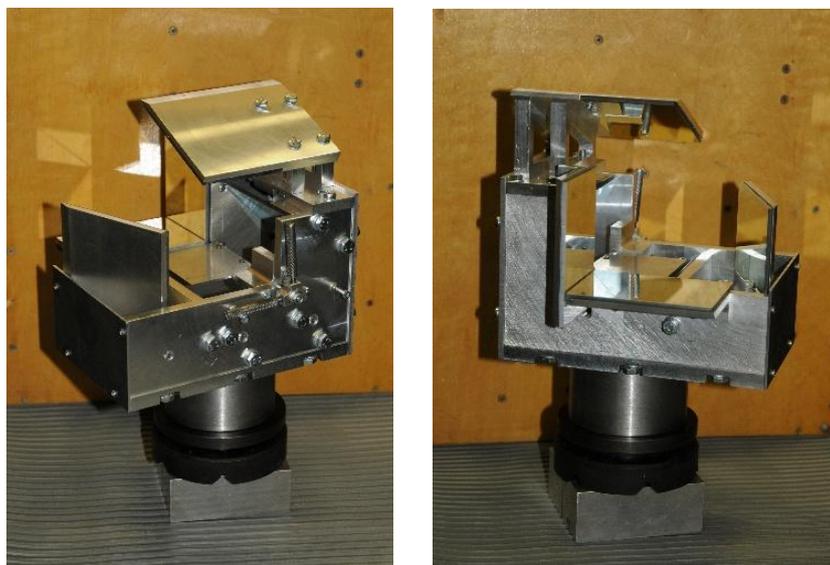


Рисунок 2.18 – Общий вид мобильного модуля спекл-интерферометра

Мобильный модуль интерферометра устанавливается в рабочее положение на станине испытательной машины, как это показано на рисунке 2.19. Главная особенность экспериментальной процедуры заключается в том, что образец, нагружаемый испытательной машиной, и мобильный модуль являются составной частью схемы интерферометра. Источником когерентного освещения служит диодный лазер с длиной волны $\lambda = 532$ нм. Освещающий пучок от лазера расширяется микро-объективом, собирается в практически параллельный пучок линзой и попадает в мобильный модуль спекл-интерферометра (рисунок 2.19).

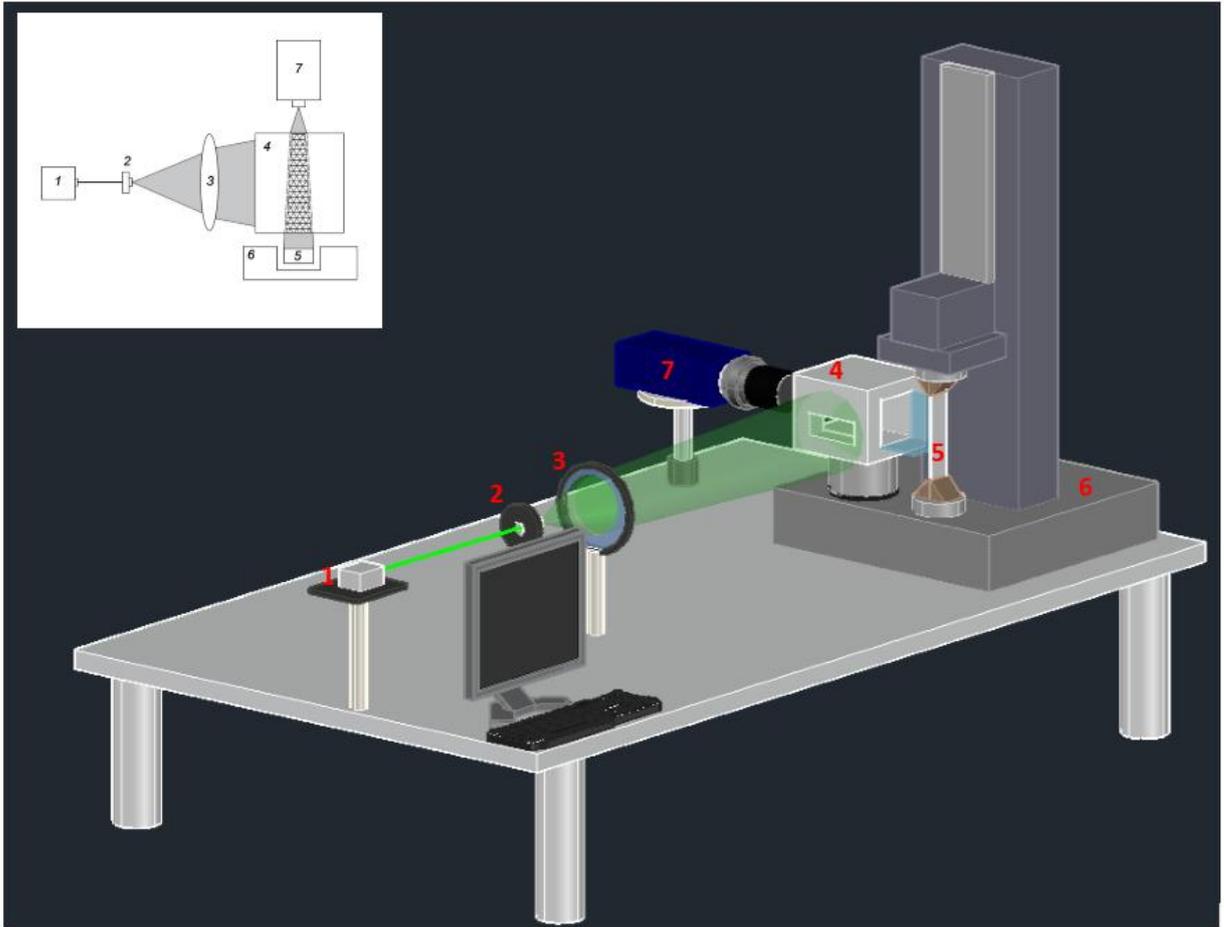


Рисунок 2.19 – Общий вид спекл-интерферометра с мобильным модулем; 1 – диодный лазер; 2 – микро объектив; 3 – линза; 4 – мобильный модуль; 5 – образец в захватах испытательной машины; 6 – испытательная машина; 7 – видеокамера pco 4000

Основанием для конструирования и реализации мобильного модуля является опыт применения спекл-интерферометра на базе двух видеокамер, использованного ранее для исследования краевых трещин (раздел 2.3.1). Принципиальная схема мобильного модуля спекл-интерферометра, который устанавливается на станине испытательной машины, показана на рисунке 2.20. Объект 1 (плоский образец) располагается в плоскости α , параллельной OXY . Основные оптические элементы находятся внутри параллелепипеда $A_1B_1C_1D_1A_2B_2C_2D_2$. Исходный лазерный луч после расширения линзой делится по интенсивности на две части полупрозрачным зеркалом 2 . В первой схеме интерферометра, предназначенной для определения тангенциальной компоненты

и, используется отраженный пучок. Зеркалом 3 он переводится в горизонтальную плоскость OXZ , а затем с помощью зеркала 4 направляется в сторону объекта под углом $-\pi/4$. Для этого плоскость зеркала 4 составляет с плоскостью $A_1B_1B_2A_2$ угол $\pi/8$. Далее пучок делится по фронту, и его часть, отражённая концевым зеркалом 5, освещает образец с противоположной стороны под углом $+\pi/4$.

Во второй ветви интерферометра, предназначенной для определения тангенциальной компоненты v , используется пучок, прошедший через полупрозрачное зеркало 2. После его преобразований посредством поворотных зеркал 6, 7 и концевого зеркала 8, аналогичных вышеописанным, объект в итоге освещается двумя пучками, лежащими в вертикальной плоскости OYZ , направления которых, как и ранее, составляют с нормалью OZ углы $\pm \pi/4$. Плоскость поворотного зеркала 7 образует с плоскостью $A_2B_2C_2B_2$ угол $\pi/8$. Наблюдение исследуемого участка объекта с помощью видеокамеры производится вдоль нормали к объекту 1. Для активизации той или другой частной схемы ненужный пучок экранируется. На рисунке применяемые экранирующие заслонки не показаны.

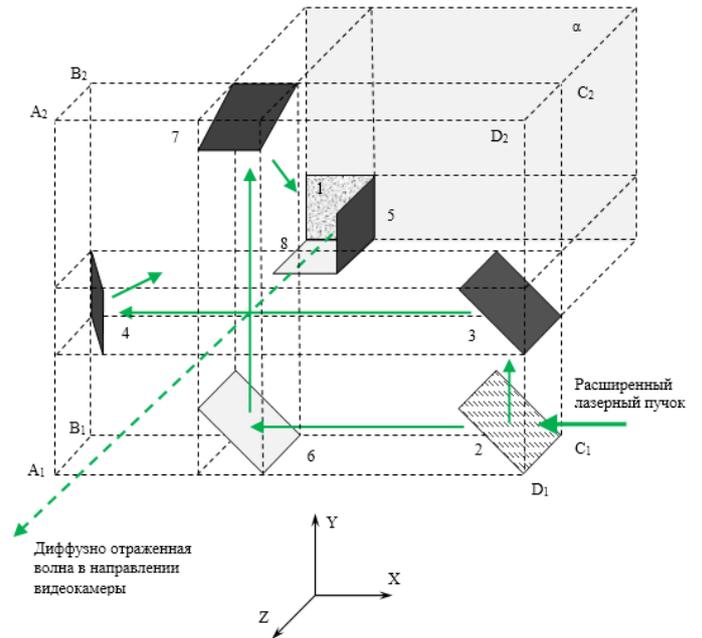


Рисунок 2.20 – Принципиальная схема мобильного модуля спекл-интерферометра

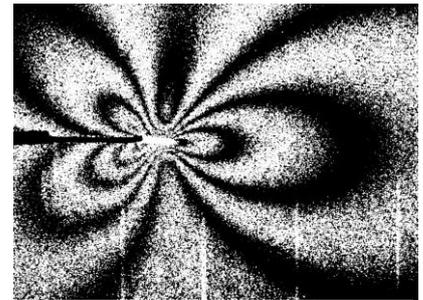
После проведения первой экспозиции для обоих плоских компонент перемещений мобильный модуль удаляется, чтобы освободить пространство, необходимое для выполнения в образце узкого разреза. Затем интерферометр возвращается на первоначальную позицию с точностью, которая обеспечивает получение высококачественных картин интерференционных полос после проведения второй экспозиции. Это достигается с помощью кинематического устройства, описанного в разделе 2.3.1.

2.4 Экспериментальные результаты определения параметров механики разрушения

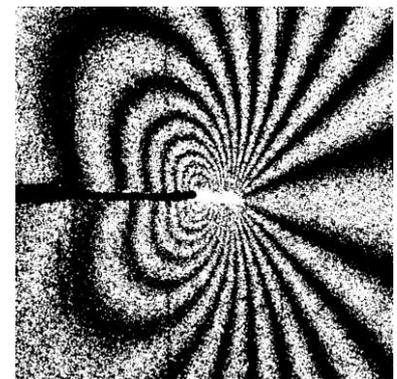
2.4.1 Определение коэффициентов интенсивности напряжений для образца с краевой трещиной

Последовательность эксперимента соответствует процедуре, представленной в разделе 2.3.1. Отличительной особенностью использования образца с краевой трещиной является тот факт, что начальная длина трещины a_0 составляет 20 мм. Это приводит к заметному уменьшению действующей нагрузки до величины P_{n2} . Разница между начальной и конечной нагрузкой достигает 9 % в зависимости от длины трещины. Поэтому при определении величин КИН используется значение P_{n2} , которое соответствует трещине длиной a_n .

При проведении реальных исследований пошаговой процесс увеличения длины трещины осуществляется с помощью ювелирного лобзика толщиной $\Delta b = 0,25$ мм. В течение эксперимента регистрируются наборы картин интерференционных полос для трещин различной длины при практически одинаковых параметрах нагружения $P_{n1} = 97$ кН и $P_{n2} = 88$ кН. Полный набор интерференционных изображений, полученных на четвёртом этапе приращении длины трещины, показан на рисунках 2.21 – 2.23. Необходимо отметить полную идентичность аналогичных интерферограмм, зарегистрированных с



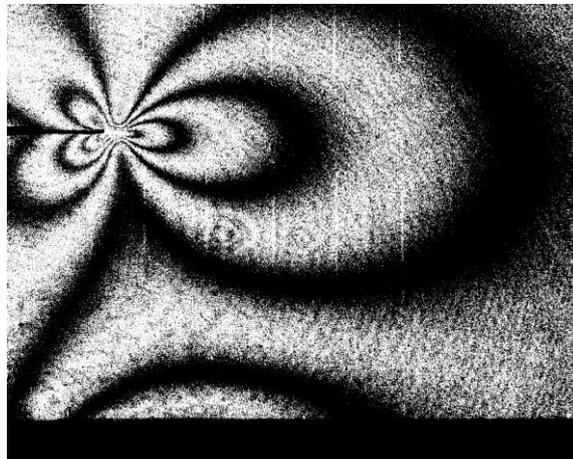
а)



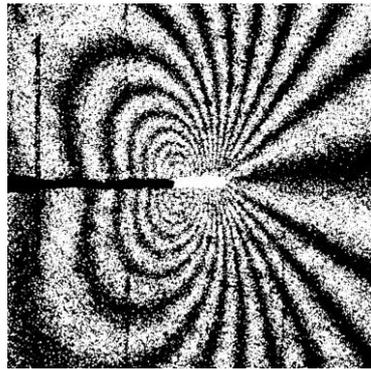
б)

Рисунок 2.21 – Образец #3V. Картины интерференционных полос, полученные камерой Videoscan USB-285 в терминах плоской компоненты u (а) и v (б). (Исходная длина трещины $a_3 = 5.41$ мм с приращением $\Delta a_4 = 1.77$ мм).

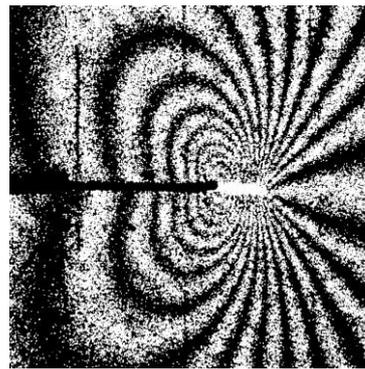
помощью различных видеокамер. Это свидетельствует о высоком качестве проведения экспериментальных исследований. Кроме того, необходимо отметить практически идеальную симметрию картин интерференционных полос обоих типов относительно линии трещины. Данный факт однозначно подтверждает, что процесс распространения трещины соответствует условиям нормального отрыва. Это, в свою очередь, означает, что искомые величины параметров механики разрушения могут быть определены согласно соотношениям (2.1) – (2.20). Все картины интерференционных полос, полученные в данной работе, также демонстрируют идеальную симметрию относительно линии трещины.



а)



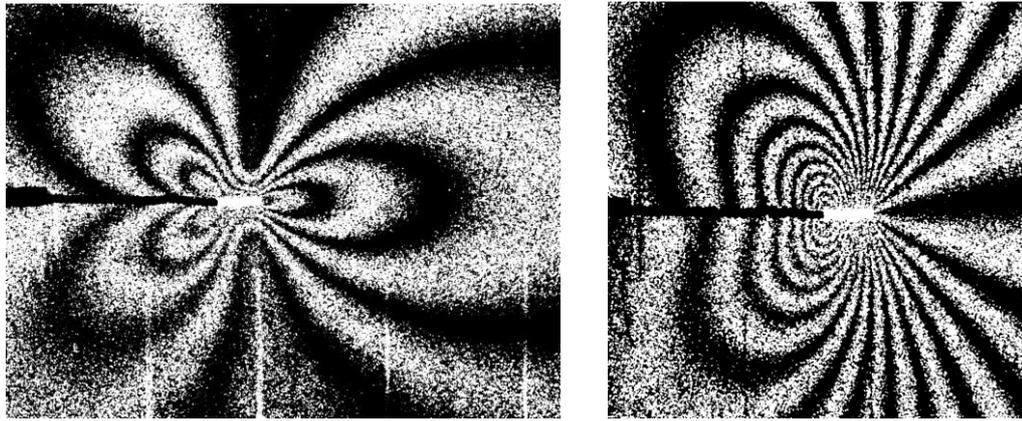
б)



в)

Рисунок 2.22 – Образец #3V. Картины интерференционных полос, полученные камерой pco-4000 на стороне А (б) и стороне В (а, в) в терминах плоской компоненты u (а) и v (б, в);

(Исходная длина трещины $a_3 = 5,41$ мм с приращением $\Delta a_4 = 1,77$ мм)



а)

б)

Рисунок 2.23 – Образец #3V. Картины интерференционных полос, полученные камерой Videoscan USB-285 в терминах плоской компоненты u (а) и v (б)
(Исходная длина трещины $a_4 = 7,18$ мм с приращением $\Delta a_5 = 1,81$ мм)

Экспериментальная информация, которая относится к определению коэффициентов A_1^n , A_3^n рядов (2.7) и последующему вычислению коэффициентов интенсивности напряжений, представлена в таблицах 2.2–2.4 для первых семи приращений длины трещины. Экспериментальные значения коэффициентов интенсивности напряжений K_I^n определяются по соотношению (2.9).

Таблица 2.2 – Исходная экспериментальная информация и результаты определения КИН для образца #3V (сторона B, камера Videoscan USB-285)

Номер этапа	1	2	3	4	5	6	7
Δa_n , мм	1,90	1,77	1,74	1,77	1,81	1,92	1,96
a_n , мм	1,90	3,67	5,41	7,18	8,99	10,91	12,87
ΔN_{n-1} , полос	29,0	26,5	28,0	28,0	31,0	32,0	32,0
Δv_{n-1} , мкм	11,0	10,1	10,6	10,6	11,8	12,1	12,1
$\Delta N_{n-0.5}$, полос	21,0	19,0	20,0	20,0	22,0	22,5	23,0
$\Delta v_{n-0.5}$, мкм	7,9	7,2	7,6	7,6	8,3	8,55	8,7

Продолжение таблицы 2.2

Номер этапа	1	2	3	4	5	6	7
$A_1^n, \text{МПа} \times \sqrt{\text{М}}$	2,4	2,2	2,4	2,4	2,5	2,5	2,6
$A_3^n \times 10^3, \text{МПа} / \sqrt{\text{М}}$	0,03	0,02	0,03	0,02	-0,01	0,02	0,03
$K_I^n, \text{МПа} \times \sqrt{\text{М}}$	6,0	5,6	6,0	6,0	6,4	6,4	6,6
$K_I^{FEM}, \text{МПа} \times \sqrt{\text{М}}$	5,5	5,7	5,9	6,2	6,3	6,6	6,8

Таблица 2.3 – Исходная экспериментальная информация и результаты определения КИН для образца #3V (сторона B, камера рсо-4000)

Номер этапа	1	2	3	4	5	6	7
$\Delta a_n, \text{мм}$	1,87	1,72	1,72	1,72	1,78	1,90	1,97
$a_n, \text{мм}$	1,87	3,59	5,31	7,03	8,81	10,71	12,68
$\Delta N_{n-1}, \text{ПОЛОС}$	29,5	27,0	29,0	29,0	31,5	32,0	33,0
$\Delta v_{n-1}, \text{мкм}$	11,21	10,26	11,02	11,02	11,97	12,16	12,54
$\Delta N_{n-0.5}, \text{ПОЛОС}$	21,5	20,0	21,0	21,0	22,5	23,0	23,5
$\Delta v_{n-0.5}, \text{мкм}$	8,17	7,6	7,98	7,98	8,55	8,74	8,93
$A_1^n, \text{МПа} \times \sqrt{\text{М}}$	2,5	2,5	2,6	2,6	2,7	2,6	2,6
$A_3^n \times 10^3, \text{МПа} / \sqrt{\text{М}}$	0,06	0,1	0,06	0,06	0,03	-0,06	0,02
$K_I^n, \text{МПа} \times \sqrt{\text{М}}$	6,4	6,3	6,5	6,5	6,7	6,5	6,6

Таблица 2.4 – Исходная экспериментальная информация и результаты определения КИН для образца #3V (сторона А, камера pco-4000)

Номер этапа	1	2	3	4	5	6	7
Δa_n , мм	1,30	1,72	1,68	1,75	1,87	1,87	1,90
a_n , мм	1,30	2,02	3,70	5,45	7,32	9,19	11,09
ΔN_{n-1} , ПОЛОС	26,0	27,0	28,0	30,5	32,5	33,0	35,0
Δv_{n-1} , МКМ	9,88	10,26	10,64	11,59	12,5	12,54	13,3
$\Delta N_{n-0.5}$, ПОЛОС	18,0	19,5	20,0	21,0	23,0	24,0	24,5
$\Delta v_{n-0.5}$, МКМ	6,84	7,41	7,6	7,98	8,74	9,12	9,31
A_1^n , МПа $\times\sqrt{м}$	2,4	2,4	2,4	2,4	2,6	2,8	2,8
$A_3^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{м}$	-0,06	0,06	0,09	-0,03	-0,03	0,06	-0,03
K_I^n , МПа $\times\sqrt{м}$	6,1	5,9	6,1	6,1	6,5	7,1	6,9

Наиболее надежные исходные экспериментальные данные, которые необходимы для определения величин КИН, получены с помощью камеры Videoscanner USB-285 на стороне В образца #3V. Анализ данных из таблицы 2.2 показывает, что для всех этапов продвижения трещины выполняется условие $A_3^n \approx 0$. Этот факт представляет весьма интересную возможность сравнения экспериментальных и расчетных величин КИН. Очевидно, что отсутствие коэффициентов разложения (2.7) с порядковыми номерами $n > 1$ значительно повышает достоверность сравнения экспериментальных данных и аналогичных результатов, полученных на основе метода конечных элементов. Кроме того, это обстоятельство позволяет использовать для вычисления КИН стандартную процедуру с использованием только коэффициента A_1^n , которая реализована в программном комплексе Msc.Nastran. Расчет величин КИН методом конечных элементов проводится для семи приращений длины трещины. Конечно-элементная сеть состоит 162000 плоских оболочечных элементов типа CQUAD 4.

Используемые граничные условия соответствуют реальной геометрии образца, показанной на рисунках 2.9 и 2.10. Локальная область, включающая вершину трещины, моделируется на основе двумерного элемента вершины трещины (CRAC2D Two-Dimensional Crack Tip Element).

Конечный элемент типа CRAC2D обеспечивает определение величины КИН согласно соотношению (2.9), при условии

$A_3^n = 0$. Соответствующие расчетные величины КИН отличаются от аналогичных экспериментальных значений не более, чем на 5% (рисунок 2.24). Данный факт свидетельствует о высокой точности и надежности разработанного экспериментального метода в случае краевой трещины. Хорошее соответствие аналогичных результатов определения коэффициентов разложения A_1^n и A_3^n , которые получены с помощью различных видеокамер на обеих сторонах рабочей части образца #3V, подкрепляет это утверждение.

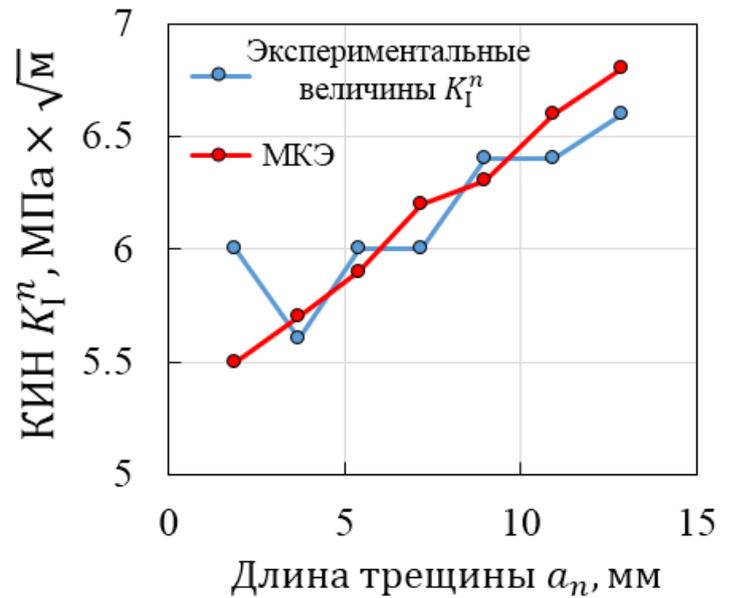


Рисунок 2.24 – Сравнение экспериментальных и расчётных величин КИН

2.4.2 Определение Т-напряжений для образца с краевой трещиной

Анализ точности определения Т-напряжений представляет весьма сложную проблему. Это связано с отсутствием надёжных теоретических, расчётных и экспериментальных данных, необходимых для сравнения. Поэтому в данном разделе представлено только описание процедуры определения величин Т-напряжений и полученные результаты.

Экспериментальная информация, которая относится к определению коэффициентов разложения (2.7) A_2^n , A_4^n и последующему вычислению T -напряжений, представлена в таблице 2.5 для первых семи приращений длины трещины. Величины T -напряжений вычисляются по данным измерений на стороне B , которые получены с помощью камеры Videoscan USB-285.

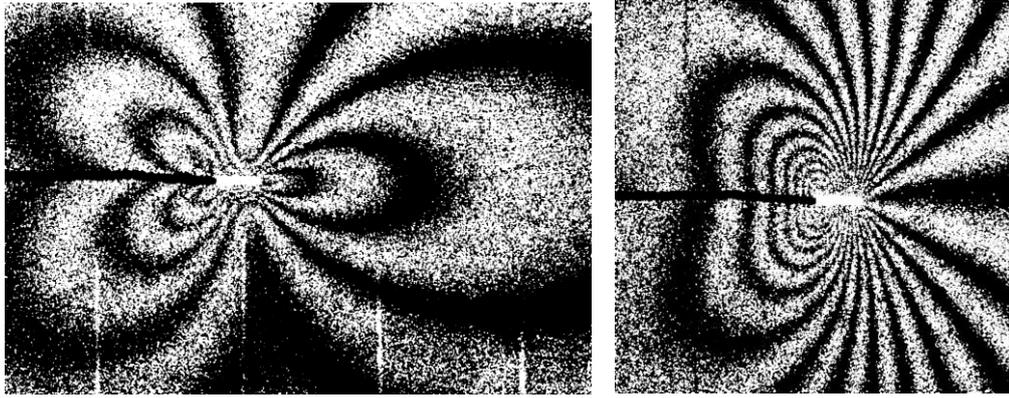
Таблица 2.5 – Исходная экспериментальная информация и результаты определения T -напряжений для образца #3V (сторона B , камера Videoscan USB-285)

Номер этапа	1	2	3	4	5	6	7
Δa_n , мм	1,90	1,77	1,74	1,77	1,81	1,92	1,96
a_n , мм	1,9	3,67	5,41	7,18	8,99	10,91	12,87
A_1^n , МПа $\times \sqrt{M}$	2,4	2,2	2,4	2,4	2,5	2,5	2,6
$A_3^n \times 10^3$, МПа \sqrt{M}	0,06	0,1	0,06	0,06	0,03	-0,06	0,02
N_{n-1}^u , ПОЛОС	–	0,5	0,75	1,0	-0,5	-1,75	
u_{n-1} , МКМ	–	0,19	0,28	0,38	-0,19	-0,6	
N_{n+1}^u , ПОЛОС	–		-3,0	-3,0	-4,0	-4,5	-4,8
u_{n+1} , МКМ	–		-1,1	-1,1	-1,5	-1,7	-1,8
A_2^n , МПа	–	-16,0	-17,0	-19,0	-16,0	-16,0	
$A_4^n \times 10^3$, МПа \sqrt{M}	–	-8,0	-8,0	-8,0	-9,0	-11,0	
T^n , МПа	–	-64,0	-68,0	-76,0	-64,0	-64,0	

Далее рассматривается процедура, определения величины T^4 из таблицы 2.5. Необходимые картины интерференционных полос показаны на рисунках 2.21 (а) и 2.23 (а). Интерферограмма на рисунке 2.21 (а) обеспечивает определение величин N_3^u и u_3 . Последняя из них необходима для подстановки в уравнение

(2.16). Вычисление абсолютного порядка полосы N_3^u в точке $n-1=3$ с координатами $r = \Delta a_4, \theta = \pi$ на рисунке 2.16 (а) даёт $N_3^u = +1,0$. Подстановка этого результата в формулу (2.17) даёт $u_3 = 0,38$ мкм. Интерферограмма на рисунке 2.18 (а) служит для извлечения второго параметра, а именно u_5 , необходимого для определения величины A_2^n через использование уравнения (2.19). В рассматриваемом случае вычисления абсолютного порядка полосы N_5^u в точке $n+1=5$ с координатами $r = \Delta a_5, \theta = 0$ на рисунке 2.18 (а) даёт $u_5 = -1,5$ мкм. Далее согласно соотношению (2.20) $T^4 = -76$ МПа.

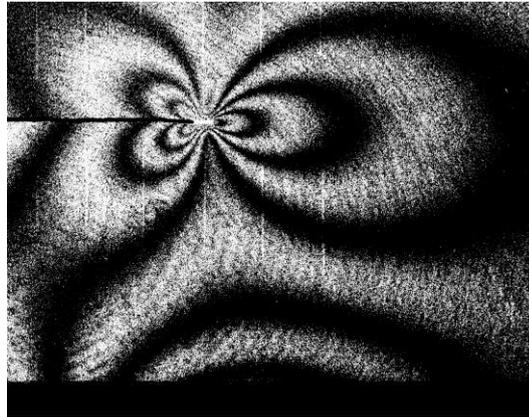
С методической точки зрения большой интерес представляет вопрос о максимальной длине трещины, для которой может быть использован разработанный подход. Поэтому при проведении экспериментов исследовались 25 приращений длин трещин до конечной длины $a_{25} = 32,0$ мм. На всех этапах получены картины интерференционных полос высокого качества, которые обеспечивают надёжное извлечение исходной экспериментальной информации и последующие получение величин параметров механики разрушения. Типичные картины полос, полученные для достаточно протяженной трещины с исходной длиной $a_{11} = 19,0$ мм на двенадцатом этапе приращения длины трещины камерами Videoscan USB-285 и pco-4000, показаны на рисунках 2.25, 2.26. Вновь нужно отметить практически полную идентичность соответствующих интерферограмм, полученных с помощью разных камер.



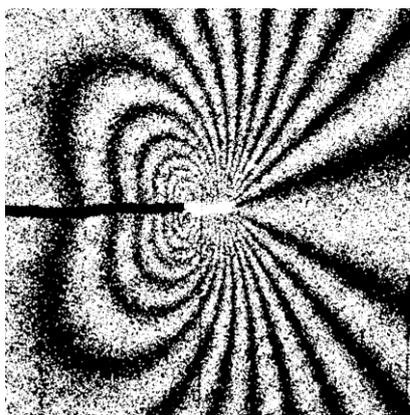
а)

б)

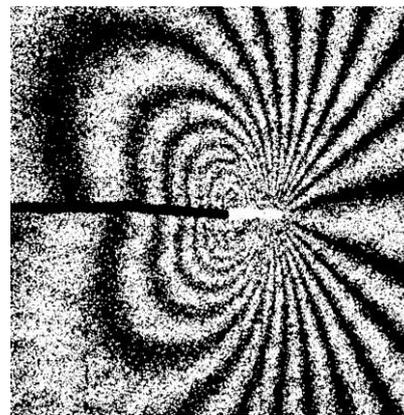
Рисунок 2.25 – Образец #3V. Картины интерференционных полос, полученные камерой Videoscan USB-285 в терминах плоской компоненты u (а) и v (б) (Исходная длина трещины $a_{11} = 19.0$ мм с приращением $\Delta a_{12} = 1.78$ мм)



а)



б)

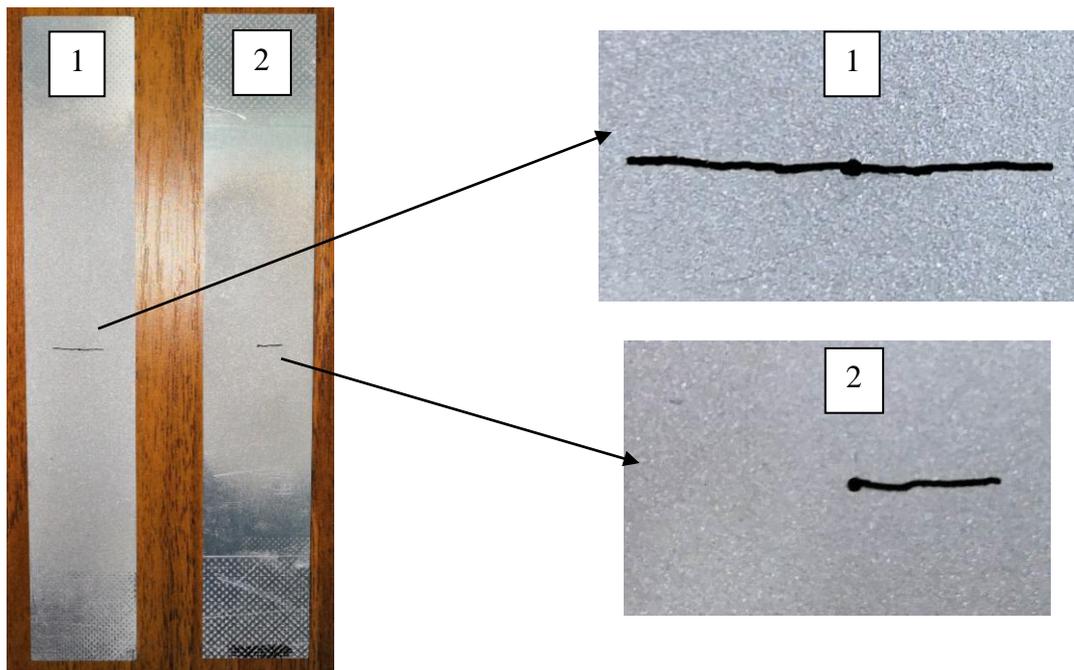


в)

Рисунок 2.26 – Образец #3V. Картины интерференционных полос, полученные камерой pco-4000 на стороне А (б) и стороне В (а, в) в терминах плоской компоненты u (а) и v (б, в) (Исходная длина трещины $a_{11} = 19.0$ мм с приращением $\Delta a_{12} = 1.78$ мм)

2.4.3 Определение коэффициентов интенсивности напряжений для образца с центральной трещиной

Определение параметров механики разрушения для трещины нормального отрыва в прямоугольной пластине используется, как второй подход к анализу точности разработанного метода. Два образца с центральной симметричной и несимметричной трещиной служат для подробного анализа погрешностей определения величин КИН и Т-напряжений. Исходная точка каждой трещины расположена в центре тонкой пластины. Последовательность узких разрезов используется для моделирования трещины. Образцы с размерами $180 \times 30 \times 4$ мм изготовлены из алюминиевого сплава Д16Т ($E = 72000$ МПа, $\mu = 0,33$) (рисунок 2.27).



Образцы типа ТМ с центральной симметричной (1) и несимметричной (2) трещиной

Рисунок 2.27 – Исследуемые образцы с центрально симметричной и несимметричной трещиной

С технической точки зрения исходная точка каждой трещины представляет собой отверстие диаметром $2R_0 = 0,5$ мм. Отсутствие остаточных напряжений в обоих образцах установлено при совместном применении метода сверления отверстия и измерений приращений диаметров зондирующего отверстия в направлении главных напряжений методом электронной спекл-интерферометрии [174]. Пошаговая процедура увеличения длины трещины выполняется ювелирным лобзиком шириной $\Delta b = 0,2$ мм. В течение процесса увеличения длины трещины, постоянство действующей нагрузки P с гарантией находится в интервале $P - 0.01P$. Два набора картин интерференционных полос, полученных для образца ТМ_04 с несимметричной центральной трещиной при величине внешней нагрузки $P = 9,69$ кН показаны на рисунке 2.28. Две пары интерферограмм, которые относятся к образцу ТМ_08 с центральной симметричной трещиной для растягивающей нагрузки $P = 7,2$ кН, показаны на рисунке 2.29. Все изображения имеют размер 25×25 мм. Полоса нулевого порядка, необходимая для извлечения исходных экспериментальных данных показана на всех рисунках. Специально нужно отметить высокое качество всех полученных интерферограмм. Степень симметрии картин интерференционных полос обоих типов не требует комментариев. Это означает, что процесс развития трещины однозначно соответствует условию нормального отрыва. Таким образом, величины КИН и T -напряжений можно надёжно определять с использованием соотношений (2.14) и (2.20).

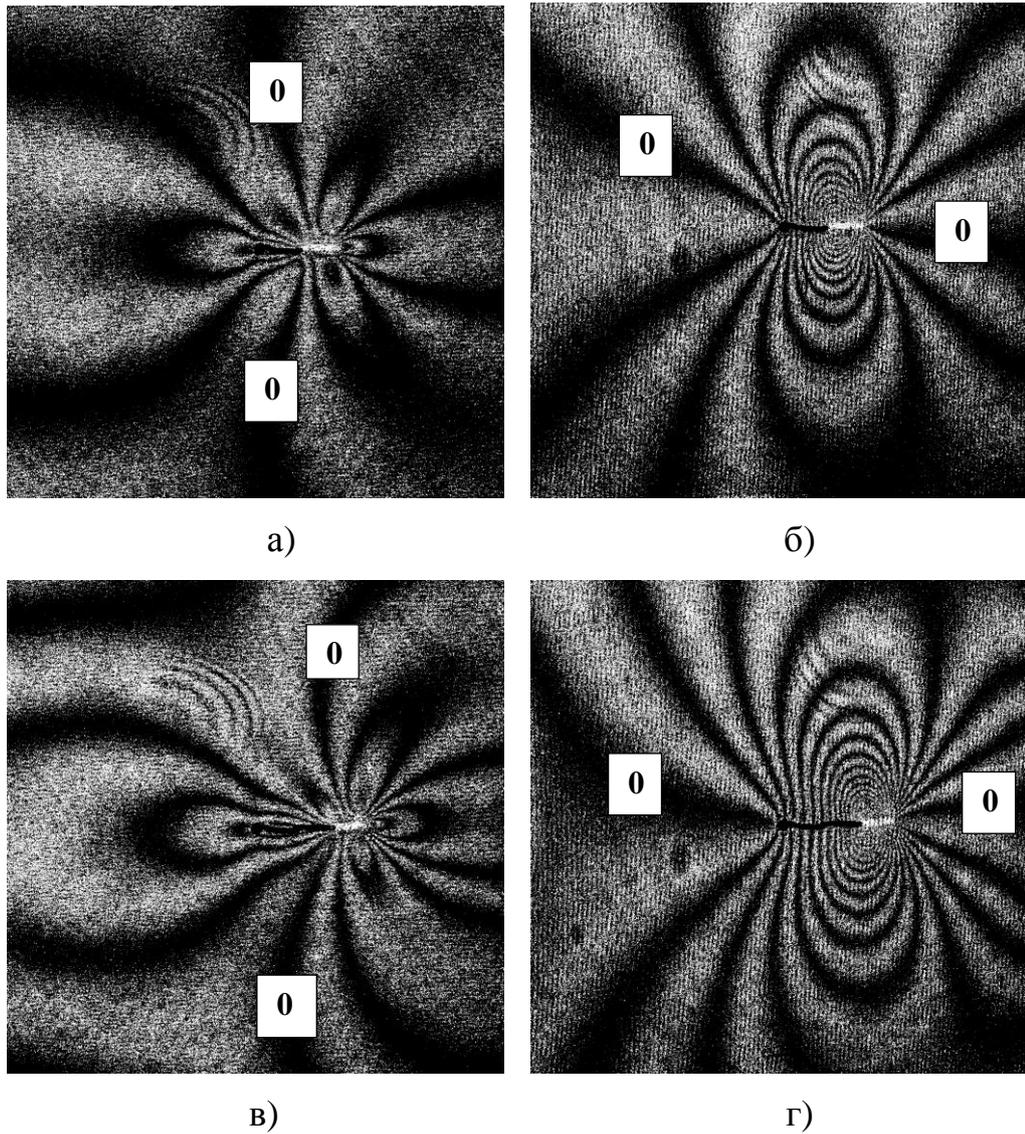


Рисунок 2.28 – Образец ТМ_04. Картины интерференционных полос полученные в терминах плоских компонент перемещений u (а, в) и v (б, г). Начальная длина трещины $a_1 = 2,31$ мм с приращением $\Delta a_2 = 2,04$ мм (а, б) и $a_2 = 4,35$ мм с приращением $\Delta a_3 = 1,90$ мм (в, г)

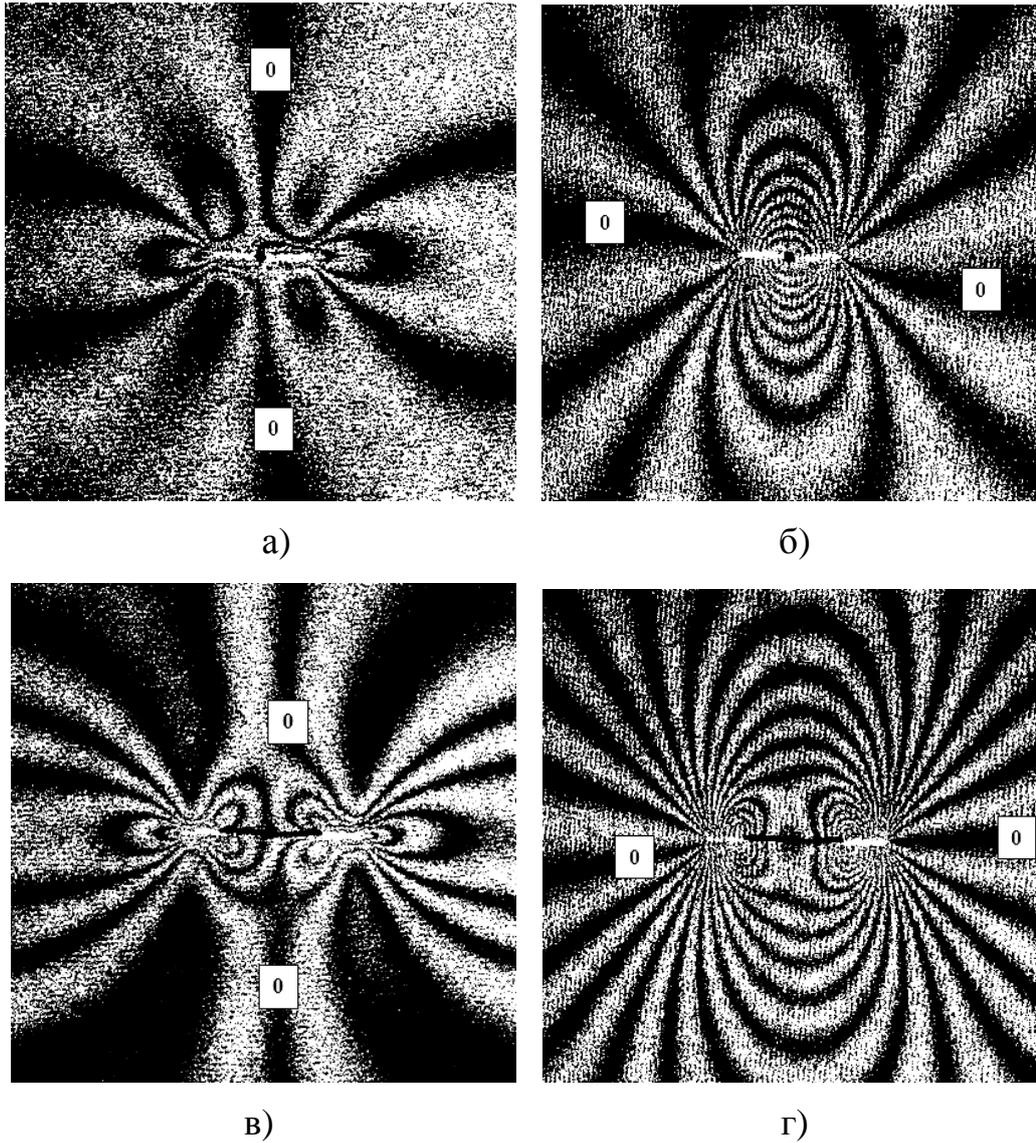


Рисунок 2.29 – Образец ТМ_08. Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоских компонент перемещений u (а, в) и v (б, г). Начальная длина трещины $a_0 = 2,31$ мм с приращением $\Delta a_1^- = 2,18$ мм (лево) и $\Delta a_1^+ = 2,35$ мм (право) (а, б); начальная длина трещины $a_1^- = 2,18$ мм и $a_1^+ = 2,35$ мм с приращениями $\Delta a_2^- = 1,90$ мм (лево) и $\Delta a_2^+ = 2,24$ мм (право) (в, г)

Исходная экспериментальная информация, необходимая для определения коэффициентов A_1^n и A_3^n из (2.7) и дальнейшего вычисления величин КИН, приведена в таблицах 2.6 и 2.7 для образцов Т_04 и Т_08, соответственно.

Зависимости величин Δv_{n-1} и $\Delta v_{n-0.5}$ для образцов с несимметричной и симметричной трещиной показаны на рисунке 2.30. Эти графики соответствуют данным из таблиц 2.6 и 2.8 для образца Т_04 и Т_08, соответственно.

Таблица 2.6 – Исходная экспериментальная информация и величины КИН для образца ТМ_04

Номер шага	1	2	3
Δa_n , мм	2,31	2,04	1,90
a_n , мм	2,31	4,35	6,25
ΔN_{n-1}^v , ПОЛОС	13,5	25,0	32,0
Δv_{n-1} , МКМ	5,13	9,50	12,16
$\Delta N_{n-0.5}^v$, ПОЛОС	15,5	23,0	28,0
$\Delta v_{n-0.5}$, МКМ	5,89	8,74	10,64
A_1^n , МПа $\times \sqrt{М}$	2,15	3,26	3,70
$A_3^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{М}$	0,51	0,67	0,6
K_I^n , МПа $\times \sqrt{М}$	5,4	8,1	9,3
F_{IA}	0,785	0,78	0,78
K_I^{T1} , МПа $\times \sqrt{М}$	5,35	7,30	8,74
$\delta(K_I^{T1} / K_I^n)$	0,01	0,04	0,06

Таблица 2.7 – Исходная экспериментальная информация и величины КИН для образца ТМ_08

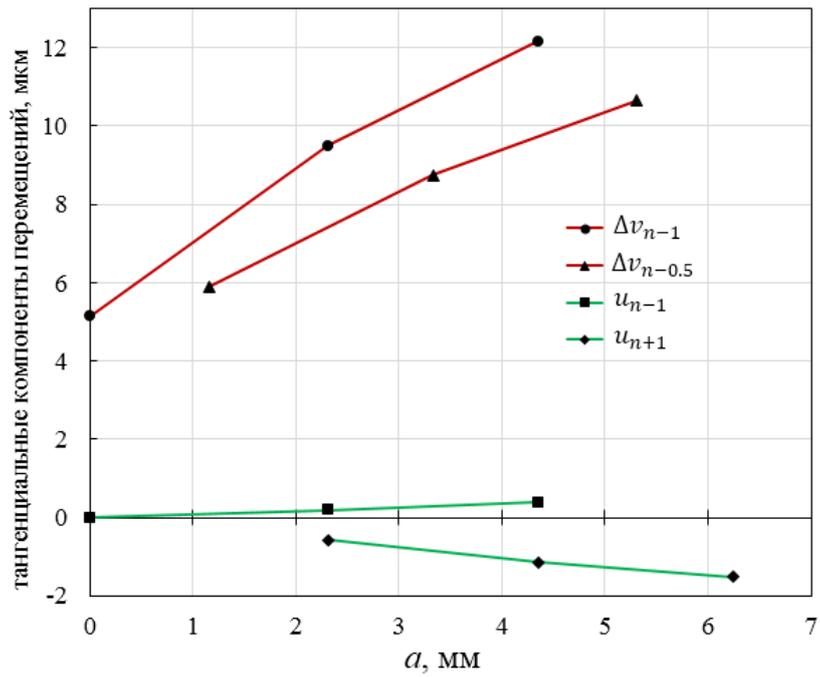
Номер шага	1–	2–	3–	1+	2+	3+
Δa_n , мм	2,18	1,90	1,97	2,35	2,24	2,41
a_n , мм	2,18	4,08	6,05	2,35	4,59	7,0

Продолжение таблицы 2.7

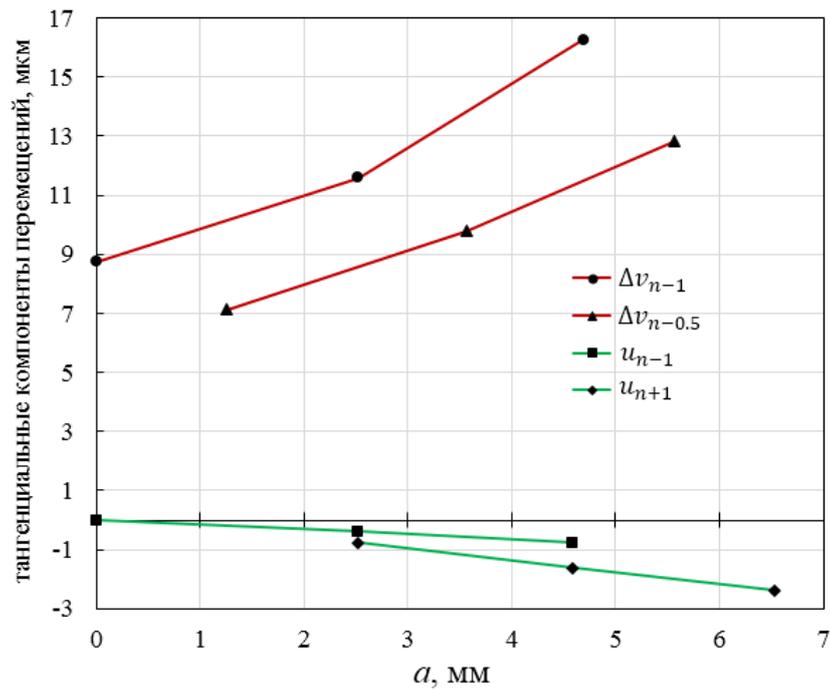
Номер шага	1–	2–	3–	1+	2+	3+
ΔN_{n-1} , полос	23,0	29,0	40,5	23,0	32,0	45,0
Δv_{n-1} , мкм	8,74	11,02	15,39	8,74	12,16	17,10
$\Delta N_{n-0.5}$, полос	18,0	24,0	32,5	19,5	27,5	35,0
$\Delta v_{n-0.5}$, мкм	6,84	9,12	12,35	7,41	10,45	13,30
A_1^n , МПа $\times \sqrt{M}$	2,06	3,04	3,96	2,28	3,32	3,77
A_3^n , МПа / \sqrt{M}	0,158	0,411	0,443	0,285	0,443	0,253
K_I^n , МПа $\times \sqrt{M}$	5,1	7,7	9,9	5,7	8,3	9,4

Таблица 2.8 – Экспериментальные и теоретические величины КИН для образца ТМ_08

Номер шага	1	2	3
$\tilde{a}_n = R_0 + \frac{a_n^- + a_n^+}{2}$, мм	2,52	4,59	6,53
σ_0 , МПа	60,4	60,0	59,4
$\Delta \tilde{v}_{n-1}$, мкм	8,74	11,59	16,25
$\Delta \tilde{v}_{n-0.5}$, мкм	7,13	9,79	12,83
$\Delta \tilde{u}_{n-1}$, мкм	-0,38	-0,77	-0,58
$\Delta \tilde{u}_{n+1}$, мкм	-0,77	-1,62	-2,38
\tilde{K}_I^n , МПа $\times \sqrt{M}$	5,4	8,0	9,7
K_I^{T1} , МПа $\times \sqrt{M}$	5,4	7,2	8,5
$\delta(K_I^{T1} / K_I^n)$	0	0,10	0,12
F	1,00	1,064	1,14
K_I^{T2} , МПа $\times \sqrt{M}$	5,40	7,7	9,7
$\delta(K_I^{T2} / K_I^n)$	0	0,04	0



а)



б)

Рисунок 2.30 – Зависимость тангенциальных компонент перемещений от длины трещины для образцов ТМ_04 (а) и ТМ_08 (б)

Представленные данные можно сравнить с результатами определения Δv_{n-1} и $\Delta v_{n-0.5}$ на основе полевых измерений перемещений методом КЦИ [61-65, 66].

Интересно отметить, что величины раскрытий, полученные, как методом электронной-спекл интерферометрии, так и методом КЦИ лежат в диапазоне от 0 до 15 микрометров.

В представленной работе необходимый подсчёт количества интерференционных полос выполняется ручным способом в пределах точности $\delta(\Delta N^v) = 0,5$ полосы. Необходимо оценить, как эта абсолютная погрешность влияет на результаты определения КИН. Наиболее сложная ситуация относится к подсчёту величины $\Delta N_{n-0.5}^v$. Рассмотрим данные для трещины a_1^{2-} из таблицы 2.7. Изменение $\Delta N_{n-0.5}^v$ с 24 полос до 24,5 полос приводит к величине $K_I^{2-} = 7,9 \text{ МПа} \times \sqrt{\text{м}}$ вместо исходного значения $K_I^{2-} = 7,7 \text{ МПа} \times \sqrt{\text{м}}$ представленного в таблице 2.7. Эта разница равна 0,2 МПа, что составляет 2,5 %. Дальнейший анализ точности экспериментально полученных величин КИН основан на их сравнении с аналитическими результатами, представленными в известном справочнике Мураками [176]. Одна из строк таблицы 2.6, которая относится к образцу ТМ_04 с несимметричной трещиной, содержит теоретические величины КИН K_I^{T1} . Эти данные соответствует решению для сквозной трещины, начало которой находится на контуре отверстия в бесконечной пластине (раздел 5.2 справочника [176]):

$$K_I^{T1} = F_{IA} \sigma \sqrt{\pi a_n}. \quad (2.21)$$

Величины коэффициентов F_{IA} приведены в таблице. 2.6 Последняя строка содержит разницу между экспериментальными и теоретическими величинами КИН $\delta(K_I^{T1} / K_I^n)$.

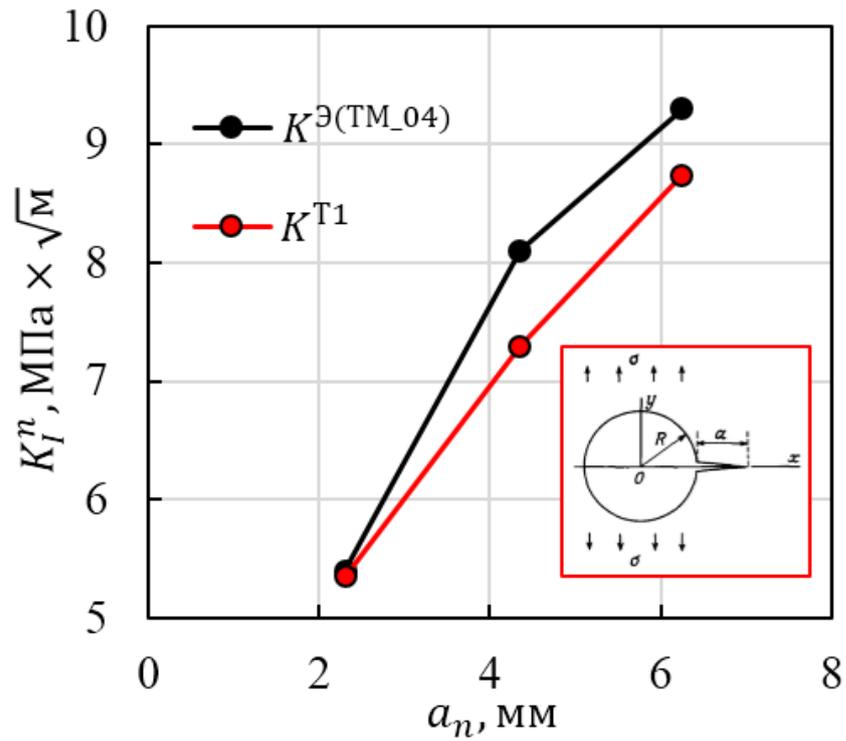
Усреднённые величины КИН используются для сравнения с теоретическими значениями КИН в случае симметричной центральной трещины, как это показано в таблице 2.8 (образец ТМ_08). Это сделано специально, так как обеспечение равных приращений длин трещин для обеих вершин симметричной

трещины представляет достаточно серьёзную техническую проблему и увеличивает время пребывания образца под нагрузкой. Первая строка этой таблицы содержит усреднённые величины половины суммарной длины трещины. Теоретические величины КИН K_I^{T2} из таблицы 2.8 соответствуют соотношениям из раздела 5.1 справочника [176]:

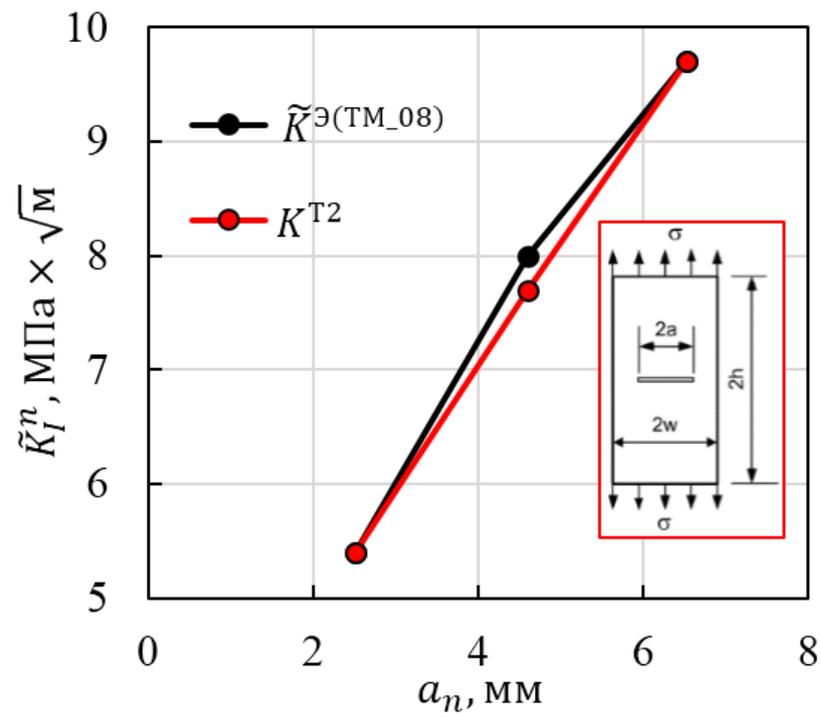
$$K_I^{T2} = F\sigma\sqrt{\pi\tilde{a}_n}. \quad (2.22)$$

Во всех случаях из таблицы 2.8 коэффициенты $F=1$. Десятая строка содержит разницу между теоретическими и экспериментальными величинами КИН $\delta(K_I^{T2}/K_I^n)$. Раздел 1.1 вышеупомянутого справочника содержит теоретические величины КИН для центральной симметричной трещины в прямоугольной пластине конечной ширины при одноосном растяжении. Эти данные так же описываются соотношением (2.22). Величины коэффициентов F приведены в таблице 2.8. Необходимо отметить, что величины K_I^T из раздела 1.1 справочника [176] находятся в полном соответствии с данными методами конечного элемента из работы [177].

Сравнение экспериментальных и теоретических данных приведенных в таблицах 2.6 – 2.8 наглядно демонстрируют (рисунок 2.31), что использование первых двух нечётных коэффициентов рядов Уильямса, которые определяются с использованием двух точек измерения на берегах трещины, обеспечивают приемлемую точность определения КИН. Эта точность достаточно высока для большинства инженерных приложений.



а)



б)

Рисунок 2.31 – Сравнение экспериментальных и теоретических величин КИН для центрально несимметричной (а) и симметричной (б) трещин

Данные, представленные в таблице 2.9, отражают влияние внешних напряжений, величины приращения длины трещины и геометрии образца на точность определения КИН. Все образцы типа ТМ имеют реальные размеры $2h^* \times 2w \times t = 180 \times 30 \times 4$ мм. Образцы Т_002 и ТТ_002 имеют размеры $160 \times 34 \times 4$ мм. Используемые обозначения показаны на рисунке 2.32. Заштрихованная зона на рисунке 2.32 находится под захватами испытательной машины. Вот почему значения h/w используются для сравнения экспериментальных величин КИН [177].

Таблица 2.9 – Сравнение относительной разницы δ между численными (K_I^T, T) и экспериментальными (\tilde{K}_I^n, T^n) величинами КИН и Т-напряжений для различных номинальных напряжений σ , приращения длины трещины $\Delta \tilde{a}_n$ и геометрии образцов h/w

Образец	h/w	$\tilde{a}_n,$ мм	$\Delta \tilde{a}_n,$ мм	$\frac{\tilde{a}_n}{w}$	$\sigma,$ МПа	$\delta \left(\frac{K_I^T}{K_I^n} \right)$	$\frac{T^n}{\sigma}$	$\frac{T}{\sigma}$	$\delta \left(\frac{T}{T^n} \right)$
ТМ_01 $E=72000$ МПа $\mu = 0,33$	4	2,90	2,65	0,19	60,0	0,037	-1,41	-1,03	0,27
		4,63	1,73	0,31	59,7	0,064	-1,51	-1,09	0,28
		6,35	1,72	0,42	59,2	0,097	–	–	–
ТМ_07 $E=72000$ МПа $\mu = 0,33$	4	2,41	2,16	0,16	60,3	0,076	-0,95	-1,02	0,07
		4,62	2,21	0,31	60,0	0,10	-1,38	-1,09	0,21
		6,57	1,95	0,44	59,5	0,061	–	–	–
ТМ_08 $E=72000$ МПа $\mu = 0,33$	4	2,52	2,27	0,17	60,4	0	-1,07	-1,02	0,05
		4,59	2,07	0,31	60,0	0,04	-1,37	-1,09	0,20
		6,53	1,94	0,44	59,4	0	–	–	–
ТТ_002 $E=72000$ МПа $\mu = 0,33$	3,5	2,40	2,15	0,16	53,0	0,033	-1,13	-1,02	0,10
		4,40	2,20	0,29	52,6	0,10	-1,38	-1,09	0,21
		6,10	1,70	0,41	51,8	0,02	–	–	–
Т_002 $E=70000$ МПа $\mu = 0,33$	3,5	2,12	1,87	0,13	52,2	0,02	-0,96	-1,01	0,05
		4,23	2,11	0,25	51,9	0,06	-1,15	-1,05	0,09
		6,24	2,01	0,37	51,5	0,09	–	–	–

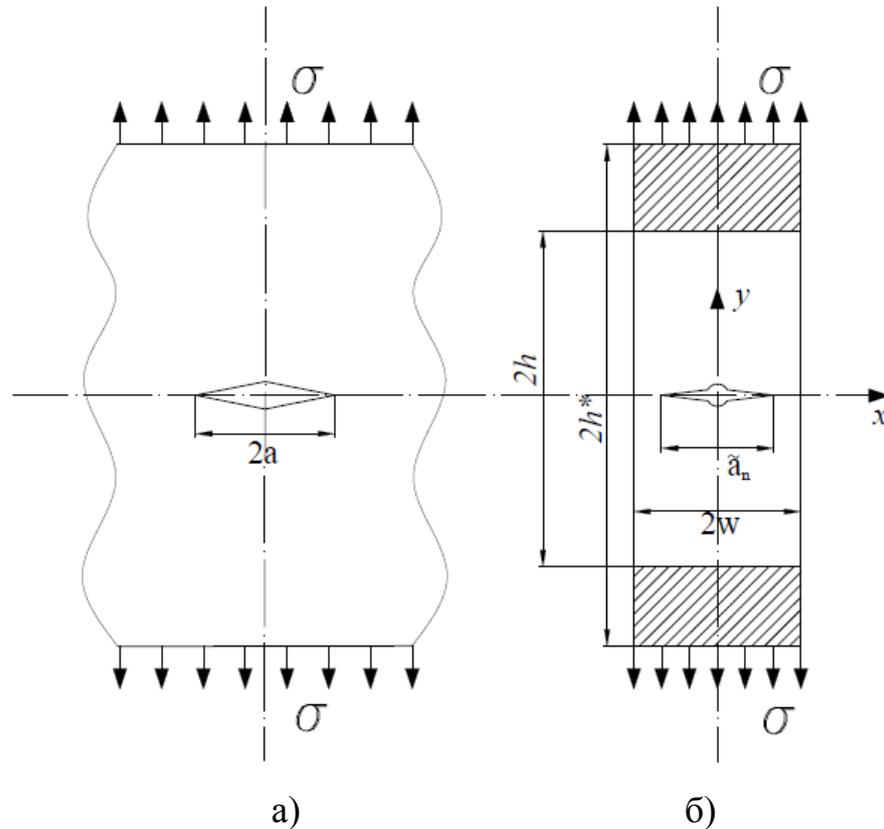


Рисунок 2.32 – Идеальная конечная трещина длиной $2a$ в бесконечной пластине (а) и реальная трещина длиной $2\tilde{a}_n$ в конечной пластине (б) при действии номинальных напряжений σ

2.4.4 Определение Т-напряжений для образца с центральной трещиной

Анализ погрешностей, связанный с вычислением величин КИН, представленный в предыдущем разделе даёт оптимистические ожидания по отношению к определению Т-напряжений. Это вытекает из того факта, что разработанная процедура определения, как величин КИН, так и Т-напряжений основана на одних и тех же принципах, которые включают извлечение коэффициентов рядов Уильямса (2.7). Ключевым моментом является то, что измерение компонент перемещений выполняются в точках, расположенных на берегах трещины. Исходная экспериментальная информация, необходимая для

определения коэффициентов A_2^n и A_4^n из разложения (2.7) и дальнейшего вычисления величин T -напряжений, представлена в таблицах 2.10 и 2.11 для образца ТМ_04 и ТМ_08 соответственно.

Таблица 2.10 – Исходная экспериментальная информация и величины T -напряжений для образца ТМ_04

Номер шага	1	2	3
Δa_n , мм	2,31	2,04	1,90
a_n , мм	2,31	4,35	6,25
A_1^n , МПа $\times\sqrt{м}$	2,15	3,26	3,70
$A_3^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{м}$	0,51	0,67	0,60
N_{n-1}^u , ПОЛОС	0,5	1,0	1,5
u_{n-1} , МКМ	0,19	0,38	0,57
N_{n+1}^u , ПОЛОС	-1,5	-3,0	-4,0
u_{n+1} , МКМ	-0,57	-1,14	-1,52
A_2^n , МПа	-19,0	-27,0	-
$A_4^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{м}$	-2,0	-7,0	-
T^n , МПа	-76,0	-108,0	-

Таблица 2.11 – Исходная экспериментальная информация и величины Т-напряжений для образца ТМ_08

Номер шага	1–	2–	3–	1+	2+	3+
Δa_n , мм	2,18	1,90	1,97	2,35	2,24	2,41
a_n , мм	2,18	4,08	6,05	2,35	4,59	7,0
A_1^n , МПа $\times\sqrt{м}$	2,06	3,04	3,96	2,28	3,32	3,77
$A_3^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{м}$	0,158	0,411	0,443	0,285	0,443	0,253
N_{n-1}^u , полос	-1,0	-2,25	-3,0	-1,0	-1,75	-3,0
u_{n-1} , мкм	-0,38	-0,86	-0,58	-0,38	-0,67	-0,58
N_{n+1}^u , полос	-2,5	-4,0	-6,0	-3,0	-4,5	-6,5
u_{n+1} , мкм	-0,95	-1,52	-2,28	-0,58	-1,71	-2,47
A_2^n , МПа	-16,0	-20,0		-16,0	-21,0	
$A_4^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{м}$	-2,0	-9,0		-8,0	-12,0	
T^n , МПа	-64,0	-80,0		-64,0	-82,0	
Средние величины, \tilde{T}^n , МПа	$\tilde{T}^1 = -64,0, \tilde{T}^2 = -81,0$					

Процедура вычисления Т-напряжений для образцов ТМ_04 и ТМ_08 идентична методике, представленной в разделе 2.4.2

Для оценки погрешностей определения величин Т-напряжений служит центральная конечная трещина длиной $2a$ в бесконечной пластине, нагруженная номинальными напряжениями σ (см. рисунок 2.32 (а)). В этом примере величина КИН определяется, как $K = \sigma\sqrt{\pi a}$ и, соответственно, величина Т-напряжений равна $T = -\sigma$ [8]. Переход от пластины бесконечной ширины к прямоугольной пластине конечной ширины w приводит к уменьшению отрицательных величин Т-напряжений [8]. Вполне очевидно, что наши результаты следуют этой тенденции, потому что величина прикладываемых номинальных напряжений равна $\sigma = 60$ МПа.

Более подробное сравнение экспериментально полученных величин Т-напряжений и соответствующих результатов конечно-элементного

моделирования можно провести, используя данные работы [177]. Три последних столбца таблицы 2.9 содержат требуемую информацию. Максимальная относительная погрешность между экспериментальными T^n и численными T величинами Т-напряжений получены для образца ТМ_01. Этот образец характеризуется заметной разницей между Δa_1 и двумя другими приращениями длины трещины. Более равномерный выбор величин Δa_i ($i = 1,2,3$) ведёт к уменьшению максимальной относительной погрешности определения величин Т-напряжений до 20%. Это очень хороший результат для экспериментального подхода к определению Т-напряжений. Необходимо также учитывать, что начало узкого разреза, используемого в экспериментах расположена на контуре центрального отверстия диаметром $2R_0 = 0,5$, в то время как конечно-элементное моделирование использует непрерывную идеальную трещину.

2.5 Влияние пластической зоны в вершине трещины на точность определения коэффициентов интенсивности напряжений по экспериментальным данным

Разработанный подход основан на использовании соотношений линейной механики разрушения для перехода от измеренных тангенциальных компонент перемещений к требуемым величинам КИН и Т-напряжений. Поэтому, необходимо оценить погрешность определения компонент перемещений, которая может быть обусловлена влиянием пластической зоны в вершине трещины. Для оценки размера пластической зоны в вершине трещины можно использовать следующее соотношение [10]:

$$r_p^* = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{K_I}{\sigma_{0.2}} \right]^2, \quad (2.23)$$

где $\sigma_{0,2}$ – предел текучести; r_p^* – размер пластической зоны; K_I – величина КИН. Образцы ТМ_04 и ТМ_08 изготовлены из алюминиевого сплава Д16Т, для которого $\sigma_{0,2} = 320$ МПа. Размеры пластической зоны в вершине трещины в случае несимметричной трещины в образце ТМ_04, которые следуют из формулы (2.23), представлены в таблице 2.12.

Таблица 2.12 – Размеры пластической зоны для образца ТМ_04

\tilde{a}_n , мм	2,31	4,35	6,25
$\Delta\tilde{a}_n$, мм	2,31	2,04	1,90
$\Delta a_n / 2$, мм	1,15	1,02	0,95
K_I^n , МПа $\times \sqrt{\text{м}}$	5,4	7,6	9,3
r_p^* , мм	0,045	0,090	0,135

Точка начала приращения длины трещины, обозначенная, как $n-1$, является первой точкой измерения компонент перемещений при определении величин КИН. Это точка расположена на расстоянии Δa_n от вершины трещины. Вторая точка измерения обозначенная, как, $n-0.5$, находится на расстоянии $\Delta a_n / 2$ от вершины трещины. Данные таблицы 2.12 наглядно свидетельствуют, что пластическая зона с размерами от 0,045 до 0,135 мм не оказывает значительного влияния на точность определения компонент перемещения в обеих точках (рисунок 2.33).

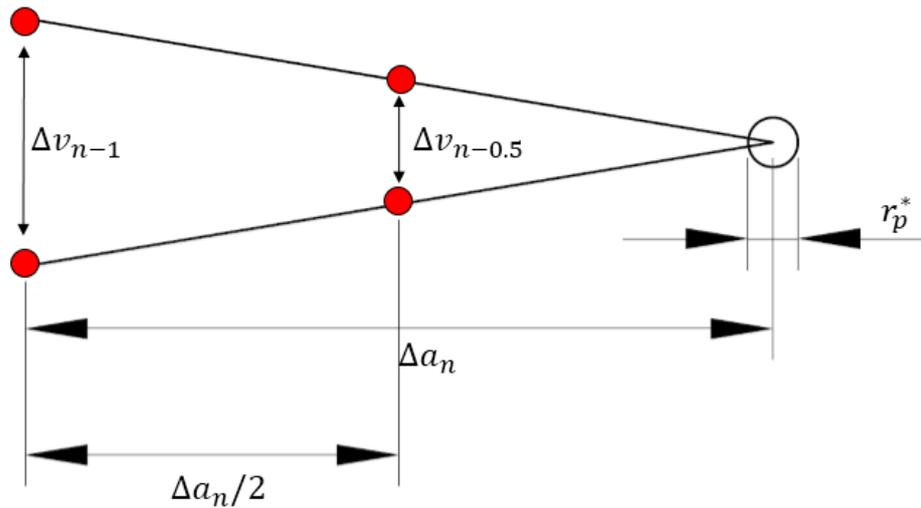


Рисунок 2.33 – Точки измерения и размер пластической зоны

Влияние пластической зоны в вершине трещины на раскрытие $2v^*$ центральной конечной трещины длиной $2a$ в прямоугольной пластине при одноосном растяжении номинальными напряжениями σ можно оценить следующим образом [10]:

$$2v^* \approx \frac{4\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2 + 2ar_p^*}, \quad (2.24)$$

где r_p^* определяется по формуле (2.23); координата x отсчитывается от центра трещины в направлении её распространения. Линейная механика разрушения даёт следующий результат для раскрытия трещины:

$$2v = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2}. \quad (2.25)$$

Комбинация выражений (2.25) и (2.26) выявляет различие между величинами раскрытия трещины с учётом и без учёта влияния пластической зоны в вершине трещины:

$$\frac{2v^*}{2v} \approx \frac{\sqrt{a^2 - x^2 + 2ar_p^*}}{\sqrt{a^2 - x^2}} \quad (2.26)$$

Таблица 2.11 содержит относительные величины раскрытия трещины Δv_{n-1} , полученные для образца ТМ_08. Эти величины относятся к точкам $n-1$ ($n = 1, 2, 3$), которые являются начальными точками для каждого приращения длины трещины Δa_n ($n = 1, 2, 3$), как это показано на рисунке 2.3. В таблице 2.13 приведены относительные величины раскрытия трещины $\Delta v_{n-0.5}$, которые относятся к центральной точке $n-0.5$ ($n = 1, 2, 3$) каждого приращения длины трещины Δa_n .

Таблица 2.12 – Относительные величины раскрытия Δv_{n-1} для образца ТМ_08

\tilde{a}_n , мм	2,52	4,60	6,53
K_I^n , МПа $\times \sqrt{м}$	5,4	8,0	9,7
r_p^* , мм	0,045	0,100	0,147
x , мм	0	2,52	4,60
$2v^* / 2v$	1,016	1,03	1,05

Таблица 2.13 – Относительные величины раскрытия $\Delta v_{n-0.5}$ для образца ТМ_08

\tilde{a}_n , мм	2,52	4,60	6,53
K_I^n , МПа $\times \sqrt{м}$	5,4	8,0	9,7
r_p^* , мм	0,045	0,100	0,147
x , мм	1,26	3,56	5,57
$2v^* / 2v$	1,02	1,05	1,08

Данные, приведенные в таблицах 2.12 и 2.13, показывают, что учёт влияния пластической зоны в вершине трещины на результаты определения СМОД Δv_{n-1} и COD $\Delta v_{n-0.5}$ приводит к весьма малым корректировкам по отношению с аналогичными результатами линейной механики разрушения. Выявленные различия не превышают 5% во всех точках начала приращения длины трещины и 8% во всех центральных точках приращения длины трещины. Этот факт означает, что разработанный подход, основанный на соотношениях линейной механики разрушения, обеспечивает точность определения величин КИН, которая достаточно высока для большинства инженерных приложений.

2.6. Выводы по Главе 2

Представлено теоретическое обоснование нового метода определения КИН и **T**-напряжений по данным измерений тангенциальных компонент перемещений. Разработанный подход представляет собой модифицированную версию метода ПНДТ. Ключевым моментом предложенной методологии является возможность измерения локального деформационного отклика, вызванного удалением материала в виде узкого надреза между двумя экспозициями, методом ЭСИ. Получены математические формулы, необходимые для преобразования экспериментальных данных в искомые величины параметров механики разрушения для трещин нормального отрыва. Исходная информация имеет вид плоских компонент перемещений, абсолютные величины которых измеряются в нескольких особых точках, расположенных в ближайшей окрестности вершины трещины. Таким образом, определяются четыре первых коэффициента рядов Уильямса и по этим данным вычисляются величины КИН и **T**-напряжений. Главной особенностью разработанного подхода является тот факт, что отпадает необходимость использования сложных численных моделей, связанных с геометрической формой и условиями нагружения исследуемого объекта, на стадии интерпретации экспериментальных данных. Формулы для перехода от

измеряемых величин к требуемым параметрам механики разрушения, которые не включают суммарную длину трещины, принимают достаточно простой и наглядный вид. Наличие высококачественных картин интерференционных полос, которые свободны от влияния смещений тела, как целого, служит надежным индикатором реального вида напряженного состояния в окрестности вершины трещины.

Для верификации предложенного метода и проведения дальнейших экспериментальных исследований разработаны и реализованы на практике две специализированные системы оптических интерференционных измерений. Первая из них представляет собой стационарную схему электронного спекл-интерферометра, которая предназначена для исследования краевой трещины в образцах, включающих собственный блок приложения нагрузки. Она построена на базе двух высокоразрешающих цифровых видеокамер. Второй измерительный комплекс, который представляет собой электронный спекл-интерферометр с мобильным модулем, предназначен для определения параметров механики разрушения для трещин в пластинах при их одноосном растяжении. Мобильный модуль устанавливается непосредственно на станине электромеханической испытательной машины, которая встроена в оптическую схему интерферометра. Главной особенностью такой системы является возможность удаления мобильного модуля из оптической схемы и его возвращения на первоначальную позицию с интерференционной точностью после локального удаления материала в нагруженном образце.

Оценка погрешностей разработанного подхода проведена путем сравнения экспериментальных величин КИН для краевой и центральной трещины в пластинах с результатами численного моделирования и теоретическими данными, соответственно. Установлено, что в обоих случаях различия не превышают пяти процентов. Эти факты наглядно демонстрируют высокую точность и надежность модифицированной версии метода ПНДТ по отношению к определению коэффициентов интенсивности напряжений.

ГЛАВА 3. ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ НА НАКОПЛЕНИЕ ПОВРЕЖДЕНИЙ В ОКРЕСТНОСТИ КОНЦЕНТРАТОРА НАПРЯЖЕНИЙ

Главной темой данной главы является получение новых экспериментальных данных, которые количественным образом описывают влияние изменения коэффициента асимметрии и размаха напряжений цикла на процесс накопления повреждений в окрестности сквозного отверстия при малоцикловом нагружении. Вторая область интересов связана с анализом накопления повреждений при наличии поля остаточных напряжений. Некоторые результаты, которые получены ранее на основе предлагаемого подхода для упрочненных отверстий, выявили ряд непредвиденных проблем [111, 179]. Чтобы преодолеть эти трудности в будущих исследованиях, необходимы данные, которые относятся к накоплению повреждений в нерегулярном поле напряжений, характеризующимся высоким градиентом деформаций.

3.1 Экспериментальный подход и объекты исследования

Объектами исследования являются плоские образцы с размерами $180 \times 30 \times 4$ мм, изготовленные из алюминиевого сплава 2024 (рисунок 3.1). Механические свойства материала, которые установлены стандартными испытаниями на растяжения, составляют: модуль упругости $E = 74000$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,33$, предел текучести $\sigma_{0,2} = 330$ МПа.

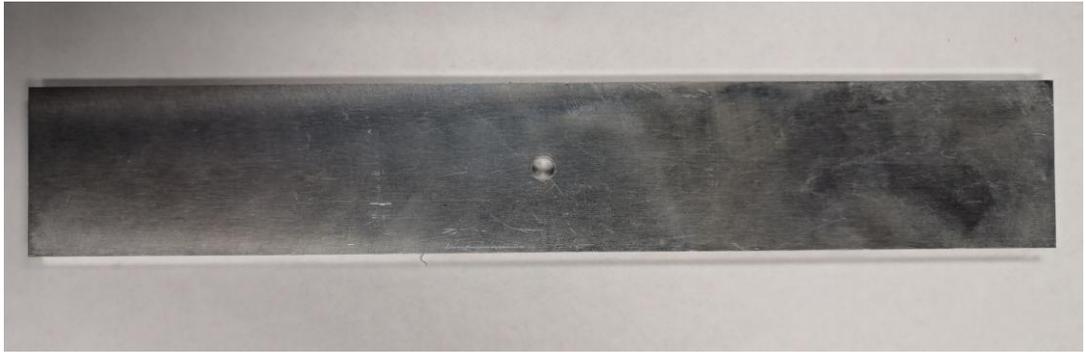
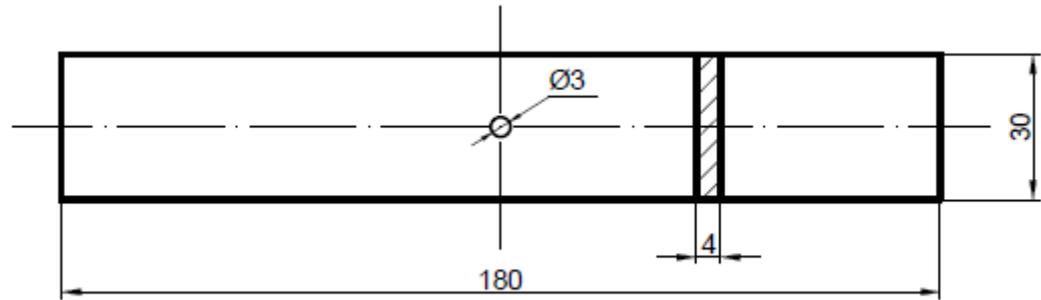
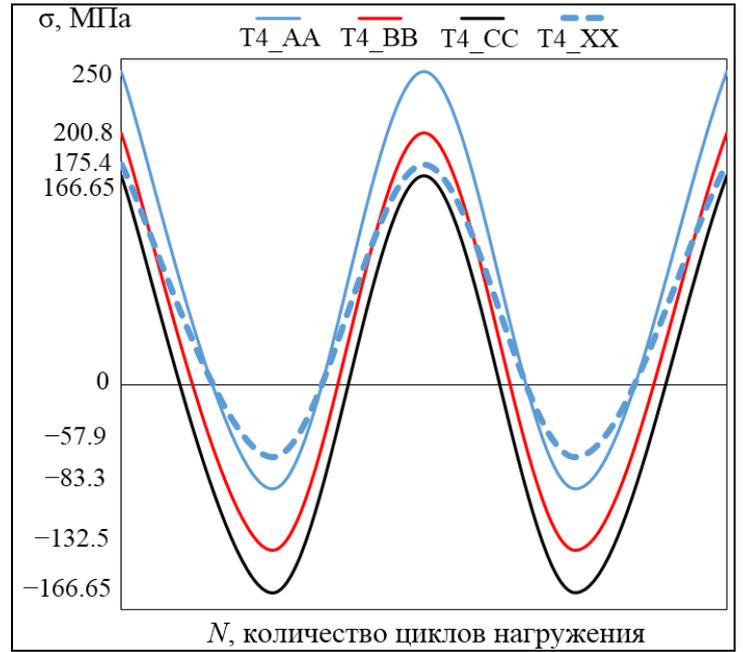


Рисунок 3.1 – Плоский образец из алюминиевого сплава 2024

Общее количество образцов составляет 32 единицы. Все образцы изготовлены из одной заготовки по одинаковой технологии. Отсутствие остаточных напряжений установлено на основе совместного применения метода сверления отверстия и электронной спекл-интерферометрии [174]. Во всех образцах выполнены центральные сквозные отверстия диаметром $2r_0 = 3$ мм. Все образцы, которые разделены на 4 группы, подвергаются одноосному растяжению-сжатию с помощью электро-механической испытательной машины walter + bai ag, Type LFM-Z 200, с диапазоном нагружения 0-200 кН. (рисунок 3.2), согласно параметрам цикла нагружения, которые указаны в таблице 3.1. Величина максимального напряжения цикла σ_{\max} составляет 76, 61, 51 и 53% от предела текучести материала для групп T4_AA, T4_BB, T4_CC и T4_XX, как показано в таблице 3.1.



*Образец в захватах
испытательной машины*



*Параметры малоциклового
нагружения групп образцов*

Рисунок 3.2 – Программа циклического нагружения образцов

Таблица 3.1 – Номенклатура образцов и характеристики циклов нагружения

Тип образцов	Размах напряжений $\Delta\sigma$, МПа	Коэффициент асимметрии R	Максимальное напряжение σ_{MAX} , МПа	Минимальное напряжение σ_{MIN} , МПа
T4_AA	333,3	-0,33	250	-83,3
T4_BB	333,3	-0,66	200,8	-132,5
T4_CC	333,3	-1,00	166,65	-166,65
T4_XX	233,3	-0,33	175,4	-57,9

Выбор программ нагружения основан на следующих соображениях. Цикл нагружения для группы T4_AA соответствует максимальному растягивающему напряжению $\sigma_{max} = 250$ МПа и минимальному сжимающему $\sigma_{min} = -83,3$. В этом случае максимальная величина окружной деформации на контуре отверстия, согласно данным численного моделирования, составляет $\varepsilon_{\phi_{max}} = 0,01$. Для используемого алюминиевого сплава такой диапазон нагрузки приводит к

значительным пластическим деформациям на контуре отверстия в течение нескольких первых циклов и последующему значительному упрочнению материала в окрестности сквозного отверстия из-за влияния эффекта концентрации напряжений [113]. Теоретическая величина коэффициента концентрации напряжений для отверстия диаметром $2r_0=3$ мм в прямоугольной пластине шириной $w = 30$ мм равна $K_t = 3,04$. Нужно отметить, что параметры цикла $\Delta\sigma = 333,3$ МПа и $R = -0,33$ соответствуют наиболее жесткой программе нагружения, которая может иметь место при эксплуатации болтовых или заклепочных соединений авиационных конструкций. Симметричный цикл $R = -1,0$ представляет собой нижний предел реальной величины коэффициента асимметрии циклов. Цикл с параметрами $\Delta\sigma = 333,3$ МПа и $R = -0,66$ имеет промежуточный характер.

Данные для одного из образцов (Т4_09), который является общим для всех групп, получены в исходном состоянии без приложения знакопеременного растяжения-сжатия. Циклическое нагружение образцов с параметрами, представленными в таблице 3.1, является вторым этапом программы экспериментальных исследований. Четыре образца, обозначенные как Т4_А0, Т4_В0, Т4_С0 и Т4_Х0, служат для оценки долговечности. Здесь и далее долговечность определяется, как количество циклов до полного разрушения N_F . Остальные образцы подвергаются периодическому растяжению-сжатию с количеством циклов, которое указано в таблицах 3.2, 3.3, 3.4 и 3.5 для групп Т4_АА, Т4_ВВ, Т4_СС и Т4_ХХ, соответственно. После циклического нагружения, которое обеспечивает накопление повреждений в окрестности отверстия, проводятся оптические интерференционные измерения локального деформационного отклика на малое приращение длины надреза. Образцы с различной степенью поврежденности последовательно устанавливаются в захватах испытательной машины walter+bai ag, Type LFM-L 25, с диапазоном нагружения 0–25 кН. Это нагружающее устройство включено в оптическую схему интерферометра, как это показано на рисунке 2.19. В каждом образце

выполняются три последовательных надреза при постоянной внешней нагрузке, которая соответствует номинальным растягивающим напряжениям $\sigma = 53,1$ МПа. Внешнее нагружение служит для усиления полезного сигнала, который отражает степень поврежденности материала. Схема нанесения надрезов и возникающие при этом картины интерференционных полос показаны на рис. 3.3. Интерферограммы на рис. 3.3 получены для образца Т4_23 из группы ВВ после приложения $N = 2571$ циклов.

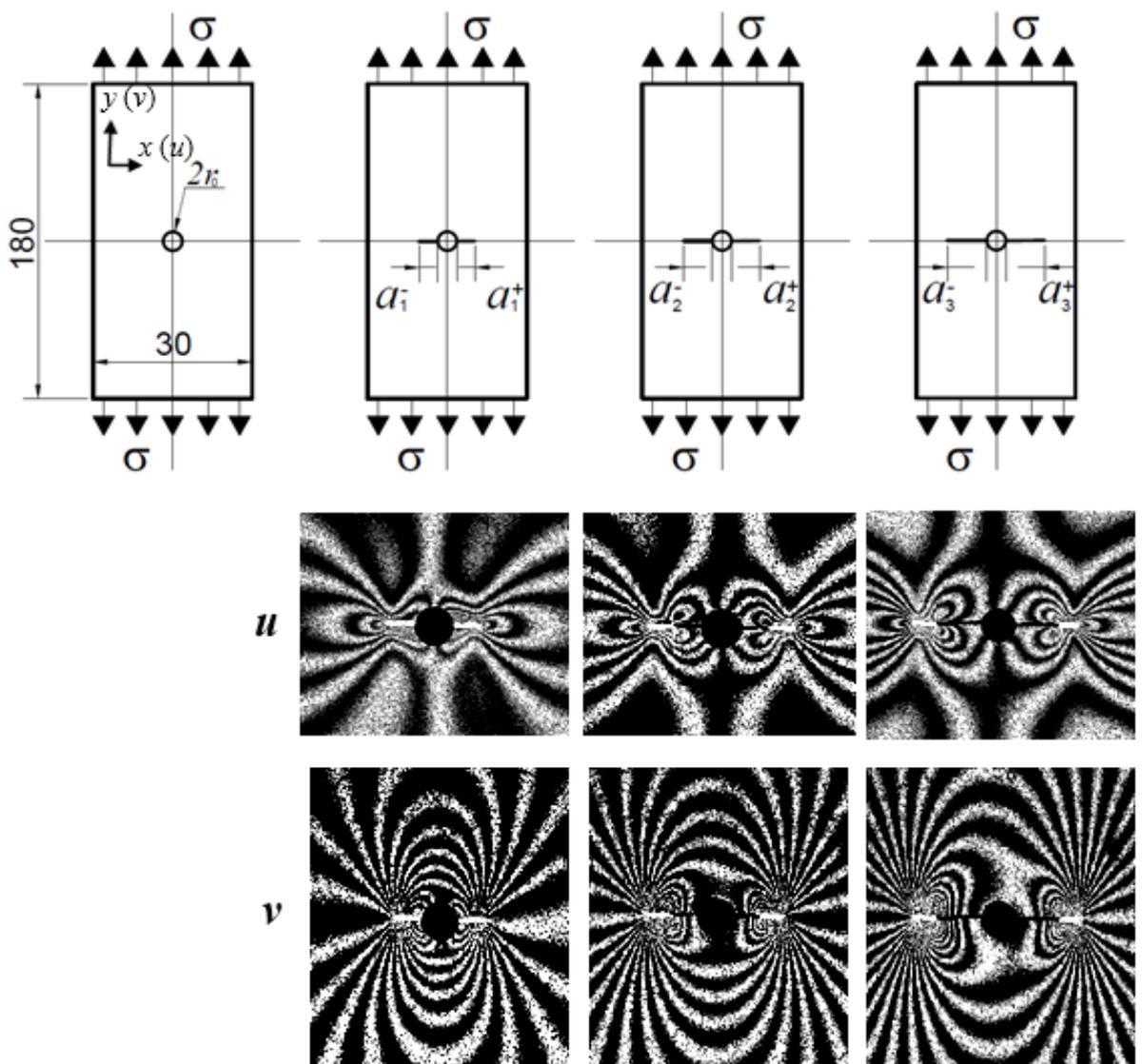


Рисунок 3.3 – Схема получения картин интерференционных полос при последовательном увеличении длины надреза

Таблица 3.2 – Этапы проведения измерений для образцов типа Т4_АА

Номер образца	Т4_09	Т4_28	Т4_29	Т4_25	Т4_26	Т4_19	Т4_20	Т4_27	Т4_А0
Количество циклов нагружения, N_m	0	100	1000	1412	2477	2900	3500	4025	5228
Долговечность $(N_m / N_F) \times 100$, %	0	1,9	19,1	27,0	47,4	55,4	67,0	77,0	100

Таблица 3.3 – Этапы проведения измерений для образцов типа Т4_ВВ

Номер образца	Т4_09	Т4_21	Т4_30	Т4_23	Т4_24	Т4_31	Т4_22	Т4_В0
Количество циклов нагружения, N_m	0	780	1800	2571	3474	4600	5450	6948
Долговечность $(N_m / N_F) \times 100$, %	0	11,2	26,0	37,0	50	67	78,4	100

Таблица 3.4 – Этапы проведения измерений для образцов типа Т4_СС

Номер образца	Т4_09	Т4_10	Т4_11	Т4_12	Т4_13	Т4_14	Т4_15	Т4_16	Т4_17	Т4_18	Т4_С0
Количество циклов нагружения, N_m	0	100	500	1000	1800	2500	3300	4500	6000	7000	8912
Долговечность $(N_m / N_F) \times 100$, %	0	1,1	5,6	11,2	20,2	28,1	37	50,5	67,3	78,5	100

Таблица 3.5 – Этапы проведения измерений для образцов типа Т4_XX

Номер образца	T4_09	T4_X3	T4_X1	T4_X2	T4_X5	T4_X4	T4_X0
Количество циклов нагружения, N_m	0	2378	5350	9314	13277	15060	19816
Долговечность $(N_m / N_F) \times 100$, %	0	12	27	47	67	76	100

Первая стадия экспериментальной процедуры состоит в измерении раскрытия узкого надреза шириной $\Delta b = 0,17$ мм методом электронной спеклинтерферометрии. Второй этап заключается в переходе от величин раскрытия к значениям КИН и Т-напряжений для надрезов трех различных длин. Обозначения измеряемых величин показаны на рисунке 3.4.

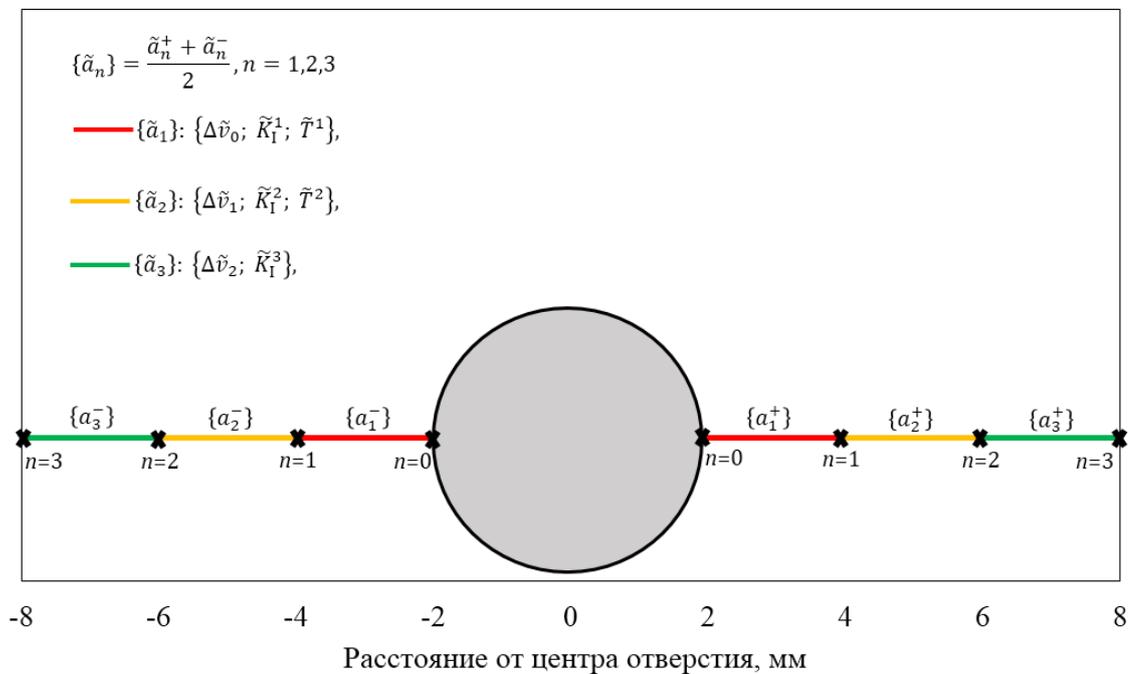


Рисунок 3.4 – Последовательность нанесения надрезов и обозначения соответствующих экспериментальных величин параметров механики разрушения

Полученные данные обеспечивают построение распределений параметров механики разрушения по суммарной длине надреза на различных стадиях малоциклового нагружения, которые указаны в таблицах 3.2–3.5. Для достижения поставленных целей зачетные образцы (8, 6, 9 и 5 штук из таблиц 3.2–3.5, соответственно) подвергаются одноосному циклическому растяжению-сжатию с заданным для каждого образца количеством циклов нагружения. После этого проводится регистрация и визуализация картин интерференционных полос для трещин различной длины в окрестности отверстия на различных этапах малоциклового нагружения. Перед выполнением первого надреза все образцы находятся под действием номинальных растягивающих напряжений $\sigma = 53.1$ МПа. Начальные точки центральных симметричных надрезов расположены в точках пересечения контура отверстия с центральным поперечным сечением, перпендикулярным линии приложения нагрузки, как это показано на рисунке 3.2 и 3.4. На всех исследованных этапах циклического нагружения выполняются три последовательных надреза, которые моделируют трещины различной длины. Полный набор данных является необходимым условием построения зависимостей параметров механики разрушения от количества циклов нагружения для надрезов фиксированной длины, которые обеспечивают количественное описание влияния коэффициента асимметрии цикла и амплитуды на накопление повреждений.

3.2 Исходная экспериментальная информация

Экспериментальный подход, в первую очередь, дает возможность определения абсолютных величин раскрытия трещин. План проведенных экспериментов составлен таким образом, чтобы получить приемлемую плотность полос на каждом из трех используемых приращений длин надрезов. На практике это означает, что плотность полос для первой трещины является оптимальной для надежной обработки и интерпретации, а затем количество полос последовательно увеличивается для второго и третьего шагов. В рамках данной работы получено 87 наборов, каждый из которых состоит из двух интерферограмм, для 29-ти образцов (см. таблицы 3.2-3.5). Все картины полос отличаются высоким качеством и пригодны для надежной количественной обработки и интерпретации в терминах тангенциальных компонент перемещений. Наборы типичных интерферограмм приведены на рисунках 3.4 – 3.7 для групп T4_AA, T4_BB, T4_CC и T4_XX, соответственно.

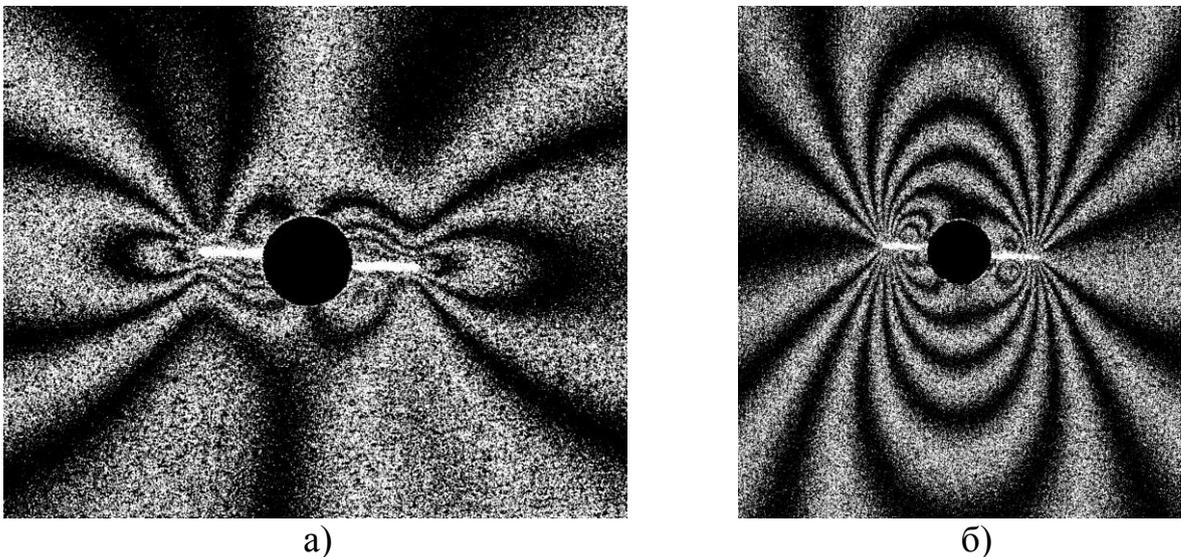
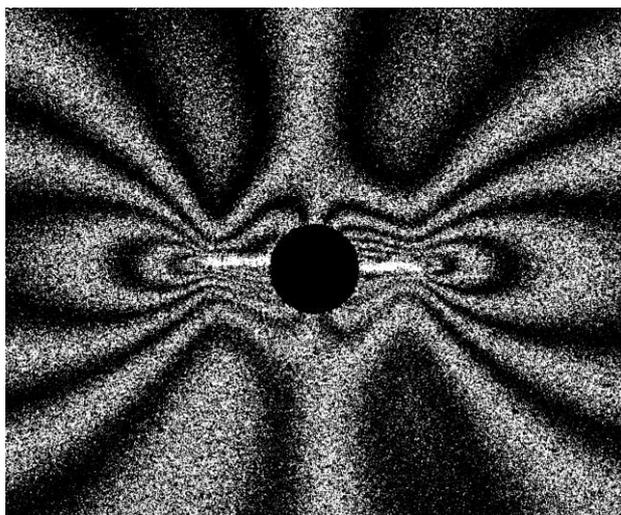
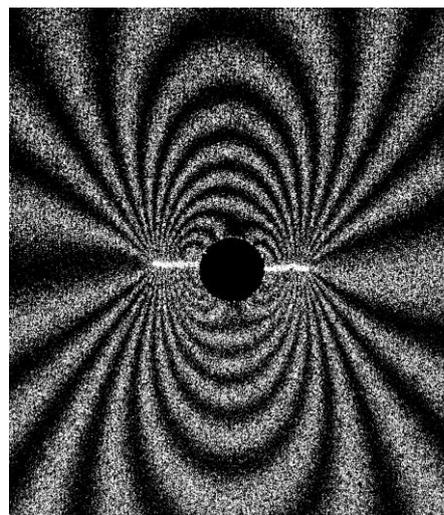


Рисунок 3.4 – Образец T4_19. Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоской компоненты u (а) и v (б).

Исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращениями $\Delta a_1^- = 2,14$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,28$ мм (правая)



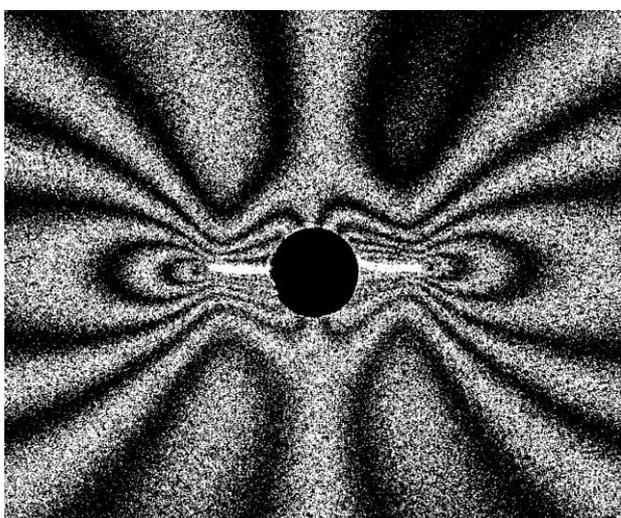
а)



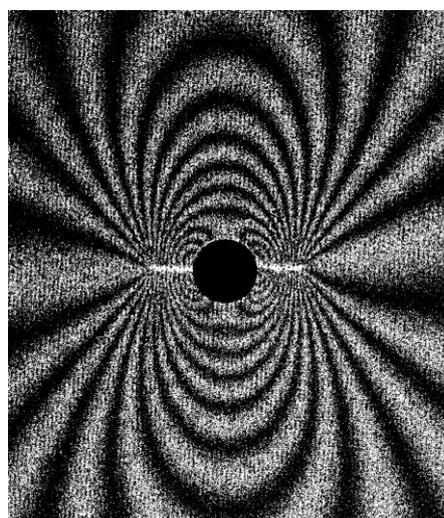
б)

Рисунок 3.5 – Образец Т4_23. Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоской компоненты u (а) и v (б).

Исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращениями $\Delta a_1^- = 2,24$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,10$ мм (правая)



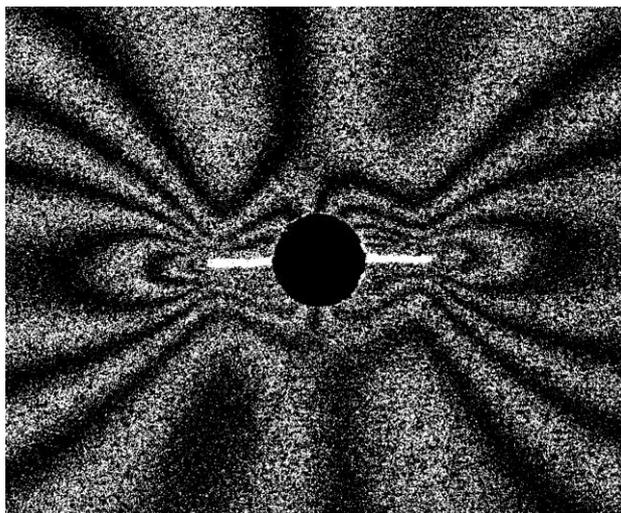
а)



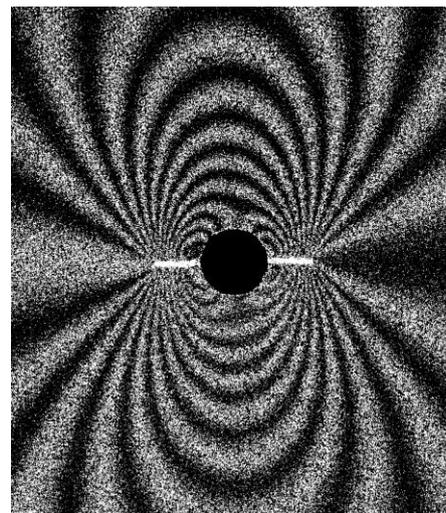
б)

Рисунок 3.6 – Образец Т4_15. Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоской компоненты u (а) и v (б).

Исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращениями $\Delta a_1^- = 2,07$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,17$ мм (правая)



а)



б)

Рисунок 3.7 – Образец T4_X1. Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоской компоненты u (а) и v (б).

Исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращениями $\Delta a_1^- = 2,21$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,17$ мм (правая)

Результаты обработки картин интерференционных полос в терминах тангенциальных компонент перемещений u и v для образца T4_18 из группы T4_СС представлены в наборе соответствующих таблиц (таблицы 3.6 – 3.8) для каждого исследованного образца. Эти таблицы также содержат величины КИН и \mathbf{T} -напряжений.

Таблица 3.6 – Результаты обработки картин интерференционных полос для образца Т4_18 (группа Т4_СС, $N=7000$) в терминах раскрытия трещины и КИН

Номер этапа	1–	2–	3–	1+	2+	3+
Δa_n , мм	2,07	1,93	1,93	2,10	2,10	1,93
a_n , мм	2,07	4,0	5,93	2,10	4,20	6,13
ΔN_{n-1}^v , ПОЛОС	3,5	28,0	39,0	3,0	26,0	33,0
Δv_{n-1} , МКМ	1,33	10,64	14,82	1,14	9,88	12,54
$\Delta N_{n-0.5}^v$, ПОЛОС	5,0	26,0	34,0	3,0	22,5	26,5
$\Delta v_{n-0.5}$, МКМ	1,90	9,88	12,92	1,14	8,55	10,07
A_1^n , МПа $\times\sqrt{М}$	0,8	3,6	4,6	0,4	2,9	3,4
$A_3^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{М}$	0,3	0,7	0,8	0,1	0,4	0,4
K_I^n , МПа $\times\sqrt{М}$	2,1	9,1	11,5	1,1	7,2	8,4

Таблица 3.7 – Средние величины раскрытия в вершине трещины и КИН для образца Т4_18

Номер этапа	1	2	3
$\tilde{a}_n = \frac{a_n^- + a_n^+}{2}$, мм	2,08	4,10	6,03
$\Delta \tilde{v}_{n-1}$, МКМ	1,24	10,3	13,68
\tilde{K}_I^n , МПа $\times\sqrt{М}$	1,6	8,2	10,0

Таблица 3.8 – Результаты обработки картин интерференционных полос для образца Т4_18 (группа Т4_СС, $N=7000$) в терминах T -напряжений

Номер этапа	1–	2–	3–	1+	2+	3+
Δa_n , мм	2,07	1,93	1,93	2,10	2,10	1,93
a_n , мм	2,07	4,0	5,93	2,10	4,20	6,13
A_1^n , МПа $\times\sqrt{м}$	0,8	3,6	4,6	0,4	2,9	3,4
$A_3^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{м}$	0,3	0,7	0,8	0,1	0,4	0,4
N_{n-1}^u , ПОЛОС	0	–4,0	–	0	–4,0	–
u_{n-1} , МКМ	0	–1,52	–	0	–1,52	–
N_{n+1}^u , ПОЛОС	–	–6,0	–7,0	–	–6,0	–7,0
u_{n+1} , МКМ	–	–2,28	–2,66	–	–2,28	–2,66
A_2^n , МПа	–17,0	–24,7	–	–12,3	–21,6	–
$A_4^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{м}$	–3,0	–12,0	–	–1,0	–7,0	–
T^n , МПа	–68,0	–98,8	–	–49,1	–86,4	–
\tilde{T}^n , МПа	$\tilde{T}^1 = -57,7$			$\tilde{T}^2 = -92,6$		

Полный набор экспериментальных данных дает возможность построить зависимости параметров механики разрушения от длины надреза (трещины) длиной \tilde{a}_n ($n = 1,2,3$) для разных значений циклов нагружения N . В качестве примера эти распределения показаны на рисунках 3.8 – 3.10 для образцов группы Т4_АА. Аналогичные распределения получены для всех образцов из остальных групп.

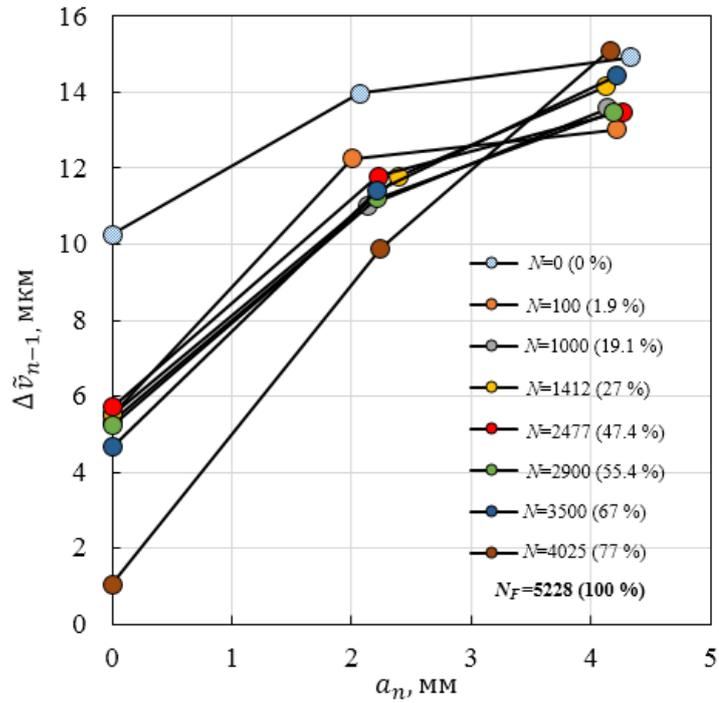


Рисунок 3.8 – Распределения величин раскрытия в вершине трещины $\Delta\tilde{v}_{n-1}$ по длине надреза на различных этапах циклического нагружения

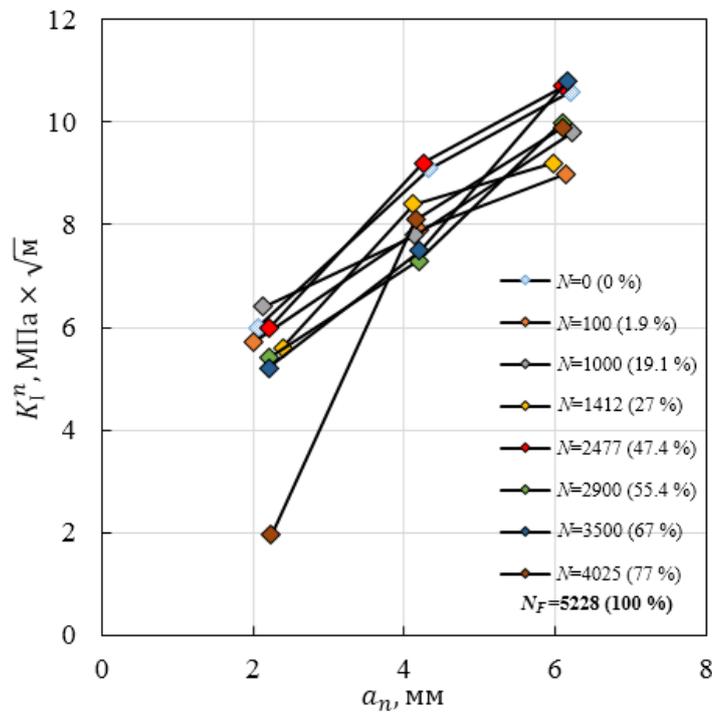


Рисунок 3.9 – Распределения величин КИН \tilde{K}_I^n по длине надреза на различных этапах циклического нагружения

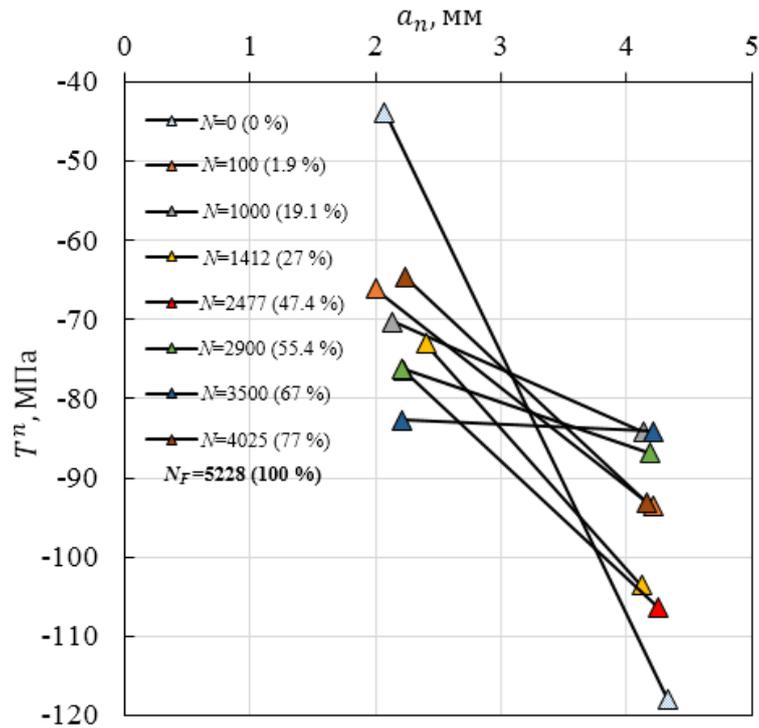


Рисунок 3.10 – Распределения величин T -напряжений \tilde{T}^n по длине надреза на различных этапах циклического нагружения

Распределения величин раскрытия, КИН и T -напряжений по длине надреза, которые получены на различных этапах малоциклового нагружения, дают возможность построить зависимости величин параметров механики разрушения от количества циклов нагружения. Далее будет показано, что зависимости величин КИН можно использовать для количественного описания процесса накопления повреждений. В качестве первого шага в этом направлении необходимо отметить, что скрытая стадия накопления повреждений в случае малоциклового усталости может быть очень близка к величине долговечности образцов. Именно такая ситуация наблюдается для образцов всех четырех групп. В самом деле, короткие, но реально видимые трещины (длиной менее 0,5 мм) появляются при $N=4900$, 6100, 7200 и 14300 циклов, что соответствует 94%, 88%, 81%, 72% долговечности для образцов типа T4_AA, T4_BB, T4_CC и T4_XX, соответственно.

3.3 Выбор количественного индикатора процесса накопления повреждений

Главная идея предлагаемого подхода заключается в том, что эволюция параметров механики разрушения, которые получены для надрезов, исходящих от сквозного отверстия в плоском образце на различных этапах малоциклового нагружения, количественным образом связана с процессом накопления усталостных повреждений. Для количественной оценки влияния коэффициента асимметрии цикла R и размаха напряжений $\Delta\sigma$ на перераспределение параметров механики разрушения в окрестности отверстий необходимо представить экспериментальную информацию в виде зависимостей раскрытия в исходной точке приращения длины трещины, КИН и T -напряжений от количества циклов нагружения для фиксированных длин надрезов. Наибольший интерес в этом смысле представляет первая трещина, которая распространяется от контура отверстия. Дело в том, что, во-первых, исходный надрез затрагивает участок наиболее подверженный упругопластическому деформированию. Во-вторых, первый надрез выполняется в сплошном материале, где на накопление повреждений не влияют предыдущие нарушения исходной структуры материала.

3.3.1 Влияние коэффициента асимметрии цикла на эволюцию параметров механики разрушения

Данные, необходимые для построения требуемых зависимостей, представлены в таблицах 3.9 – 3.11.

Таблица 3.9 – Усреднённые значения параметров механики разрушения для фиксированных длин надрезов для образцов группы T4_AA

Образцы	T4_09	T4_28	T4_29	T4_25	T4_26	T4_19	T4_20	T4_27	T4_00
Количество циклов нагружения, N_m	0	100	1000	1412	2477	2900	3500	4025	5228
Долговечность $(N_m / N_F) \times 100$, %	0	1,9	19,1	27	47,4	55,4	67	77	100
\tilde{a}_1 , мм	2,07	2,0	2,14	2,4	2,22	2,21	2,21	2,24	–
$\Delta \tilde{v}_0$, мкм	10,26	5,51	5,32	5,51	5,70	5,23	4,66	1,05	–
\tilde{K}_I^1 , МПа $\times\sqrt{м}$	6,0	5,7	6,4	5,6	6,0	5,4	5,2	1,95	–
\tilde{T}^1 , МПа	–43,8	–66,1	–70,3	–73,0	–76,4	–76,2	–82,7	–64,7	–

Таблица 3.10 – Усреднённые значения параметров механики разрушения для фиксированных длин надрезов для образцов группы T4_BB

Образцы	T4_09	T4_21	T4_30	T4_23	T4_24	T4_31	T4_22	T4_NO
Количество циклов нагружения, N_m	0	780	1800	2571	3474	4600	5450	6948
Долговечность $(N_m / N_F) \times 100$, %	0	11,2	26	37	50	67	78,4	100
\tilde{a}_1 , мм	2,07	2,35	2,24	2,17	2,27	2,17	2,19	–
$\Delta \tilde{v}_0$, мкм	10,26	8,93	9,41	8,93	10,07	7,13	2,47	–
\tilde{K}_I^1 , МПа $\times\sqrt{м}$	6,0	5,2	6,3	5,8	6,5	5,7	2,8	–
\tilde{T}^1 , МПа	–43,8	–66,8	–63,0	–58,3	–73,9	–78,2	–62,8	–

Таблица 3.11 – Усреднённые значения параметров механики разрушения для фиксированных длин надрезов для образцов группы T4_SS

Образцы	T4_09	T4_10	T4_11	T4_12	T4_13	T4_14	T4_15	T4_16	T4_17	T4_18	T4_000
Количество циклов нагружения, N_m	0	100	500	1000	1800	2500	3300	4500	6000	7000	8912
Долговечность $(N_m / N_F) \times 100$, %	0	1,1	5,6	11,2	20,2	28,1	37,0	50,5	67,3	78,5	100
\tilde{a}_1 , мм	2,07	2,08	2,08	2,14	2,01	2,12	2,12	2,05	2,14	2,08	–
$\Delta\tilde{v}_0$, мкм	10,26	10,26	10,64	11,12	10,55	10,64	10,26	5,70	3,33	1,24	–
\tilde{K}_I^1 , МПа $\times\sqrt{м}$	6,0	5,2	5,6	5,6	6,5	5,5	6,1	5,9	5,4	1,6	–
\tilde{T}^1 , МПа	–43,8	–42,5	–56,7	–55,9	–52,3	–41,5	–60,4	–80,7	–106,2	–57,7	–

Зависимости экспериментальных величин раскрытия в вершине первого надреза (СМОД) $\Delta\tilde{v}_0$, КИН \tilde{K}_I^1 , и **T**-напряжений \tilde{T}^1 от процента долговечности для различных коэффициентов асимметрии R и постоянного размаха напряжений $\Delta\sigma = 350$ МПа представлены на рисунках 3.10, 3.11 и 3.12, соответственно. Эти графики отражают процесс планирования экспериментов. Другими словами, измерения величин параметров механики разрушения в ключевых точках проводятся при одинаковом проценте долговечности для всех трёх типов образцов.

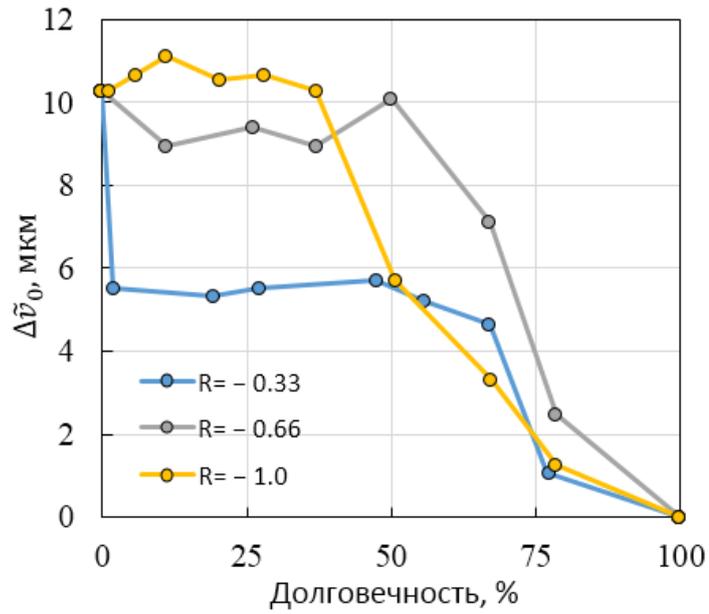


Рисунок 3.10 – Распределения величин раскрытия первого надреза $\Delta\tilde{v}_0$ для различных значений параметра R по периоду долговечности

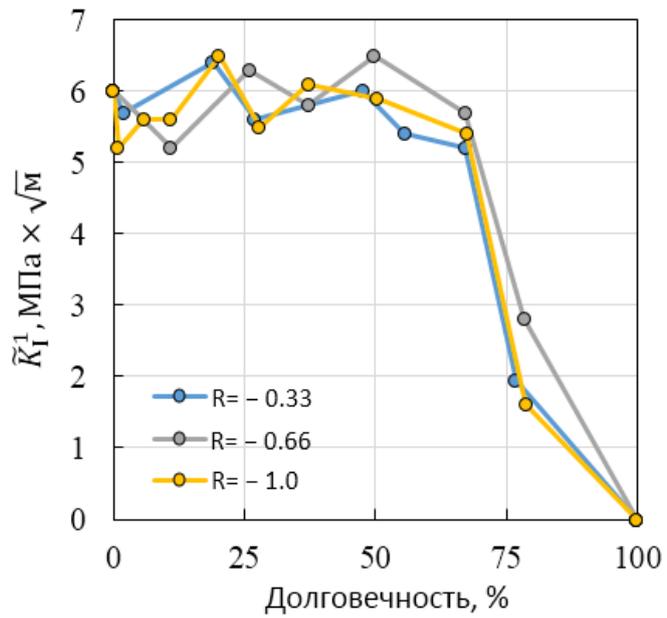


Рисунок 3.11 – Распределения величин КИН \tilde{K}_I^1 для первого надреза при различных значениях параметра R по периоду долговечности

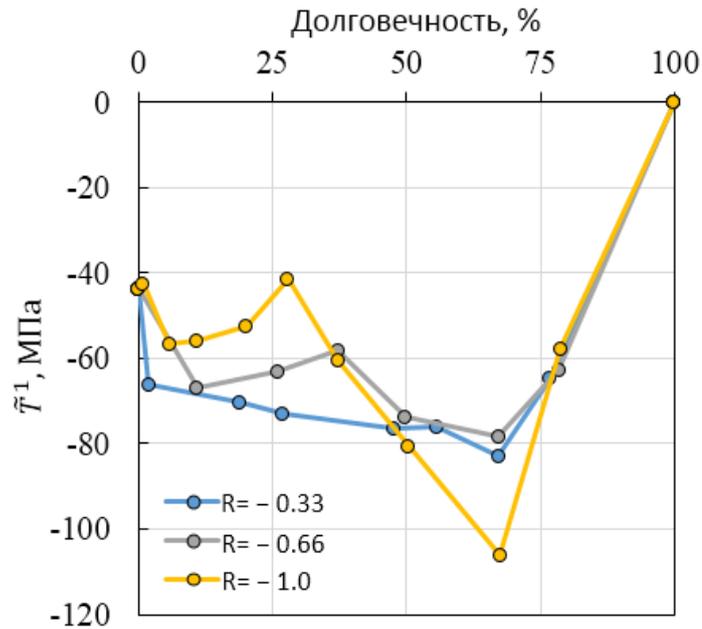


Рисунок 3.12 – Распределения величин Т-напряжений \tilde{T}^1 для первого надреза при различных значениях параметра R по периоду долговечности

Зависимости, приведенные на рис. 3.10 – 3.12, количественным образом отражают влияние коэффициента асимметрии цикла нагружения на эволюцию параметров механики разрушения, которые относятся к первому надрезу. Несомненно, что все эти зависимости каким-то образом связаны со степенью поврежденности материала. Теперь необходимо выяснить, какая из этих зависимостей наиболее пригодна для количественного описания процесса накопления повреждений.

Распределения величин $\Delta\tilde{v}_0$ по процентам долговечности, приведенные на рисунке 3.10, которые соответствуют начальным этапам малоциклового нагружения ($N \leq 0,15N_F$), выявляют значительное влияние упрочнения алюминиевого сплава вследствие высокого уровня пластических деформаций в окрестности отверстия для $R = -0,33$, тогда как для $R = -0,66$ этот эффект менее заметен и полностью отсутствует для $R = -1,0$. Эта тенденция вполне очевидна: чем выше уровень максимального напряжения цикла σ_{\max} , тем меньше величина раскрытия $\Delta\tilde{v}_0$, которая соответствует одинаковым номинальным напряжениям

σ . Все экспериментальные результаты получены при постоянной растягивающей нагрузке $\sigma = 53,1$ МПа, что соответствует 15% от предела текучести материала $\sigma_{0.2} = 330$ МПа. Максимальные напряжения цикла равны $\sigma_{\max} = 250, 200,8$ и $166,7$ МПа, что соответствует 76%, 61% и 51% от предела текучести для образцов T4_AA, T4_BB и T4_CC групп, соответственно. Вследствие этого максимальные окружные деформации в окрестности отверстия, вызванные концентрацией напряжений при действии внешней растягивающей нагрузки, в образцах, относящихся к группе T4_AA, значительно больше, чем аналогичные деформации для образцов групп T4_BB и T4_CC. Эффект концентрации деформаций и его влияние на упрочнение материала особенно заметен на начальных стадиях малоциклового усталости. Данный факт для алюминиевого сплава хорошо согласуется с результатами работы [113]. Экспериментальные результаты, полученные для размаха напряжений $\Delta\sigma = 350$ МПа и коэффициента асимметрии $R = -0,52$, свидетельствуют, что петля гистерезиса в координатах «максимальная окружная деформация на контуре отверстия $\varepsilon_{\varphi\max}$ – номинальные напряжения σ » превращается в прямую линию после приложения 100 циклов к прямоугольному образцу с центральным отверстием. Отличия в экспериментальных зависимостях раскрытия $\Delta\tilde{v}_0$ от количества циклов нагружения, которые получены для разных значений R , вызывают затруднения при количественном анализе процесса накопления повреждений.

Экспериментальные зависимости величин **T**-напряжений \tilde{T}^1 от количества циклов нагружения на рисунке 3.12 выявляют более высокую степень совпадения данных, полученных для различных значений коэффициента асимметрии цикла R . При этом, однако, необходимо учитывать тот факт, что погрешность определения **T**-напряжений, даже в идеальном случае, составляет 15% от абсолютной величины (см. раздел 2.4.4). С другой стороны, погрешность определения величин КИН \tilde{K}_I^1 в большинстве случаев не превосходит трех процентов. Таким образом, использование вариаций КИН по количеству циклов

нагружения выглядит более перспективным для оценки степени поврежденности материала.

В отличие от зависимостей величин $\Delta\tilde{\nu}_0$ и **T**-напряжений \tilde{T}^1 , экспериментальные графики \tilde{K}_I^1 на рисунке 3.11 имеют очень близкую форму для различных величин R . Данный факт представляется весьма перспективным с точки зрения количественного описания влияния значения R на процесс накопления повреждений. Достаточно очевидно, что должно существовать различие в скорости накопления повреждений для образцов трех различных групп.

3.3.2 Влияние размаха напряжений на эволюцию параметров механики разрушения

Данные, необходимые для построения распределений величин параметров механики разрушения по периоду долговечности образцов группы Т4_XX, представлены в таблице 3.12. Зависимости экспериментальных величин раскрытия в вершине первого надреза $\Delta\tilde{\nu}_0$, КИН \tilde{K}_I^1 и **T**-напряжений \tilde{T}^1 , которые получены при испытаниях образцов с одинаковым коэффициентом асимметрии цикла $R = -0,33$, но с различными размахами напряжений $\Delta\sigma = 333,3$ МПа и $\Delta\sigma = 233,3$ МПа, от процента долговечности представлены на рисунках 3.13 – 3.15.

Таблица 3.12 – Усреднённые значения параметров механики разрушения для фиксированных длин надрезов для образцов группы T4_XX

Образцы	T4_09	T4_X3	T4_X1	T4_X2	T4_X5	T4_X4	T4_X0
Количество циклов нагружения, N_m	0	2378	5350	9314	13277	15060	19816
Долговечность $(N_m / N_F) \times 100, \%$	0	12	27	47	67	76	100
$\tilde{a}_1, \text{мм}$	2,07	2,16	2,19	2,17	2,36	2,24	–
$\Delta\tilde{v}_0, \text{мкм}$	10,26	9,69	8,84	6,70	5,80	0	–
$\tilde{K}_I^1, \text{МПа} \times \sqrt{\text{м}}$	6,0	6,2	5,9	5,9	5,5	0	–
$\tilde{T}^1, \text{МПа}$	-43,8	-64,9	-65,0	-74,2	-90,7	0	–

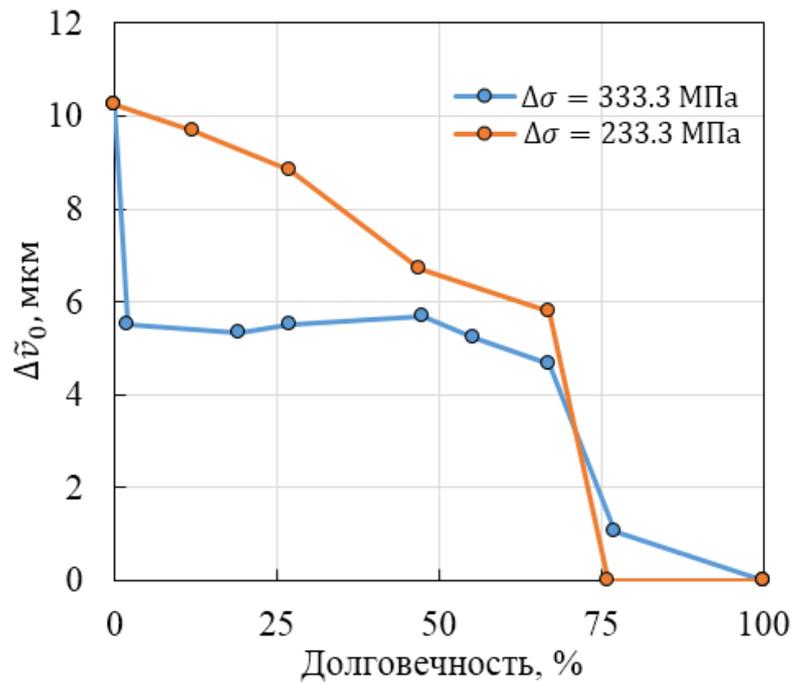


Рисунок 3.13 – Распределения величин раскрытия первого надреза $\Delta\tilde{v}_0$ при различных значениях параметра $\Delta\sigma$ по периоду долговечности

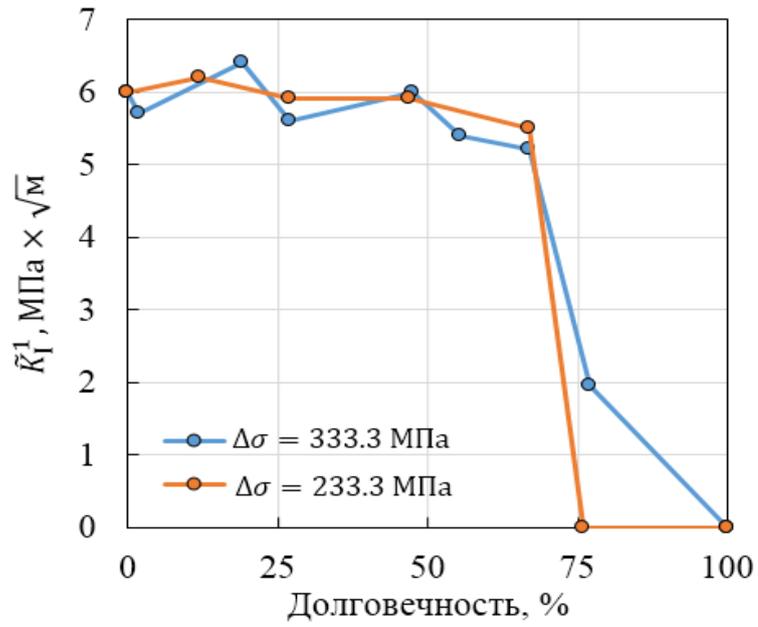


Рисунок 3.14 – Распределения величин КИН для первого надреза \tilde{K}_I^1 при различных значениях параметра $\Delta\sigma$ по периоду долговечности

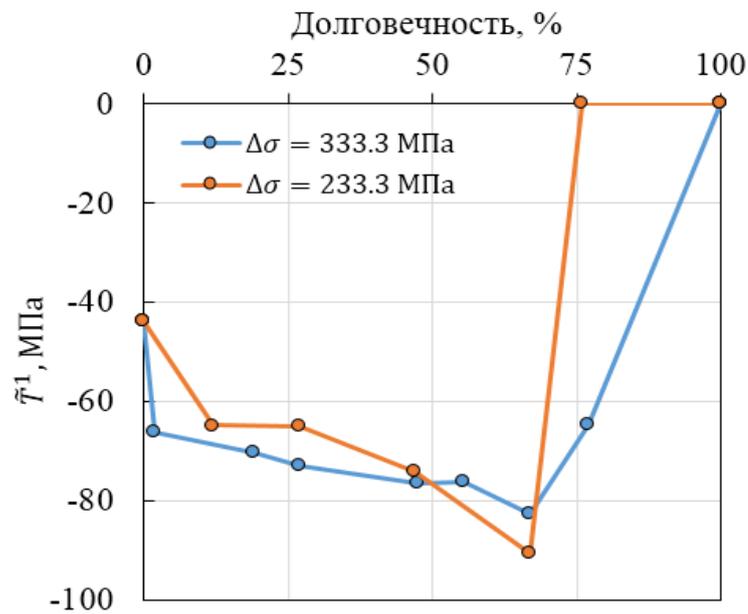


Рисунок 3.15 – Распределения величин Т-напряжений для первого надреза \tilde{T}^1 при различных значениях параметра $\Delta\sigma$ по периоду долговечности

Экспериментальные распределения величин КИН на рисунке 3.14, как и в случае вариации коэффициента асимметрии R , представляют особый интерес, так как они имеют практически одинаковую форму. Выявленное близкое совпадение дает возможность количественного описания влияния размаха напряжений $\Delta\sigma$ на процесс накопления повреждений.

3.4 Функция накопления повреждений

Согласно общепринятым в настоящее время представлениям, под повреждениями следует понимать любые физико-механические изменения в материале и изменение микроструктуры материала при сохранении химического состава. При накоплении повреждений, в большинстве случаев, происходит ухудшение эксплуатационных свойств материала конструкции вследствие деформационных процессов. Для описания процесса накопления повреждений используется параметр поврежденности. В качестве параметра поврежденности понимается макроскопическая величина D , численно выражающая изменение поврежденности [97–99]. Одним из способов идентификации параметра поврежденности служит использование относительного изменения некоторой конкретной прочностной характеристики. Эффективность подобного подхода существенным образом зависит от точности измерения выбранного параметра и его возможности правильно отражать процесс накопления повреждений.

Экспериментальные данные, полученные при испытаниях образцов с концентратором напряжений для различных коэффициентов асимметрии R и размаха напряжений $\Delta\sigma$ на разных этапах малоциклового нагружения, дают возможность выбора параметра поврежденности и построения функции, которая характеризует степень поврежденности материала. В качестве параметра поврежденности предлагается использовать эволюцию относительных величин КИН K_I^1 , которые относятся к первому надрезу, исходящему от центрального отверстия в прямоугольном образце. Все надрезы выполняются при одноосном

растяжении образцов с одинаковой величиной номинальных напряжений на всех этапах циклического нагружения при различных параметрах цикла. Предлагаемый подход дает возможность получения явного вида функции накопления поврежденности, которая построена на основе анализа зависимостей нормированных значений КИН $\tilde{K}_I^1(N_m)/\tilde{K}_I^1(N_m=0)$ для первого надреза от относительной долговечности образцов (N_m/N_F) . Величина N_m соответствует количеству циклов нагружения, при котором определяется значение $\tilde{K}_I^1(N_m)$.

Как было показано ранее (Разделы 2.4.1 и 2.4.3), погрешность определения величин КИН для трещины нормального отрыва, которая моделируется узким надрезом, не превосходит пяти процентов. Это очень высокий показатель для количественного определения параметра поврежденности. Корректность отображения процесса накопления повреждений вытекает из равенства площадей под нормированными зависимостями КИН от процента долговечности образцов, которые приведены на рис. 3.16 и 3.17 для различных значений коэффициента асимметрии R и размаха напряжений $\Delta\sigma$, соответственно.

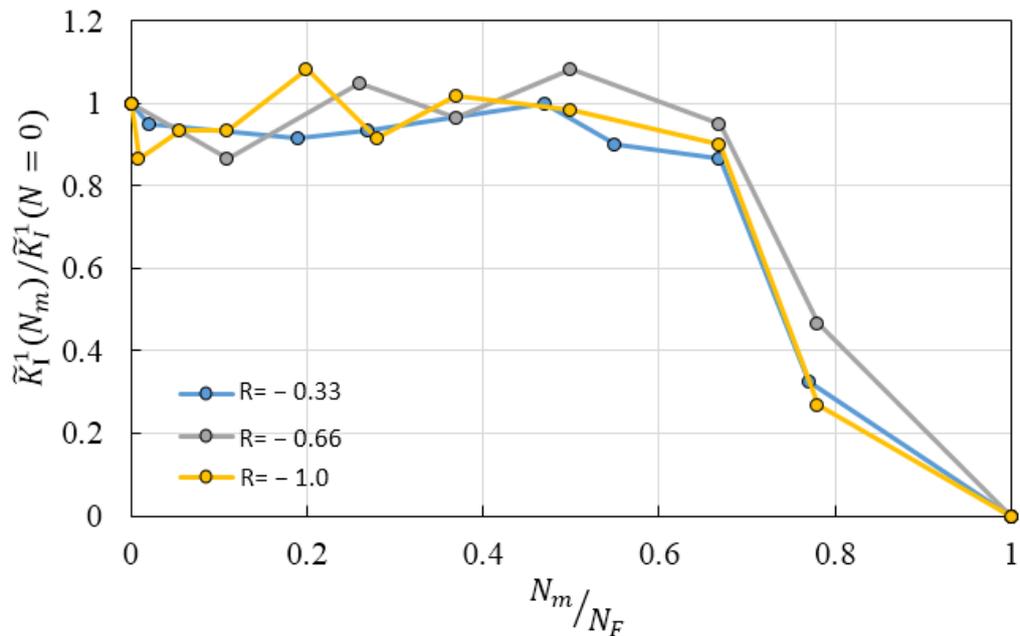


Рисунок 3.16 – Нормализованные зависимости величин КИН

$\tilde{K}_I^1(N_m)/\tilde{K}_I^1(N_m=0)$ от относительной величины долговечности при вариации коэффициента асимметрии цикла

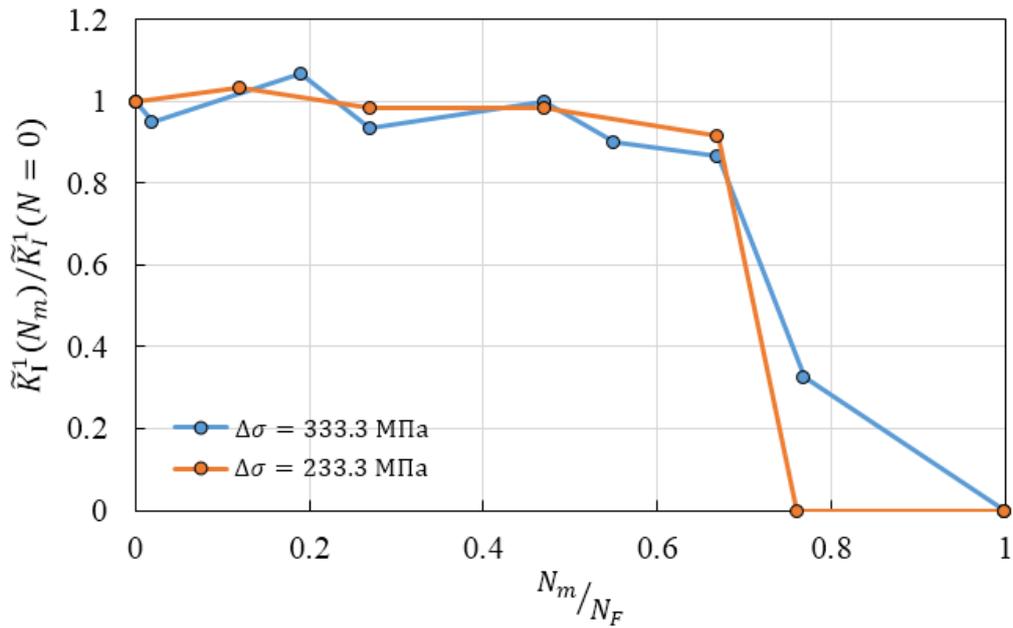


Рисунок 3.17 – Нормализованные зависимости величин КИН

$\tilde{K}_I^1(N_m)/\tilde{K}_I^1(N_m=0)$ от относительной величины долговечности при вариации размаха напряжений

Все соотношения, которые в настоящее время используются для предсказания долговечности элементов конструкций, работающих в условиях малоциклового усталости, включают, кроме деформационных параметров, постоянные величины. Наиболее известной из существующих формулировок является соотношение Мэнсона-Коффина [180, 181]. Главной особенностью подобного подхода является то, что определение постоянных материала проводится при циклическом нагружении регулярных образцов. Таким образом, не учитываются особенности деформирования, связанные с перераспределением пластических деформаций в ближайшей окрестности концентратора напряжений. Данный факт представляет собой существенный недостаток, так как под малоциклового усталостью принято понимать наступление предельного состояния (нарушение сплошности) при циклическом изменении пластической деформации [96–98]. Определение постоянной величины (коэффициента нормировки), который входит в явный вид функции накопления поврежденности,

непосредственно в ходе исследования образцов с концентратором напряжений является существенной особенностью предлагаемого подхода. Кроме того, при жестком циклическом нагружении упрочняющихся алюминиевых сплавов, которые широко используются в аэрокосмической промышленности, исходное уравнение Мэнсона-Коффина, оперирующее амплитудами пластических деформаций, не выполняется.

Для описания накопления повреждений необходимо выбрать монотонно меняющийся параметр процесса [97, 98]. В рассматриваемом случае таким параметром является номер цикла нагружения N_m . Параметр поврежденности D зависит от количества циклов нагружения N_m , коэффициента асимметрии R и размаха напряжений цикла $\Delta\sigma$. Таким образом, целесообразно ввести в рассмотрение функцию накопления повреждений $D_m(N_m, R, \Delta\sigma)$, которая характеризует степень поврежденности материала на основе анализа эволюции напряженно-деформированного состояния. Изменение этой функции в процессе малоциклового нагружения подчиняется кинетическому уравнению [97, 98]:

$$\frac{dD_m(N_m, R, \Delta\sigma)}{dN_m} = \Psi(N_m, K_I^1(R_i, \Delta\sigma_i, N_m)). \quad (3.1)$$

В аргументе функции Ψ (3.1) влияние характеристик упругопластического деформирования на процесс накопления повреждений выражается через величины коэффициентов интенсивности напряжений $K_I^1(R_i, \Delta\sigma_i, N_m)$, которые получены на различных этапах малоциклового нагружения с различными дискретными значениями коэффициента асимметрии R_i и размаха напряжений цикла $\Delta\sigma_i$. Функция накопления повреждений может быть получена путем интегрирования уравнения (3.1):

$$D_m(N_m, R, \Delta\sigma) = \int_0^{N_F} \Psi(N_m, K_I^1(R_i, \Delta\sigma_i, N_m)) dN_m \quad (3.2)$$

Граничные значения функции накопления повреждений $D_m(N_m, R_i, \Delta\sigma_i)$ (3.2) удовлетворяют условиям:

$$D_m(N_m = 0, R_i, \Delta\sigma_i) = 0, \quad D_m(N_m = N_F, R_i, \Delta\sigma_i) = 1. \quad (3.3)$$

Предельное состояние $D_m = 1$ в соотношениях (3.3) относится к $N_m = N_F$, что соответствует полному разделению образца на две части. Обычно в качестве предельного состояния используется количество циклов, соответствующее моменту зарождения макротрещины [98]. Однако точное фиксирование такого момента представляет достаточно сложную техническую задачу, решение которой выходит за рамки данной работы. Кроме того, далее будет показано, что момент зарождения макротрещины можно идентифицировать, используя явный вид функции накопления повреждений.

3.4.1 Вариации коэффициента асимметрии цикла

В случае фиксированного значения размаха напряжений $\Delta\sigma$ явный вид функции Ψ из уравнений (3.1) и (3.2) можно представить в следующем виде:

$$\Psi = \frac{S_D \times K_I^1(R_i, N_m)}{K_I^1(N_m = 0) \times N_F(R_i)}, \quad (3.4)$$

где S_D – постоянная величина, определяемая на основе экспериментальных данных, полученных для трех наборов образцов с заданными геометрическими

параметрами, которые испытывались при различных значениях коэффициентов асимметрии цикла R_i ($i=1,2,3$) для заданного значения размаха напряжений $\Delta\sigma = 333,3$ МПа ($R_1 = -0,33$, $R_2 = -0,66$, и $R_3 = -1,0$); $K_I^1(R_i, N_m)$ – экспериментальные величины КИН, определенные по достижении N_m циклов для различных значений R_i ; $K_I^1(N_m = 0)$ – экспериментальная величина КИН для первого приращения длины надреза в образце, который не подвергался циклическому нагружению; $N_F(R_i)$ – количество циклов до полного разрушения образцов (разделения на две части), которые испытывались с различными значениями коэффициента асимметрии цикла R_i .

Подстановка функции Ψ (3.4) в соотношение (3.2) с заменой интегрирования суммированием по отрезкам $\Delta N_m = N_{m+1} - N_m$, в граничных точках которых проводятся измерения величин КИН $K_I^1(R_i, N_m)$, дает возможность получить явный вид функции накопления повреждений:

$$D_m(R, N) = \sum_{N_m=0}^{N_m=N_F} \frac{S_D \times K_I^1(R_i, N_m) \times \Delta N_m}{K_I^1(N_m = 0) \times N_F(R_i)}, \quad (3.5)$$

где ΔN_m – количество циклов нагружения между двумя соседними точками измерения величин КИН $K_I^1(R_i, N_m)$. Необходимо еще раз подчеркнуть, что ключевым моментом, на котором основано соотношение (3.5), является использование относительных величин КИН, которые экспериментально определяются на различных этапах малоциклового нагружения. Такой подход к количественному описанию процесса накопления повреждений применяется впервые.

Коэффициент S_D для образцов фиксированной геометрии связан с механическими свойствами и деформационными характеристиками используемого материала. Величина $S_D = 1,36$ получена путем нормализации

соотношения (3.5), принимая во внимание то обстоятельство, что итоговая сумма в правой части должна быть равна единице согласно определению предельного значения функции накопления повреждений (3.3). Возможность такого подхода вытекает из того факта, что площади участков, расположенных под каждым из трех графиков на рисунке 3.16, равны друг другу с максимальной погрешностью 6,7% ($S(R_1)=0,7290$ Условных Единиц, $S(R_2) = 0,7810$ УЕ и $S(R_3)=0,7425$ УЕ).

Хорошее совпадение экспериментальных результатов является еще одним подтверждением высокой точности и надежности определения величин КИН на основе модифицированной версии метода ПНДТ. Необходимо специально отметить, что несовпадение площадей $S(R_1)$ и $S(R_3)$ составляет всего 1,8%. Данный факт напрямую связан с количеством точек измерения. Это количество равно $N_m = 8, 7$ и 9 для образцов Т4_АА, Т4_ВВ и Т4_СС групп, соответственно. Первый измерительный интервал $\Delta N_1 = (N_2 - N_1) = 100$ циклов был утрачен для образцов типа Т4_ВВ по техническим причинам. Практически не остается сомнений, что оптимальное число точек измерения должно быть не меньше, чем восемь. Именно поэтому для нормализации используются два наиболее близких параметра $S(R_1)$ и $S(R_3)$. Выбранная процедура для $[S(R_1)+S(R_3)]/2 = 0,7358$ и дает $S_D = 1,36$. Таким образом, формула (3.5) дает возможность количественного описания влияния коэффициента асимметрии цикла R на процесс накопления усталостных повреждений. Графическое представление результатов применения соотношения (3.5) приведено на рисунке 3.18.

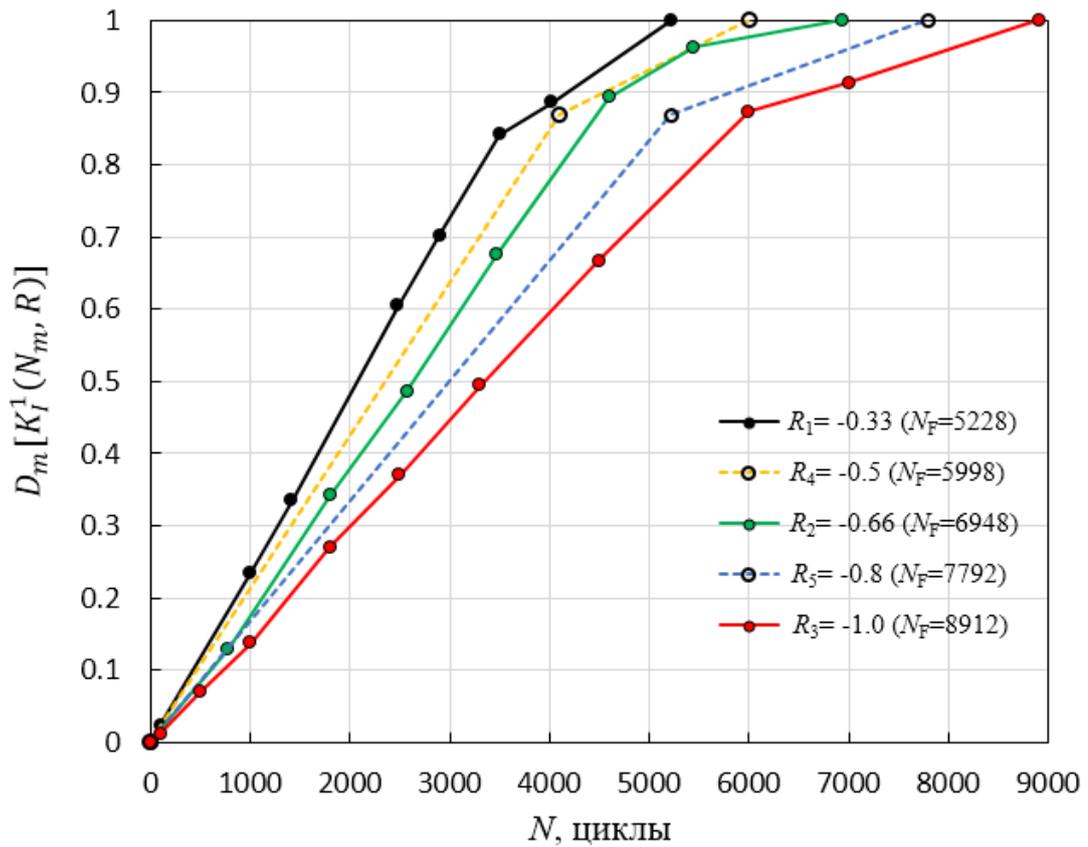


Рисунок 3.18 – Функция накопления повреждений для различных значений коэффициента асимметрии цикла

Экспериментальные кривые на рисунке 3.18 содержат точки измерения, которые соответствуют $D_m(R_1)=0,842$, $D_m(R_2)=0,894$ и $D_m(R_3)=0,874$ накопленных повреждений для R_1 , R_2 и R_3 , соответственно. Вплоть до этих точек накопление повреждений происходит по линейному закону, независимо от величины R_i . Конечные точки линейных участков соответствуют $N = 3500$, 4600 и 6000 циклам для значений R_1 , R_2 и R_3 , соответственно. Эти количества циклов определяют 67,0%, 67,0% и 67,3% долговечности при значениях R_1 , R_2 и R_3 , соответственно. Таким образом, можно утверждать, что исходные точки нелинейных участков совпадают для всех трех исследованных значений R_i . Можно предположить, что эта стадия процесса накопления повреждений соответствует образованию макродефекта с последующим зарождением трещины и ее дальнейшим распространением. Нужно также указать, что короткие (но надежно видимые) трещины на поверхности образцов наблюдались после достижения $N = 4900$, 6100

и 7200 циклов для R_1 , R_2 и R_3 , соответственно. Среднее значение, которое можно использовать для всех трех $D_m(N_m, R_i)$ кривых, определяется следующим образом:

$$N_D(R_i) = 0,67N_F(R_i), \quad (3.6)$$

где $N_D(R_i)$ определяет количество циклов, соответствующих конечным точкам линейных участков функции $D_m(N_m, R_i)$ (3.5) для различных значений R_i и постоянной величины размаха напряжений $\Delta\sigma$; $N_F(R_i)$ – количество циклов нагружения до разрушения образцов при различных значениях R_i и постоянной величины размаха напряжений $\Delta\sigma$.

Формула (3.6) дает возможность прогнозирования процесса накопления повреждений для произвольных значений R в случае постоянной заданной величины размаха напряжений $\Delta\sigma$. Основанием для этого служит линейная зависимость между количеством циклов, соответствующим 67% долговечности, и значениями коэффициента асимметрии, как это показано на рис. 4. Предлагаемая методология выглядит следующим образом. Во-первых, необходимо задать виртуальные значения коэффициента асимметрии цикла. Выберем в качестве примера $R_4 = -0,5$ и $R_5 = -0,8$. Затем необходимо определить значения $N_D(R_i)$, которые соответствуют $R_4 = -0,5$ и $R_5 = -0,8$ используя линейный график на рисунке 3.19. Искомые величины равны $N_D(R_4) = 4090$ циклов и $N_D(R_5) = 5210$ циклов. Для идентификации второй координаты этих точек на графике предлагается использовать среднее значение величин $D_m(R_1)$, $D_m(R_2)$ и $D_m(R_3)$, а именно, $\tilde{D}_m(R_i) = 0,87$. Идентификация конечных точек обеих кривых $D_m(N_m = N_F(R_4), R_4) = 1$ и $D_m(N_m = N_F(R_5), R_5) = 1$ требует определения значений $N_F(R_4)$ и $N_F(R_5)$. Предлагается использовать следующий подход, а именно:

$$N_F(R_4) = N_D(R_4) / 0,67 = 4090 / 0,67 = 6105 \text{ циклов};$$

$$N_F(R_5) = N_D(R_5) / 0,67 = 5210 / 0,67 = 7776 \text{ циклов.} \quad (3.7)$$

Кривые, соответствующие прогнозам (3.7), показаны на рисунке 3.18 желтым и синим цветом для $R_4 = -0,50$ и $R_5 = -0,80$, соответственно.

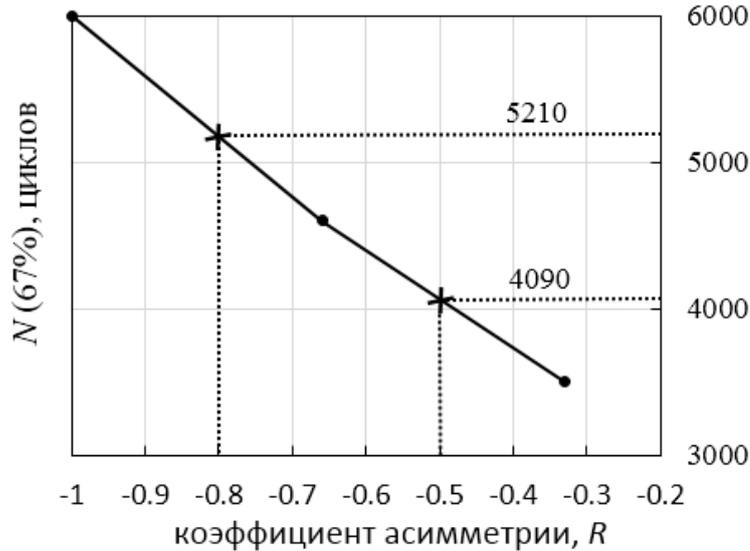


Рисунок 3.19 – Количество циклов нагружения, соответствующее 67% долговечности $N_D(R_i)$, в зависимости от коэффициента асимметрии цикла R

3.4.2 Вариации размаха напряжений цикла

Явный вид функции $D_m(N_m, \Delta\sigma_i)$, которая задает правило для количественного описания процесса накопления повреждений при различных значениях размаха напряжений цикла $\Delta\sigma$ и фиксированной величине коэффициента асимметрии цикла R , может быть получен по аналогии с формулой (3.5):

$$D_m(\Delta\sigma, N) = \sum_{N_m=0}^{N_m=N_F} \frac{S_D \times K_I^1(\Delta\sigma_i, N_m) \times \Delta N_m}{K_I^1(N_m=0) \times N_F(\Delta\sigma_i)}, \quad (3.8)$$

где S_D – постоянная величина, которая вытекает из экспериментальных данных, полученных для двух наборов образцов с заданными геометрическими параметрами; $\Delta\sigma_i$ ($i=1,2$) определяет размах напряжений для заданного коэффициента асимметрии $R_1 = -0,33$; ($\Delta\sigma_1 = 333,3$ МПа, и $\Delta\sigma_2 = 233,3$ МПа); ΔN_m – количество циклов нагружения между двумя соседними точками измерения величин КИН $K_I^1(\Delta\sigma_i)$; $N_F(\Delta\sigma_i)$ – количество циклов до разрушения образцов при испытании с различными значениями размаха напряжений $\Delta\sigma_i$.

Величина S_D вновь должна быть получена на основе нормализации соотношения (3.5), принимая во внимание то обстоятельство, что итоговая сумма в правой части должна быть равна единице согласно определению предельного значения функции накопления повреждений (3.3). Для реализации такого подхода необходимо определить площади участков, расположенных под каждым из двух графиков на рисунке 3.17. Эти площади имеют следующие значения: $S(\Delta\sigma_1) = S(R_1) = 0,7290$ Условных Единиц; $S(\Delta\sigma_2) = 0,7020$ УЕ. Различие в величинах площадей составляет 3,7%. Данный факт позволяет использовать в формуле (3.8) ранее полученную величину $S_D = 1,36$. Рисунок 3.20 содержит графическую иллюстрацию применения соотношения (3.8).

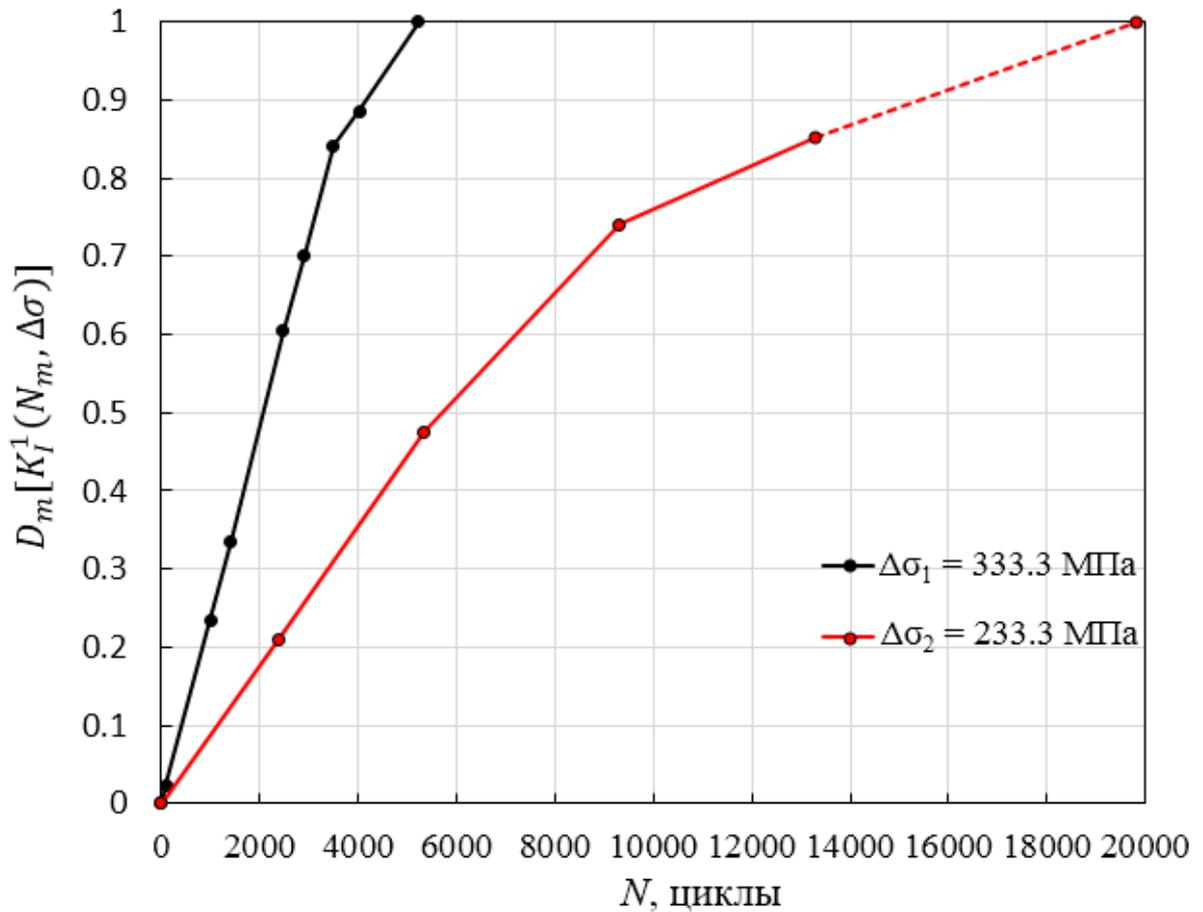


Рисунок 3.20 – Функция накопления повреждений для различных значений размаха напряжений цикла

Сравнение зависимостей, приведенных на рисунках 3.18 и 3.20, свидетельствуют, что влияние изменения размаха напряжений цикла на функцию накопления повреждений достаточно заметным образом отличается от влияния коэффициента асимметрии цикла. Действительно, линейный характер функции $D_m(N_m, \Delta\sigma_2)$ нарушается в точке $N_m = 5350$ циклов, что соответствует 27% долговечности. Данный факт означает, что прогнозирования процесса накопления повреждений для произвольных значений размаха напряжений $\Delta\sigma$ требует получения дополнительных экспериментальных данных.

3.4.3 Область применения

Полученные результаты показывают, как модифицированная версия метода ПНДТ, разработанная и верифицированная в **Главе 2**, может быть использована для анализа процесса накопления повреждений при малоцикловом нагружении. Возможности и эффективность разработанного подхода продемонстрированы в ходе количественного описания накопления повреждений в зоне нерегулярного поля напряжений с высокими градиентами деформаций. Такое поле возникает в окрестности сквозных отверстий в плоских образцах, изготовленных из алюминиевого сплава. Регистрация и визуализация высококачественных картин интерференционных полос, источником которых является приращение узкого надреза, выполняемого при постоянной внешней нагрузке на различных стадиях циклического нагружения, является необходимым условием получения надежных исходных данных.

Как и все экспериментальные подходы, разрушающие методы, используемые для изучения процессов накопления повреждений, имеют свои недостатки и достоинства. В частности, разрушающие методы нельзя применять для анализа повреждений реальных инженерных конструкций. Наиболее очевидное достоинство разрушающих подходов заключается в их способностях прогнозирования. Мы продемонстрировали, как высокоточные измерения деформационного отклика, вызванного локальным удалением материала, который выражен в терминах КИН, можно использовать для инженерных оценок скорости накопления повреждений в зонах высоких градиентов деформаций. Точное физическое описание полученных зависимостей с инженерной точки зрения не является решающим фактором их практического применения. Следует, к тому же, отметить, что физическая интерпретация различных стадий процесса накопления повреждений представляет собой очень сложную проблему.

Разработанный метод и результаты его применения весьма могут быть весьма полезны, во-первых, для уточнения моделей распространения

макротрещины на основе исследования эволюции полей накопленных повреждений в зонах концентрации напряжений, которые учитывают изменение свойств материала из-за непрерывно изменяющегося поля повреждений, окружающего вершину трещины. Во-вторых, подобная информация представляет значительный интерес для верификации разнообразных численных методов моделирования накопления повреждений и сопутствующего зарождения трещин на основе МКЭ. При использовании подобных подходов часто возникают проблемы, связанные с надежностью выбора модели деградации материала в рамках механики сплошной среды, а также влияния степени дискретизации (измельчения) сетки на скорость распространения трещины.

Полный набор экспериментальных данных обеспечивает построение кривых, которые отражают зависимости величин раскрытия, КИН и T -напряжений от значений коэффициента асимметрии и размаха напряжений цикла, соответствующих одинаковому проценту долговечности для трещин различной длины. Полученные данные дают количественное описание влияния коэффициента асимметрии и размаха напряжений на скорость накопления повреждений на различных стадиях долговечности. Подобная информация является необходимым звеном для формулировки и верификации двухпараметрических критериев разрушения, которые принимают во внимание, как величины КИН, так и T -напряжения.

С экспериментальной точки зрения ключевым моментом разработанного подхода является тот факт, что образцы с отверстиями испытываются в реальных условиях эксплуатации без нанесения исходного надреза, который является источником развития усталостной трещины. Деформационный отклик на приращение длины узкого разреза, выполненного при постоянной внешней нагрузке, служит индикатором уровня накопления повреждений на различных этапах малоциклового нагружения. Таким образом, важное достоинство модифицированной версии метода ПНДТ заключается в том, что экспериментальная процедура имеет апостериорный характер. Это означает, что измерение длины приращения трещины и дальнейшее определение параметров

механики разрушения проводятся после малоциклового нагружения с высокой точностью.

3.5 Выводы по Главе 3

Разработан и верифицирован новый разрушающий метод, который обеспечивает количественное описание процесса накопления повреждений при малоцикловом нагружении. Данный подход, основанный на применении модифицированной версии метода последовательного наращивания длины трещины, включает предварительное циклическое нагружение образцов с отверстиями и последующее нанесение серии надрезов при постоянной внешней нагрузке. Оптимальный выбор уровня внешней нагрузки обеспечивает повышение точности измерений. Для оценки влияния коэффициента асимметрии цикла R и размаха напряжений $\Delta\sigma$ на процесс накопления повреждений в окрестности отверстий используются величины КИН, которые относятся к надрезам, моделирующим симметричную трещину нормального отрыва. Измерение деформационного отклика на локальное удаление материала в форме узкого надреза проводится методом электронной спекл-интерферометрии. Исходные экспериментальные данные, представляющие собой раскрытие трещины, затем преобразуются в величины КИН. При этом надрезы, моделирующие трещину, служат для оценки уровня накопления усталостных повреждений таким же образом, как зондирующее отверстие используется для освобождения энергии остаточных напряжений в методе сверления отверстия.

Установлено, что нормализованные зависимости величин КИН для первой трещины от количества циклов нагружения описывают суммарное накопление повреждений, вызванное малоцикловой усталостью, и могут быть использованы для количественной оценки скорости этого процесса. Равенство площадей, расположенных под нормализованными зависимостями КИН для первой трещины, обеспечивает получение функции накопления повреждений в явном

виде. Эти функции построены, как для различных величин коэффициента асимметрии цикла $D_m(N_m, R)$, так и для различных значений амплитуды напряжений $D_m(N_m, \Delta\sigma)$. Показано, что наличие явного вида функции $D_m(N_m, R)$ дает возможность прогнозирования процесса накопления повреждений для произвольных значений коэффициента асимметрии цикла.

ГЛАВА 4. ИССЛЕДОВАНИЕ ЭВОЛЮЦИИ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ В ОКРЕСТНОСТИ УПРОЧНЁННОГО ОТВЕРСТИЯ

Применение подхода, изложенного в Главе 3, для анализа процесса накопления повреждений при суммарном воздействии полей внешних и остаточных напряжений представляет большой научный и прикладной интерес. Первым необходимым шагом в данном направлении является исследование эволюции остаточных напряжений. В данной главе рассматриваются новые подходы к исследованию эволюции остаточных напряжений в окрестности упрочнённых отверстий при малоцикловом нагружении.

4.1 Анализ эволюции остаточных напряжений в образцах с упрочнёнными отверстиями на основе метода последовательного наращивания длины трещины

4.1.1 Исследуемые объекты и техника эксперимента

Экспериментальные исследования выполняются с использованием плоских образцов, изготовленных из одной и той же заготовки алюминиевого сплава 2024 по одинаковой технологии (см. раздел 3.1) [111]. Общее количество образцов с размерами $180 \times 30 \times 5$ мм составляет 8 единиц. В центре каждого образца выполнено сквозное отверстие с исходным диаметром $2r_0 = 4,0$ мм (рисунок 4.1).

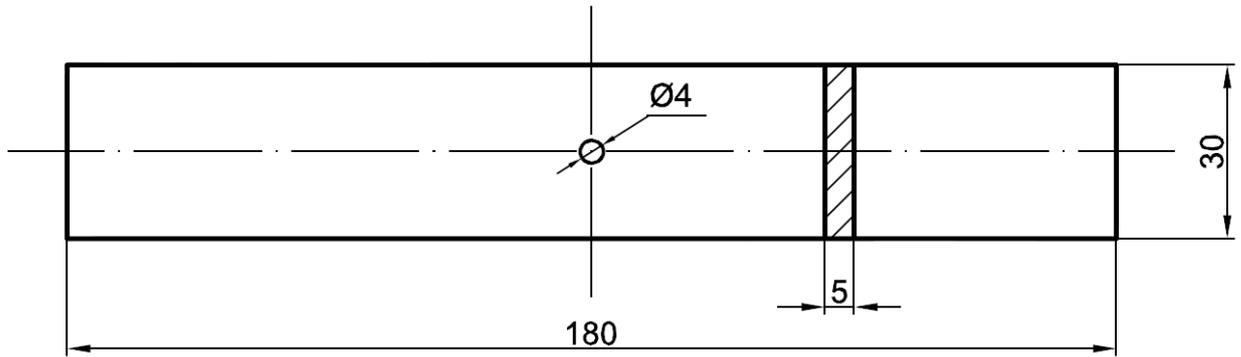
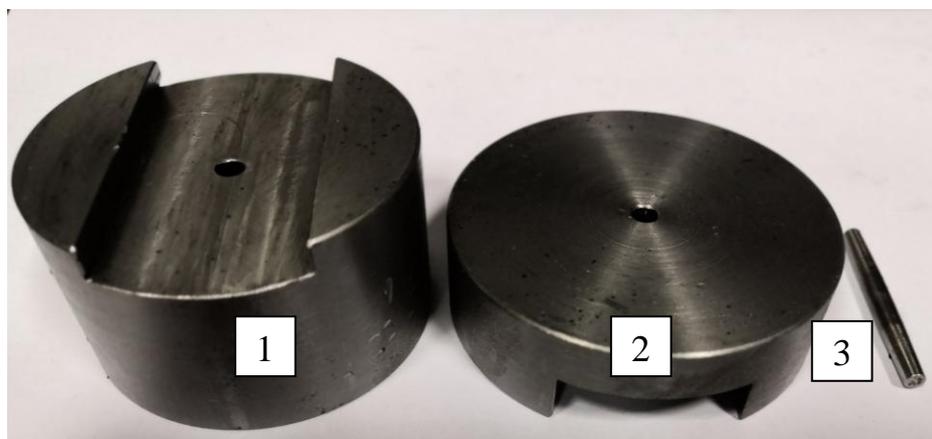
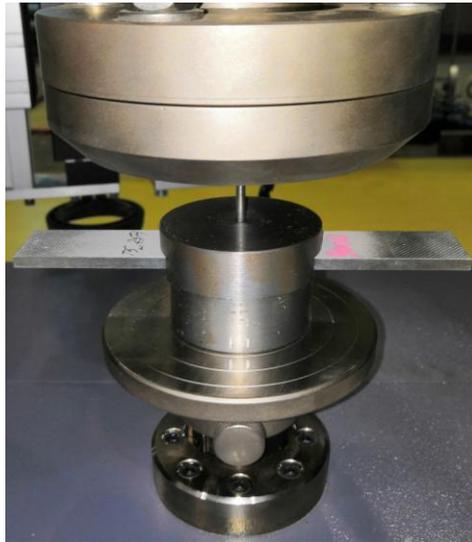


Рисунок 4.1 – Образец типа Т5Н

Технология упрочнения отверстия заключается в продвижении через исходное отверстие цилиндрического стержня с коническими законцовками. Упрочняющий инструмент изготовлен из высокопрочной закалённой стали (рисунок 4.2). Конусность стержня составляет 1:25, что позволяет проводить плавное приложение нагрузки. Перед процессом упрочнения внешняя поверхность стержня и внутренняя поверхность отверстия покрываются графитовой смазкой для снижения коэффициента трения между контактирующими поверхностями. Упрочняющая нагрузка прикладывается с помощью испытательной машины со скоростью равной 1 мм/мин. Внешний диаметр упрочняющего цилиндра равен $2R_{01} = 4,2$ мм.



Упрочняющий инструмент: 1- подложка; 2 – фиксирующая крышка; 3 – стержень с коническими законцовками



Приложение упрочняющей нагрузки с помощью испытательной машины

Рисунок 4.2 – Процесс упрочнения отверстия в образце

Величина натяга определяется следующим образом: $\delta_0 = (2R_{01} - 2r_0) / 2r_0 = 0,05$. Оптическими измерениями установлено, что в результате данной операции диаметр исходных отверстий в образцах увеличивается на 0,1 мм и равен $2R_{02} = 4,1$ мм. Результаты работы [135] полученные на основе конечно-элементного моделирования свидетельствует, что натяг от 4% до 6% приводит к возникновению окружных остаточных напряжений $\sigma_{OH} = - (250 \div 300)$ МПа непосредственно на границе упрочнённого отверстия. Точная величина σ_{OH} зависит от предела текучести использованного алюминиевого сплава.

Во многих источниках показано, что остаточные напряжения на поверхности входа упрочняющего стержня всегда ниже, чем остаточные напряжения, возникающие на поверхности выхода инструмента. Это означает, что усталостная трещина всегда зарождается на контуре отверстия в слоях материала близких к поверхности входа инструмента, где упрочнение отверстия дает более низкий уровень остаточных напряжений. По этой причине измерения локального деформационного отклика на малое приращение длины надреза выполняются на поверхности входа упрочняющего стержня.

Программа малоциклового нагружения образцов имеет параметры: $\Delta\sigma = 350$ МПа, $R = -0,4$, $\sigma_{\max} = 250$ МПа, $\sigma_{\min} = -100$ МПа. Все экспериментально полученные величины соответствуют номинальным растягивающим напряжениям $\sigma = 80$ МПа. Алгоритм исследования соответствует хронологическому порядку, представленному в **Главе 3**. Этапы измерений указаны в таблице 4.1.

Таблица 4.1 – Этапы измерений для образцов Т5Н с упрочнённым отверстием

Образец	T5_20H	T5_13H	T5_16H	T5_12H	T5_18H	T5_19H	T5_17H	T5_00H
Количество циклов, N_C	0	1000	2000	3000	4000	5000	6000	6300
Долговечность, %	0	16	32	48	63	79	95	100

4.1.2 Исходная экспериментальная информация

Типичные картины интерференционных полос для различных приращений длины надреза в образцах с упрочнённым отверстием показаны на рисунках 4.3, 4.4.

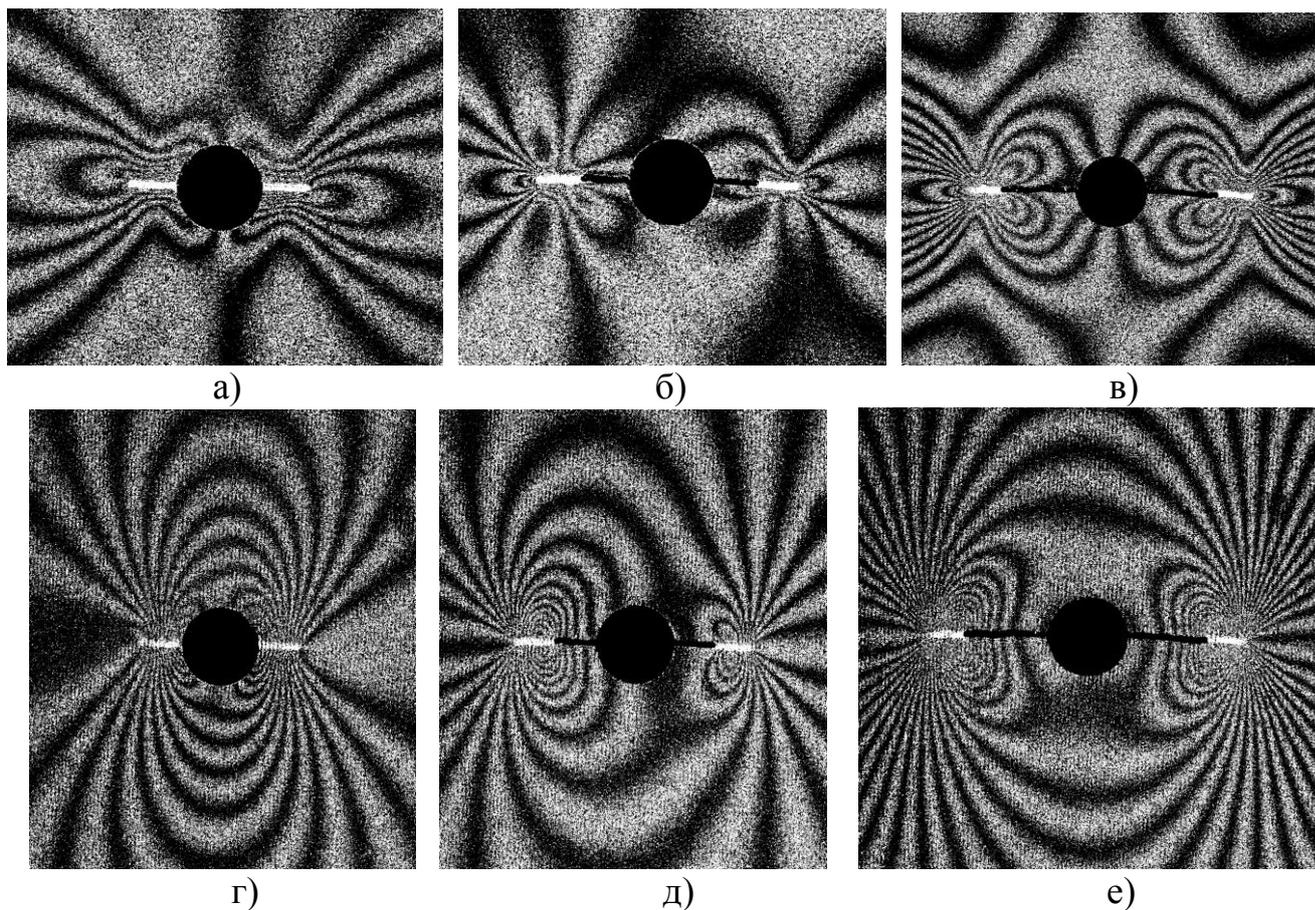


Рисунок 4.3 – Образец Т5_20Н ($N=0$). Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоской компоненты перемещения u (а, б, в) и v (г, д, е); а, г – исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращением $\Delta a_1^- = 2,28$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,31$ мм (правая); б, д – исходная длина трещины $a_1^- = 2,28$ мм с приращением $\Delta a_2 = 1,96$ мм (левая) и исходная длина трещины $a_1^+ = 2,31$ мм с приращением $\Delta a_2^+ = 2,17$ мм (правая); в, е – исходная длина трещины $a_1^- = 4,48$ мм с приращением $\Delta a_2 = 1,79$ мм (левая) и исходная длина трещины $a_1^+ = 4,24$ мм с приращением $\Delta a_2^+ = 2,08$ мм (правая).

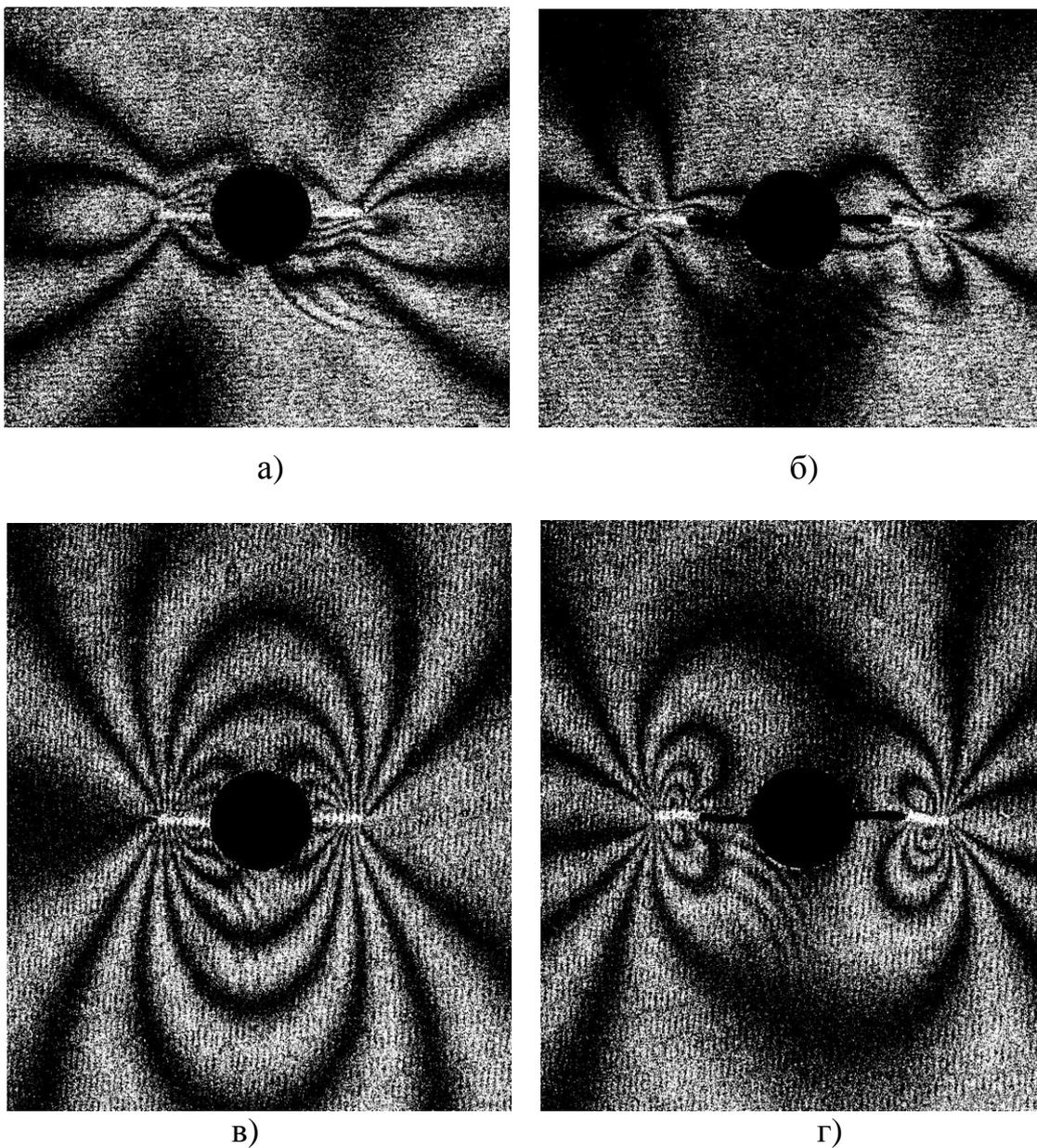


Рисунок 4.4 – Образец Т5_16Н ($N=3000$). Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоской компоненты перемещения u (а, б) и v (в, г); (а, в) – исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращением $\Delta a_1^- = 2,17$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,10$ мм (правая); (б, г) – исходная длина трещины $a_1^- = 2,17$ мм с приращением $\Delta a_2^- = 1,89$ мм (левая) и исходная длина трещины $a_1^+ = 2,10$ мм с приращением $\Delta a_2^+ = 1,82$ мм (правая)

Полный набор картин интерференционных полос, часть из которых представлена на рисунках 4.3 и 4.4, обеспечивает определение тангенциальных компонент перемещений в окрестности надрезов. Результаты обработки всех полученных интерферограмм в терминах тангенциальных компонент перемещений u и v представлены в наборе соответствующих таблиц. Типичные данные для образца T5_20H приведены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Результаты обработки картин интерференционных полос для образца T5_20H ($N=0$) в терминах раскрытия трещины и компонент перемещений u

Номер этапа	1–	2–	3–	1+	2+	3+
Δa_n , мм	2,31	2,17	1,79	2,28	1,96	2,03
a_n , мм	2,31	4,48	6,27	2,28	4,24	6,27
ΔN_{n-1}^v , ПОЛОС	–25,0	26,0	43,0	–26,0	13,0	44,0
Δv_{n-1} , МКМ	–9,5	9,88	16,34	–9,88	4,94	16,72
$\Delta N_{n-0.5}^v$, ПОЛОС	–14,0	25,5	43,0	–14,0	17,0	44,0
$\Delta v_{n-0.5}$, МКМ	–5,32	9,69	16,34	–5,32	6,46	16,72
N_{n-1}^u , ПОЛОС	5,0	–1,0	–	5,0	–2,0	–
u_{n-1} , МКМ	1,90	–0,38	–	1,90	–0,76	–
N_{n+1}^u , ПОЛОС	–	–5,0	–10,0	–	–4,5	–10,0
u_{n+1} , МКМ	–	–1,90	–3,80	–	–1,71	–3,80

Полный набор экспериментальных данных дает возможность получить распределения величин раскрытия трещины (СМОД) по суммарной длине надреза (трещины) a_n на различных этапах циклического нагружения, которые приведены на рисунке 4.5.

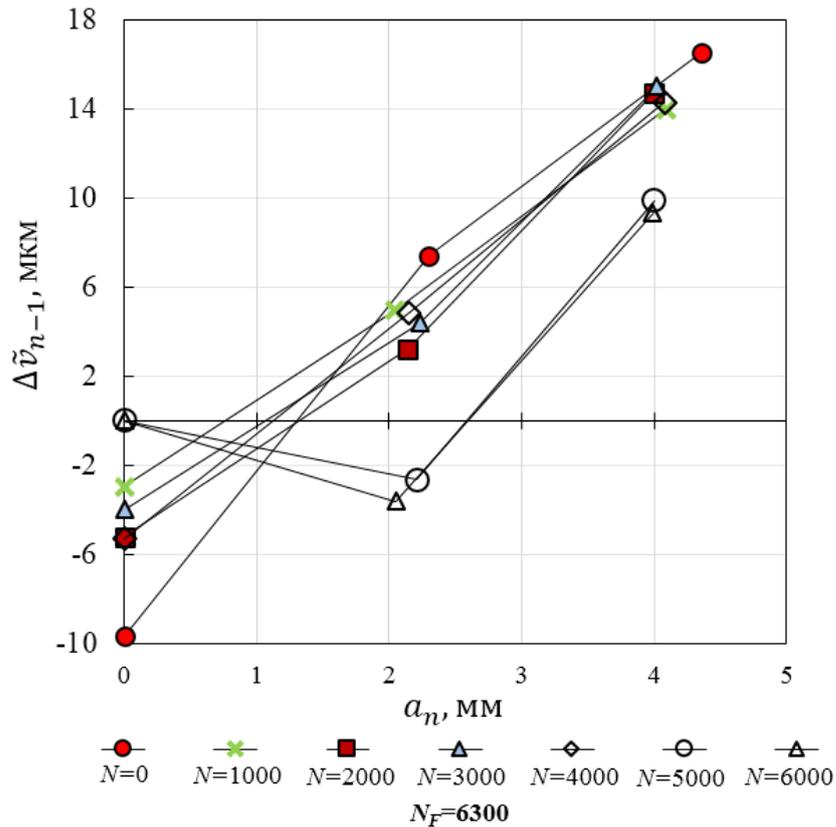


Рисунок 4.5 – Распределения средних величин раскрытия трещины $\Delta\tilde{v}_{n-1}$ по длине надреза на различных этапах циклического нагружения

4.1.3 Определение величин КИН и Т-напряжений

Переход от измеренных компонент перемещений к величинам КИН и Т-напряжений осуществляется на основе соотношений линейной механики разрушения. В рассматриваемом случае необходимо рассмотреть важный вопрос, как пластическая деформация материала, которая происходит в ближайшей окрестности упрочнённого отверстия, влияет на справедливость формул (2.9) при моделировании трещины последовательностью узких разрезов. Холодное упрочнение всегда приводит к возникновению сжимающих остаточных напряжений в окрестности отверстия. Влияние упругопластических деформаций распространяется на область, окружность которой равна, как минимум, радиусу отверстия [121-138]. Сравнение экспериментальных данных, которые получены

для исходного отверстия и отверстия после упрочнения, является необходимым шагом на пути ответа на поставленный вопрос.

Основное отличие заключается в знаке компоненты перемещения v . Этот факт можно установить с помощью интерферограмм, зарегистрированных при наличии дополнительного фазового сдвига [174]. Картины интерференционных полос, полученные при наличии дополнительного фазового сдвига для образцов с исходным и упрочнённым отверстием, показаны на рисунке 4.6.

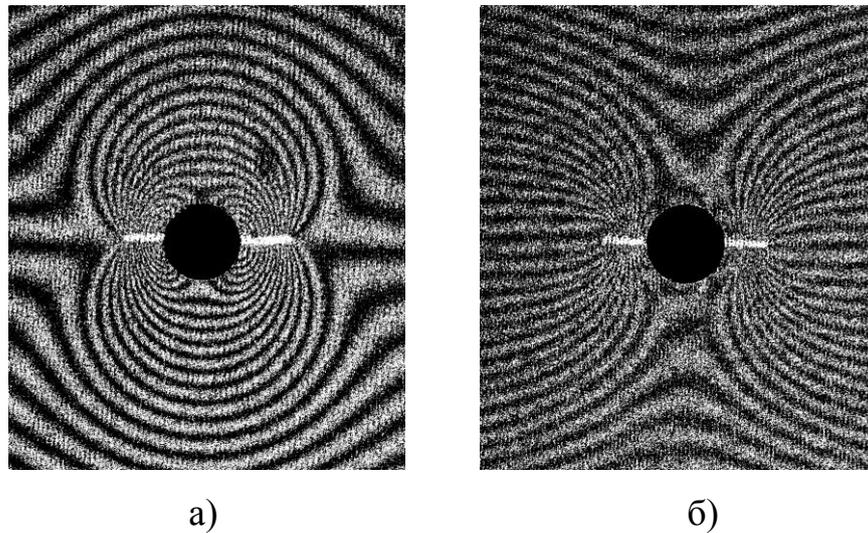


Рисунок 4.6 – Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоской компоненты v с фазовым сдвигом; (а) – положительный знак компоненты v для образца с исходным отверстием; (б) – отрицательный знак компоненты v для образца с упрочнённым отверстием.

Картина интерференционных полос, показанная на рисунке 4.6 (а), выявляет положительный знак локального раскрытия надреза для образца с исходным отверстием, так как эллиптическая конфигурация композиционной интерферограммы для используемого экспериментального оборудования означает, что расстояние между противоположными берегами трещины увеличивается. Конфигурация аналогичной интерферограммы на рисунке 4.6 (б) выявляет отрицательный знак компоненты перемещений v вследствие того, что гиперболический тип композиционных интерференционных полос означает, что

противоположные берега трещины сближаются. Результат сравнения знаков раскрытия при нанесении надреза от исходного и упрочненного отверстия полностью соответствует механической картине исследуемого процесса.

Второй шаг, необходимый для подтверждения корректности применения формул линейной механики разрушения к определению значений КИН и T -напряжений для надрезов, моделирующих трещину в окрестности упрочненного отверстия, заключается в сравнении данных, которые получены для различных уровней внешней нагрузки. С этой целью были проведены эксперименты по определению величин раскрытия и КИН для первой трещины при различных значениях номинальных напряжений σ . Картины интерференционных полос, полученные для первого надреза длиной $\tilde{a}_1 = 2,3$ мм при действии номинальных растягивающих напряжений $\sigma = 60, 80$ и 100 МПа, показаны на рисунке 4.7.

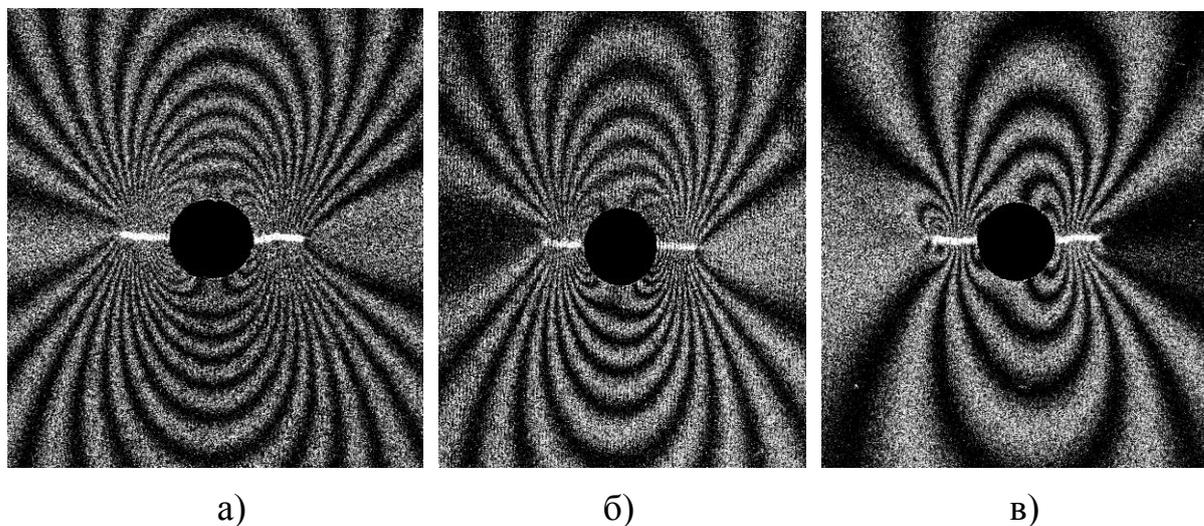


Рисунок 4.7 – Картины интерференционных полос, полученные в терминах плоской компоненты v . Исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращением

$$\Delta\tilde{a}_1 = 2,3 \text{ мм.}$$

- (а) – образец Т5_29Н ($\sigma = 60$ МПа); (б) – образец Т5_20Н ($\sigma = 80$ МПа);
(в) – образец Т5_28Н ($\sigma = 100$ МПа).

Зависимости величин раскрытия в начале надреза (СМОД) от уровня внешней нагрузки, полученные при испытаниях трех различных образцов, показаны на рисунке 4.8.

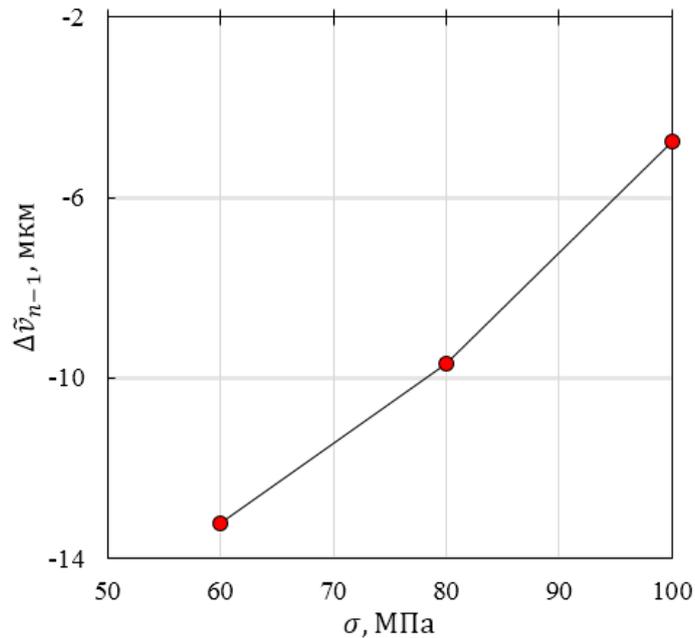


Рисунок 4.8 – Средние величины раскрытия в исходной точке надреза $\Delta\tilde{v}_0$, как функция номинальных растягивающих напряжений σ

Практически линейный вид графика на рисунке 4.8 дает основания полагать, что аналогичное распределение величин КИН будет иметь такую же форму. Зависимость величин КИН для первого надреза \tilde{K}_I^1 от уровня внешней нагрузки представлена на рисунке 4.9. Линейный характер этого графика с высокой степенью надежности подтверждает применимость соотношений линейной механики разрушения для получения величин КИН и **T**-напряжений при нанесении надреза в области, которая подвергалась упругопластическому деформированию.

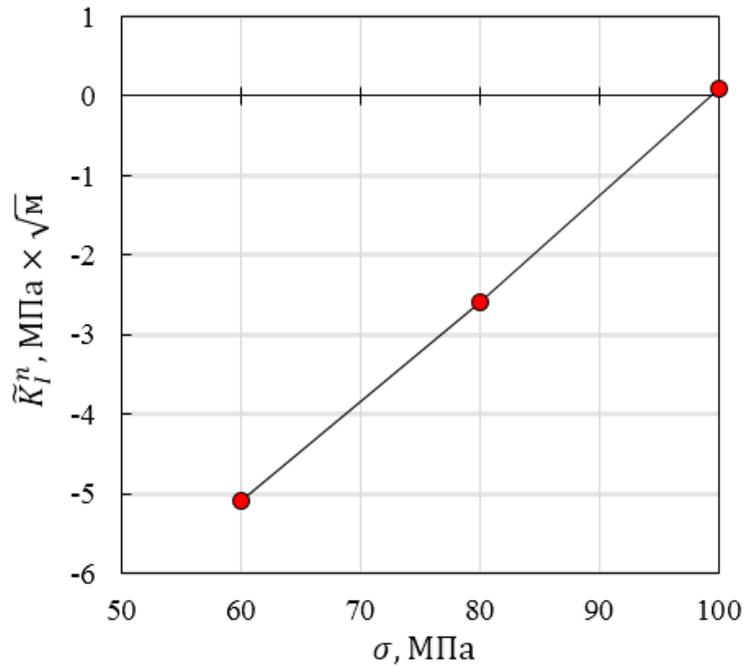


Рисунок 4.9 – Зависимости экспериментальных величин КИН \tilde{K}_I^1 от уровня номинальных растягивающих напряжений σ

Таким образом, полный набор исходных экспериментальных данных, выраженных в виде тангенциальных компонент перемещений u и v , дает возможность получить распределения величин КИН и **T**-напряжений по суммарной длине надреза (трещины) a_n для различных значений количества циклов нагружения N . В качестве иллюстрации, информация для образца T5_20H ($N = 0$) представлена в таблицах 4.3, 4.4 и 4.5. Графики, отображающие величины КИН и **T**-напряжений, как функцию длины надреза, показаны на рисунках 4.10 и 4.11, соответственно.

Таблица 4.3 – Результаты обработки картин интерференционных полос для образца T5_20H ($N=0$) в терминах КИН

Номер этапа	1–	2–	3–	1+	2+	3+
Δa_n , мм	2,31	2,17	1,79	2,28	1,96	2,03
a_n , мм	2,31	4,48	6,27	2,28	4,24	6,27
A_1^n , МПа $\times\sqrt{м}$	-1,1	3,5	6,6	-1,0	2,8	6,3
$A_3^n \times 10^3$, МПа $\sqrt{м}$	0,3	0,7	1,7	0,4	0,9	1,4
K_I^n , МПа $\times\sqrt{м}$	-2,7	8,7	16,4	-2,5	7,0	15,7

Таблица 4.4 – Средние величины раскрытия в вершине трещины и КИН для образца T5_20H ($N=0$)

Номер этапа	1	2	3
$\tilde{a}_n = \frac{a_n^- + a_n^+}{2}$, мм	2,30	4,36	6,27
$\Delta \tilde{v}_{n-1}$, мкм	-9,69	7,41	16,53
\tilde{K}_I^n , МПа $\times\sqrt{м}$	-2,6	8,85	16,05

Таблица 4.5 – Результаты обработки картин интерференционных полос для образца T5_20H ($N=0$) в терминах Γ -напряжений

Номер этапа	1–	2–	3–	1+	2+	3+
Δa_n , мм	2,31	2,17	1,79	2,28	1,96	2,03
a_n , мм	2,31	4,48	6,27	2,28	4,24	6,27
A_1^n , МПа $\times\sqrt{M}$	-1,1	3,5	6,6	-1,0	2,8	6,3
$A_3^n \times 10^3$, МПа/ \sqrt{M}	0,3	0,7	1,7	0,4	0,9	1,4
N_{n-1}^u , ПОЛОС	5,0	-1,0	–	5,0	-2,0	–
u_{n-1} , МКМ	1,90	-0,38	–	1,90	-0,76	–
N_{n+1}^u , ПОЛОС	–	-5,0	-10,0		-4,5	-10,0
u_{n+1} , МКМ	–	-1,90	-3,80		-1,71	-3,80
A_2^n , МПа	-14,4	-40,7	–	-14,9	-30,2	–
$A_4^n \times 10^3$, МПа/ M	2,0	-1,0	–	2,0	-1,3	–
T^n , МПа	-57,7	-162,9	–	-59,7	-120,7	–
\tilde{T}^n , МПа	$\tilde{T}^1 = -58,7$			$\tilde{T}^2 = -141,8$		

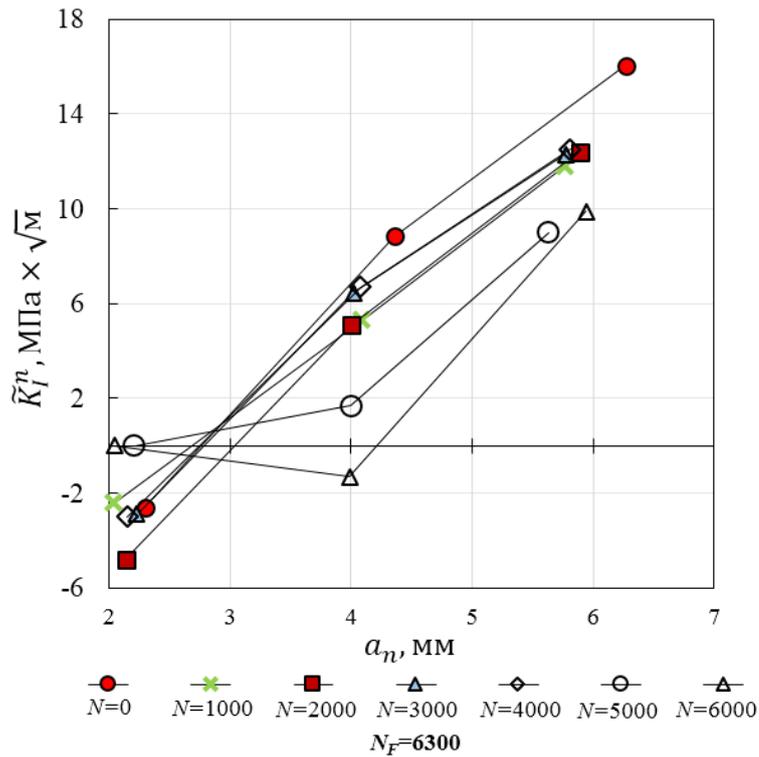


Рисунок 4.10 – Распределения средних величин КИН \tilde{K}_I^n по длине надреза на различных этапах циклического нагружения

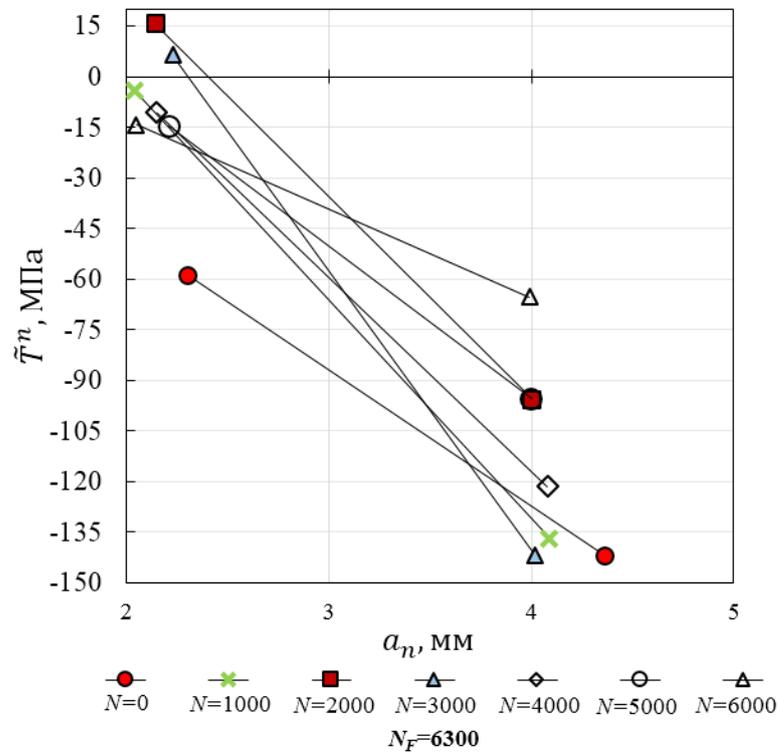


Рисунок 4.11 – Распределения средних величин Т-напряжений \tilde{T}^n по длине надреза на различных этапах циклического нагружения

Графики, представленные на рисунке 4.6, рисунке 4.11 и рисунке 4.12 , дают возможность построения зависимостей параметров механики разрушения для надрезов фиксированной длины от количества циклов нагружения по данным, представленным в таблице 4.6.

Таблица 4.6 – Средние значения длин трещин и параметров механики разрушения

Образец	T5_20H	T5_13H	T5_16H	T5_12H	T5_18H	T5_19H	T5_17H
Количество циклов, N_C	0	1000	2000	3000	4000	5000	6000
Долговечность, %	0	16	32	48	63	79	95
\tilde{a}_1 , мм	2,30	2,04	2,14	2,23	2,15	2,21	2,05
\tilde{a}_2 , мм	4,36	4,09	4,0	4,02	4,08	4,0	4,0
\tilde{a}_3 , мм	6,27	5,76	5,89	5,77	5,81	5,63	5,94
$\Delta\tilde{v}_0$, мкм	-9,69	-2,95	-5,23	-3,99	-5,32	0	0
$\Delta\tilde{v}_1$, мкм	7,41	4,94	3,23	4,37	4,85	-2,66	-3,61
$\Delta\tilde{v}_2$, мкм	16,53	13,97	14,73	15,01	14,30	9,88	9,31
\tilde{K}_I^1 , МПа $\times \sqrt{м}$	-2,6	-2,4	-4,8	-2,9	-3,0	0	0
\tilde{K}_I^2 , МПа $\times \sqrt{м}$	8,9	5,3	5,1	6,5	6,7	1,7	-1,3
\tilde{K}_I^3 , МПа $\times \sqrt{м}$	16,1	11,8	12,4	12,3	12,5	9,0	9,9
\tilde{T}^1 , МПа	-58,7	-4,0	15,8	6,3	-10,8	-14,6	-14,3
\tilde{T}^2 , МПа	-141,8	-136,9	-95,5	-142,1	-121,6	-96,5	-65,3

Зависимости величин $\Delta\tilde{v}_n$, \tilde{K}_I^n и \tilde{T}^n ($n=1, 2, 3$) от количества циклов нагружения приведены на рисунках 4.13, 4.14 и 4.15, соответственно.

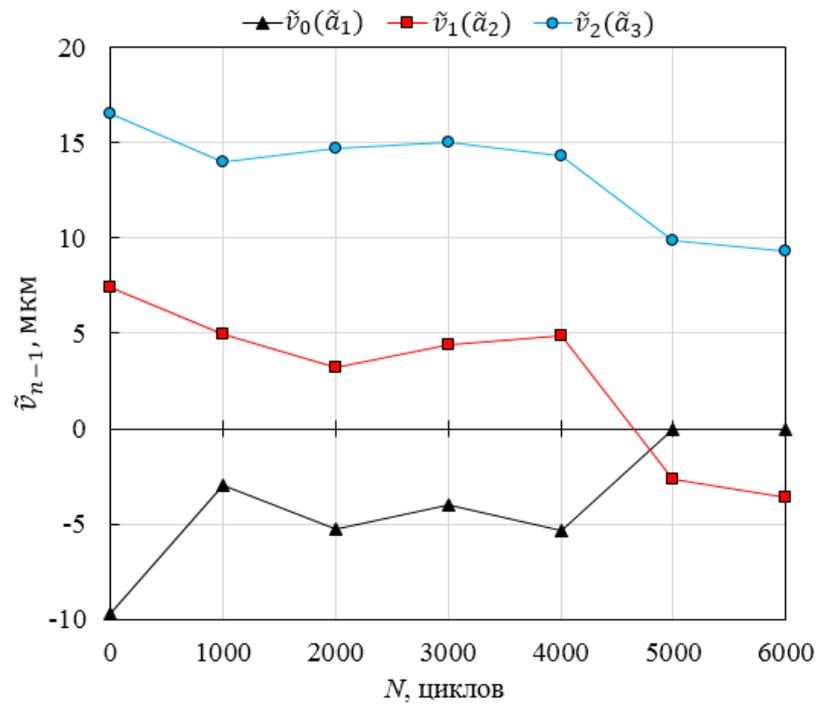


Рисунок 4.13 – Зависимости средних величин раскрытия в вершине трещины $\Delta\tilde{v}_n$ ($n=1, 2, 3$) от количества циклов нагружения

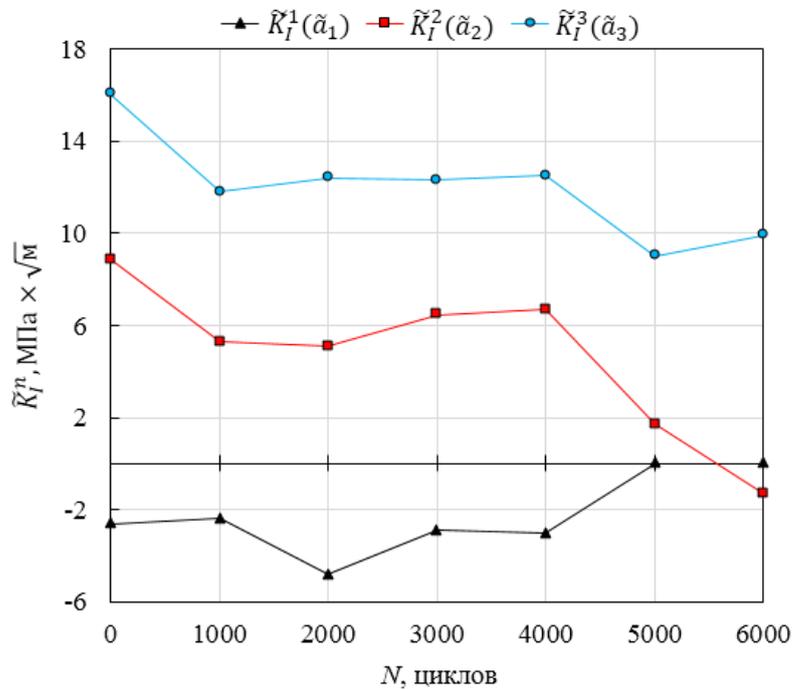


Рисунок 4.14 – Зависимости средних величин КИН \tilde{K}_I^n ($n=1, 2, 3$) от количества циклов нагружения

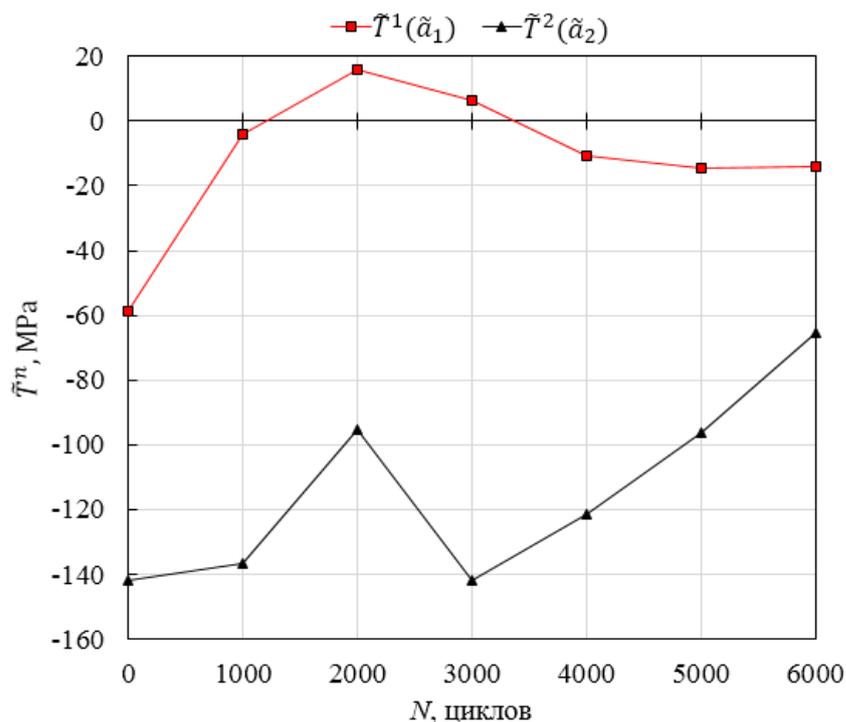


Рисунок 4.15 – Зависимости средних величин Т-напряжений \tilde{T}^n ($n=1, 2, 3$) от количества циклов нагружения

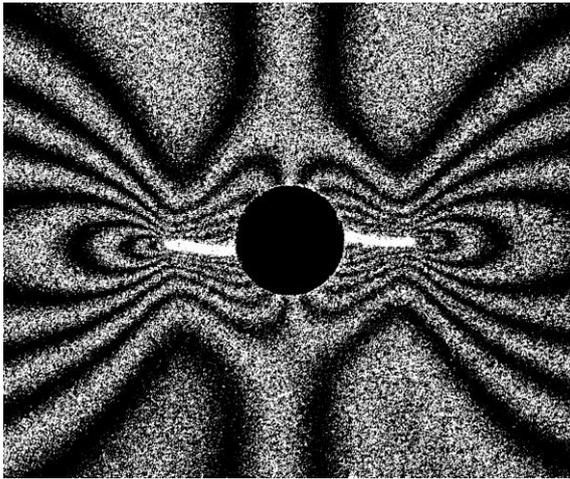
4.1.4 Анализ эволюции остаточных напряжений по экспериментальным значениям КИН

Полученные в предыдущем подразделе экспериментальные данные, дают возможность определения величин КИН \tilde{K}_I^{OH} , которые относятся только к воздействию остаточных напряжений, на основе методологии, предложенной в работе [135]. Сущность используемого подхода заключается в использовании принципа суперпозиции для оценки величины КИН \tilde{K}_I^{OH} , которая относится к действию остаточных напряжений. Другими словами, \tilde{K}_I^{OH} можно представить, как разницу между экспериментальной величиной \tilde{K}_I^1 и теоретическим значением K_I^T , которое получено для образца той же самой геометрии и длиной трещины при одинаковых значениях номинальных (внешних) напряжений. Линейный характер зависимости экспериментальных величин КИН от внешней нагрузки,

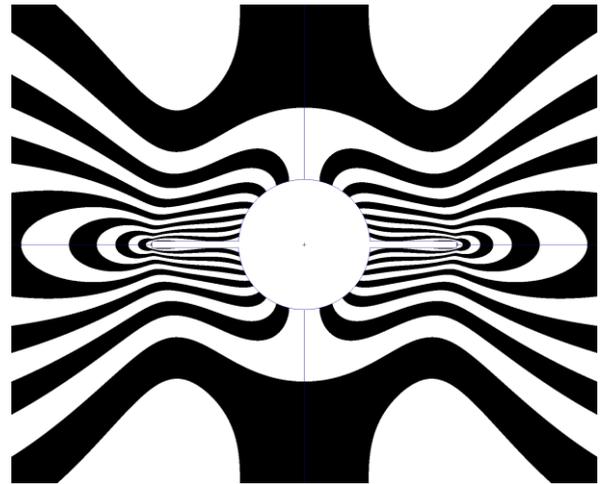
приведенный на рисунке 4.10, дает надежное подтверждение эффективности предлагаемой процедуры.

Тем не менее, необходимо убедиться, что теоретические величины КИН K_I^T для симметричной трещины, распространяющейся от контура отверстия диаметром $2r_0 = 4,0$ мм в бесконечно широкой пластине, находятся в хорошем соответствии с экспериментальными результатами, которые получены для отверстия того же диаметра в прямоугольном образце шириной $w = 30$ мм. Для достижения этой цели используется образец Т5_08 с размерами $180 \times 30 \times 5$ мм, в центре которого находится обычное отверстие диаметром $2r_0 = 4,0$ мм. При проведении эксперимента особое внимание было направлено на то, чтобы правая и левая трещины имели практически одинаковую длину.

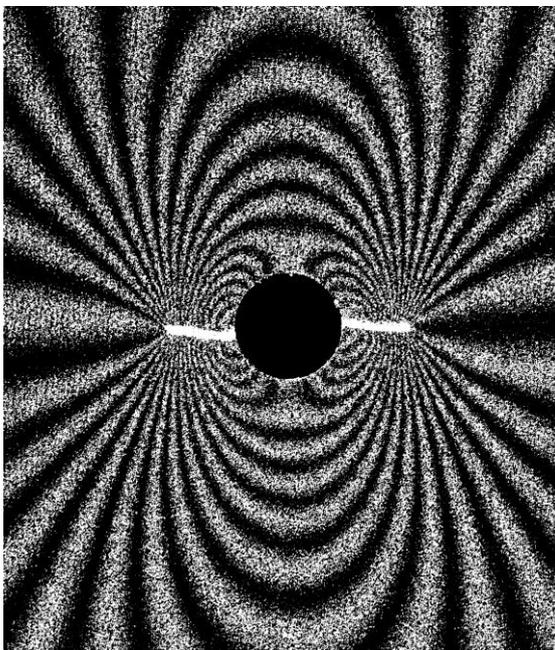
Реальные интерферограммы, полученные для образца Т5_08 с центральной симметричной трещиной при действии растягивающей нагрузки $P = 7,96$ кН, показаны на рисунках 4.16 (а) и 4.16 (в). Анализ погрешностей определения величин раскрытия в вершине трещины и КИН проводится с помощью сравнения реальных и искусственных интерференционных изображений, согласно методике, изложенной в подразделе 1.2.2. Образцовые картины интерференционных полос, которые соответствуют первому надрезу длиной \tilde{a}_1 , обозначены буквами (б) и (г) на рисунке 4.16. Сравнение реальных интерферограмм и соответствующих образцовых картин интерференционных полос выявляет очень высокую степень совпадения для обеих тангенциальных компонент перемещений. Для оценки погрешностей определения величин КИН \tilde{K}_I^n по исходным данным для трех длин надрезов \tilde{a}_n ($n = 1, 2, 3$), которые получены по реальным интерференционным изображениям и образцовым картинам интерференционных полос, используются усредненные значения раскрытия в точке начала приращения надреза (СМОД $\Delta\tilde{v}_{n-1}$) и раскрытия в средней точке надреза (СОД $\Delta\tilde{v}_{n-0.5}$). В обоих случаях для определения величин КИН \tilde{K}_I^n используется формула (1.9).



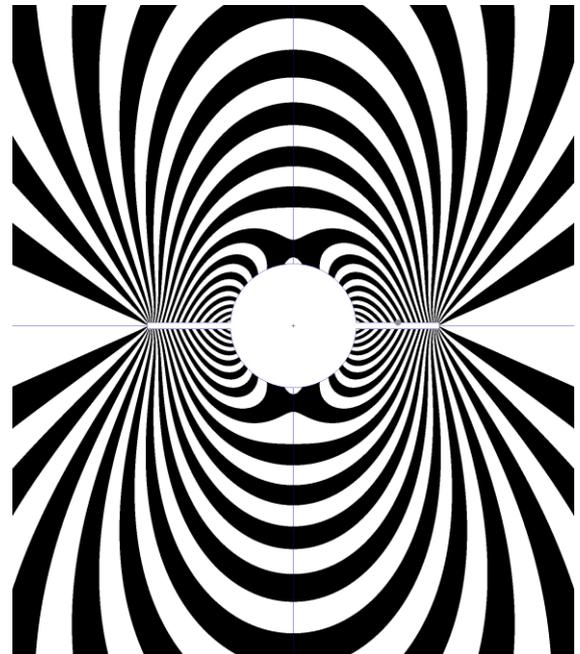
а)



б)



в)



г)

Рисунок 4.16 – Образец Т5_08. Реальные (а, в) и искусственные (б, г) картины интерференционных полос в терминах тангенциальных компонент перемещений u (а, б) и v (в, г); исходный трещина $a_0 = 0$ с приращениями $\Delta a_1^- = 2,66$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,62$ мм (правая).

Результаты обработки реальных интерферограмм и образцовых картин интерференционных полос в терминах раскрытия и КИН приведены в таблице 4.6.

Таблица 4.6 – Деформационные и силовые параметры механики разрушения для образца T5_08

Номер шага, n		1	2	3
$\tilde{a}_n = (a_n^- + a_n^+)/2$, мм		2,64	4,20	6,18
$\Delta\tilde{v}_{n-1}$, мкм	Эксперимент	12,16	13,40	14,43
	МКЭ	13,68	–	–
$\Delta\tilde{v}_{n-0.5}$, мкм	Эксперимент	9,60	10,64	11,78
	МКЭ	10,07	–	–
Величины КИН, МПа $\times\sqrt{м}$	Эксперимент, \tilde{K}_I^n	6,76	8,95	10,77
	МКЭ, K_I^{FEM}	6,70	–	–
	Теория, K_I^T	6,73	7,46	8,45

Данные, приведенные в таблице 4.6, показывают, во-первых, что экспериментальные и численные величины СМОД $\Delta\tilde{v}_{n-1}$ и СОД $\Delta\tilde{v}_{n-0.5}$ отличаются на 11% и 4,7%, соответственно. Во-вторых, величины КИН, которые вычисляются с использованием интерференционных изображений обоих типов в качестве источника исходной информации для первой трещины длиной \tilde{a}_1 , практически совпадают. При этом необходимо отметить, что численное моделирование, которое используется для построения образцовых картин интерференционных полос, основано на решении задачи о концентрации напряжений при растяжении прямоугольного образца с центральным отверстием и образца с таким же отверстием и узким надрезом. Только заключительный шаг при вычислении КИН основан на соотношениях линейной механики разрушения.

Дальнейший анализ экспериментальных погрешностей определения КИН основан на сравнении полученных результатов с данными теоретического решения, которое представлено в известном справочнике Мураками [176] (раздел 5.1). Один из столбцов таблицы 4.6 содержит соответствующие теоретические значения КИН. Экспериментальные и теоретические величины КИН \tilde{K}_I^1 для первого надреза длиной \tilde{a}_1 находятся в очень хорошем соответствии. Экспериментальные и теоретические величины КИН \tilde{K}_I^2 и \tilde{K}_I^3 , полученные для надрезов длиной \tilde{a}_2 и \tilde{a}_3 , отличаются на 16% и 21%, соответственно, причем экспериментальные значения КИН превышают теоретические. Данный факт, с высокой степенью вероятности, обусловлен влиянием внешних границ образца конечной ширины, что не учитывается используемым теоретическим решением. Полученные результаты составляют необходимое звено для описания эволюции величин КИН \tilde{K}_I^{OH} , связанных только с действием остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия.

Представленный выше анализ свидетельствует, что для определения величин КИН \tilde{K}_I^{OH} , которые относятся только к воздействию остаточных напряжений можно использовать методологию, аналогичную предложенной в работе [135]. Сущность используемого подхода заключается в использовании принципа суперпозиции для оценки величины КИН \tilde{K}_I^{OH} , которая обусловлена действием только остаточных напряжений. Другими словами значение \tilde{K}_I^{OH} можно представить, как разницу между экспериментальной величиной \tilde{K}_I^1 и теоретическим значением K_I^T , которое получено для образца той же самой геометрии и длиной трещины при одинаковых значениях номинальных (внешних) напряжений. Математическое соотношение основано на принципе линейной суперпозиции:

$$\tilde{K}_I^{\text{OH}} = \tilde{K}_I^1 - K_I^T \quad (4.1)$$

Величины K_I^T для различных уровней номинальных напряжений и величины \tilde{K}_I^{OH} , которые получены по формуле (4.1) с использованием данных, приведенных на рисунке 4.10, представлены в таблице 4.7.

Таблица 4.7 – Результаты определения величин КИН для различных уровней номинальных напряжений

σ , МПа	\tilde{a}_1 , мм	\tilde{K}_I^1	K_I^T	\tilde{K}_I^{OH}
60	2,52	-5,1	7,4	-12,50
80	2,30	-2,6	9,66	-12,26
100	2,43	0	12,2	-12,20

Необходимо отметить, что величины \tilde{K}_I^{OH} , которые соответствуют различным уровням внешней нагрузки, отличаются не более, чем на 2,4 %. Данный факт с высокой степенью надёжности означает, что для трещины длиной $\tilde{a}_1 \geq 2$ мм определение экспериментальных величин КИН можно проводить на основании соотношения (1.14). Результаты определения величин \tilde{K}_I^{OH} представленные в таблице 3.5 хорошо совпадают с аналогичными данными, которые приведены на рисунке 6 работы [135], принимая во внимания небольшие различия в механических свойствах материала и степени упрочнения отверстия. Зависимости величин \tilde{K}_I^1 от уровня внешней нагрузки показаны ранее на рисунке 4.10. Линейный характер этого графика ещё раз подтверждает возможность применения в рассматриваемом случае соотношений линейной механики разрушения при совместном действии внешних и остаточных напряжений.

Формулу (4.1) можно использовать при определении величин \tilde{K}_I^{OH} на различных этапах циклического нагружения для всех трех длин надрезов.

Соответствующие данные, которые отражают эволюцию величин \tilde{K}_I^{OH} по периоду долговечности, сведены в таблицу 4.8.

Таблица 4.8 – Величины КИН \tilde{K}_I^{OH} для трех длин трещин, полученные после приложения различного количества циклов нагружения

Образец	T5_20H	T5_13H	T5_16H	T5_12H	T5_18H	T5_19H	T5_17H
Количество циклов, N_c	0	1000	2000	3000	4000	5000	6000
Долговечность, %	0	16	32	48	63	79	95
$\tilde{K}_I^{1\text{OH}}$, МПа $\times\sqrt{\text{м}}$	-12,2	-11,8	-14,3	-12,4	-12,5	-9,6	-9,4
$\tilde{K}_I^{2\text{OH}}$, МПа $\times\sqrt{\text{м}}$	-2,7	-5,9	-6,4	-4,7	-4,5	-9,5	-12,5
$\tilde{K}_I^{3\text{OH}}$, МПа $\times\sqrt{\text{м}}$	3,0	-0,8	-0,3	-0,3	-0,1	-3,5	-2,8

Зависимости, построенные по данным таблицы 4.8, которые отражают исходный уровень значений КИН \tilde{K}_I^{OH} на различных расстояниях от контура упрочненного отверстия и их эволюцию в результате малоциклового нагружения, представлены на рисунке 4.17. Необходимо отметить, что эту эволюцию нельзя характеризовать, как монотонную релаксацию.

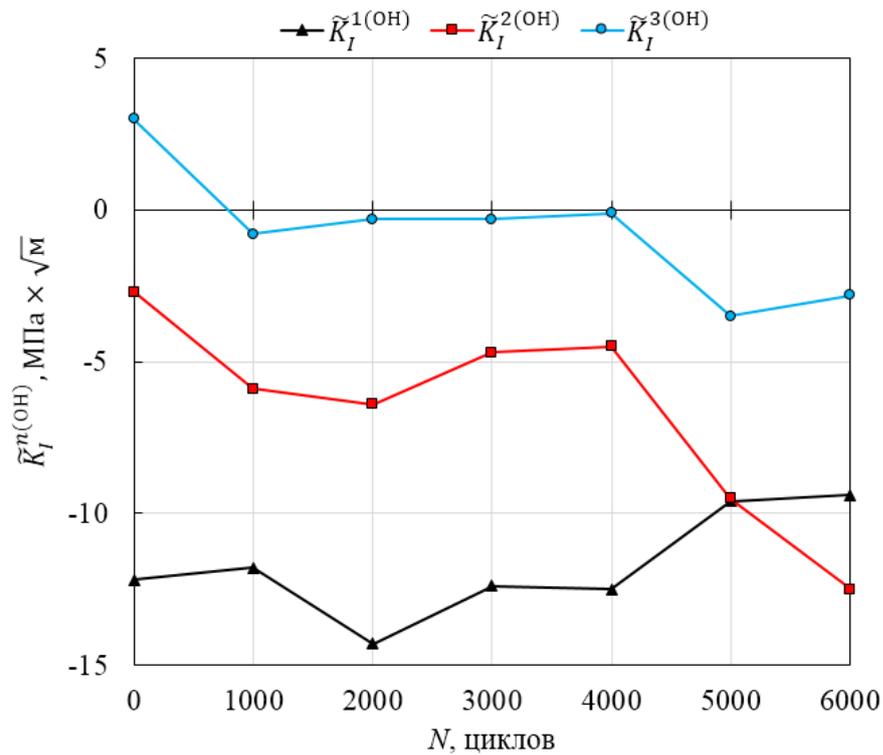


Рисунок 4.17 – Зависимости величин КИН \tilde{K}_I^{OH} , связанных с воздействием остаточных напряжений, от количества циклов нагружения N для надрезов длиной \tilde{a}_n ($n=1, 2, 3$)

Для более наглядной иллюстрации сущности исследуемого процесса распределения на рисунке 4.17 можно, с некоторой степенью приближения, представить в терминах компоненты остаточных напряжений, используя для оценки только первый член разложения Вестергаарда [36]:

$$\sigma_2^{OH} = \frac{K_I^{OHn}}{\sqrt{2\pi r}}, \quad (4.2)$$

где r – расстояние от вершины трещины вдоль оси x (рисунок 1.2). График функции (4.2), на котором расстояние r отсчитывается от вершины первого надреза в образце T5_20H, показан на рисунке 4.18.

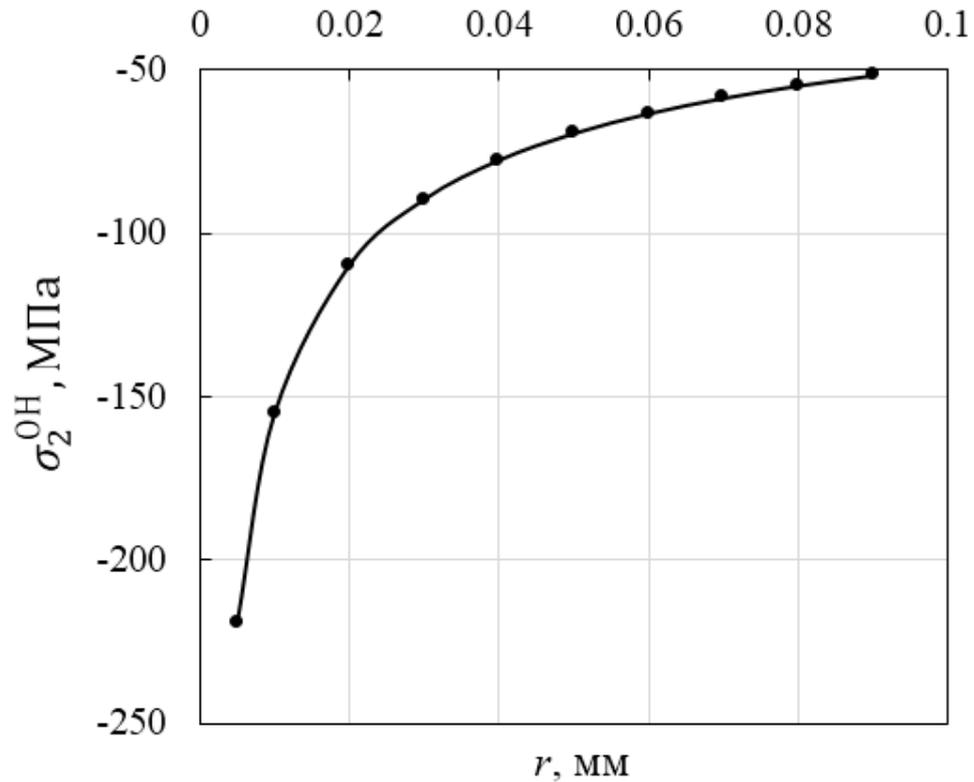


Рисунок 4.18 – Величины тангенциальной компоненты остаточных напряжений σ_2^{OH} на различных расстояниях от вершины трещины длиной \tilde{a}_1

Количественные результат применения формулы (4.2) для точки $r = 0,005$ мм составляет $\sigma_2^{OH} = -220$ МПа. Это значение хорошо согласуется с численными данными, приведенными в работе [135]. Распределения величин компоненты остаточных напряжений по периоду долговечности для надрезов различной длины, которые получены с использованием соотношения (4.2) при значении $r = 0,005$ мм, показаны на рисунке 4.19. Эти графики, во-первых, свидетельствуют, что зона влияния остаточных напряжений практически заканчивается на расстоянии $\tilde{a}_3 = 6$ мм, считая от контура упрочненного отверстия. Во-вторых, необходимо обратить внимание на увеличение отрицательных значений остаточных напряжений на расстоянии $\tilde{a}_2 = 4$ мм от контура отверстия при возрастании количества циклов нагружения. В-третьих, эволюция остаточных напряжений на расстоянии $\tilde{a}_1 = 2$ мм от контура отверстия имеет сложную структуру, которая характеризуется наличием точки реверса при

$N = 2000$ циклов. Величина остаточных напряжений для $N = 6000$ циклов по сравнению с исходным значением снижается всего на 27 %. Два последних факта количественным образом описывают механизм увеличения долговечности за счет упрочнения отверстия.

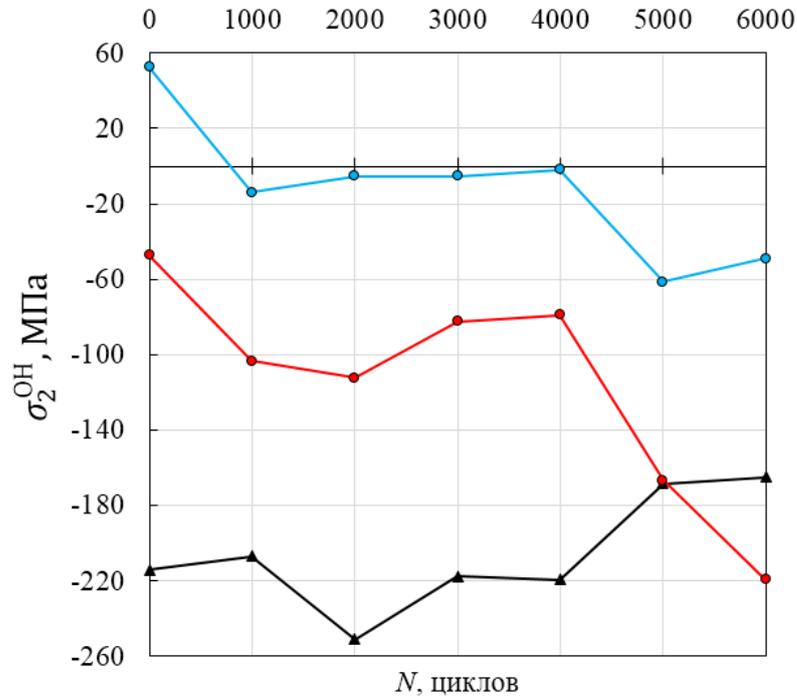


Рисунок 4.19 – Зависимости величин тангенциальной компоненты остаточных напряжений σ_2^{OH} от количества циклов нагружения N для надрезов длиной \tilde{a}_n ($n = 1, 2, 3$)

4.2 Оценка эволюции остаточных деформаций и напряжений на основе метода сверления вторичного отверстия

Представленные в разделе 4.1 результаты исследования эволюции параметров механики разрушения для трещин, которые моделируются последовательностью узких разрезов в окрестности упрочненного отверстия, свидетельствуют о значительном влиянии остаточных напряжений на этот процесс. Полученные данные дают возможность сделать некоторые качественные

оценки степени влияния остаточных напряжений на величины раскрытия трещин различной длины, КИН и Т-напряжений на различных стадиях долговечности образцов. Количественное определение исходных величин остаточных напряжений и их изменения в зависимости от количества циклов нагружения представляет значительный научный и прикладной интерес. Следует отметить, что в имеющихся литературных источниках имеются данные о величинах остаточных напряжений, вызванных процессом холодного упрочнения, которые получены как экспериментальными, так и расчетными методами [126-129, 139-142]. Однако, надежная количественная информация о влиянии циклического нагружения на релаксацию остаточных напряжений в настоящее время находится в дефиците. В данном разделе для количественной оценки изменения уровня остаточных напряжений и накопления повреждений в окрестности упрочненного отверстия при циклическом нагружении используется метод, который основан на увеличении диаметра исходного отверстия и измерения деформационного отклика методом электронной спекл-интерферометрии.

4.2.1 Метод сверления вторичного отверстия

В настоящее время существует ряд эффективных способов определения остаточных напряжений на основе совместного применения метода сверления отверстия и оптических интерференционных измерений деформационного отклика [133-135]. При этом подразумевается упругое напряженно-деформированное состояние в окрестности отверстия, которое соответствует решению задачи Кирша об одноосном растяжении полосы со сквозным отверстием [136]. К сожалению, такой подход имеет мало шансов привести к надежным результатам в случае упрочненного отверстия, окрестности которого подвергаются значительным по величине пластическим деформациям, что приводит к значительным градиентам остаточных напряжений.

С другой стороны, холодное упрочнение отверстия приводит к возникновению полярно-симметричного поля остаточных напряжений. Этот факт и является главной предпосылкой для использования метода сверления вторичного отверстия, который основан на увеличении диаметра упрочненного отверстия и измерения деформационного отклика методом электронной спекл-интерферометрии. В первую очередь, нужно представить экспериментальное подтверждение осевой симметрии поля остаточных напряжений. Для этого необходимо получить картины интерференционных полос, соответствующие сверлению вторичного отверстия.

В разделе 4.1 показано, что остаточные напряжения на противоположных сторонах образца с упрочненным отверстием отличаются по величине. Меньшие значения остаточных напряжений наблюдаются на стороне входа упрочняющего инструмента. Поэтому, при верификации модели перехода, используемой при упругой формулировке метода сверления вторичного отверстия, желательно получать исходную экспериментальную информацию на обеих сторонах образца. Для достижения этой цели используется оптическая схема, подробное описание которой содержится в разделе 2.1.1 и иллюстрируется рисунками 2.9 и 2.11.

Картины интерференционных полос, полученные для образца T5_33HRS с упрочненным отверстием, который не подвергался циклическому нагружению, приведены на рисунке 4.20 и 4.21 для стороны *A* и *B*, соответственно. Сверление вторичного отверстия проводится со стороны *A*, которая является стороной входа упрочняющего инструмента. Чертеж исследуемых образцов приведен на рисунке 4.1. Радиусы упрочненного и вторичного отверстий равны $r_0 = 2,05$ мм и $R_0 = 2,45$ мм, соответственно. Подсчет разностей абсолютных порядков полос ΔN^u и ΔN^v проводится согласно процедуре, схема которой приведена на рисунке 1.3, между точками пересечения координатных осей с контуром вторичного отверстия. Величины приращений диаметров вторичного отверстия $\Delta u(R_0)$ и $\Delta v(R_0)$ в направлении главных тангенциальных деформаций определяются по формулам аналогичным соотношению (1.6).

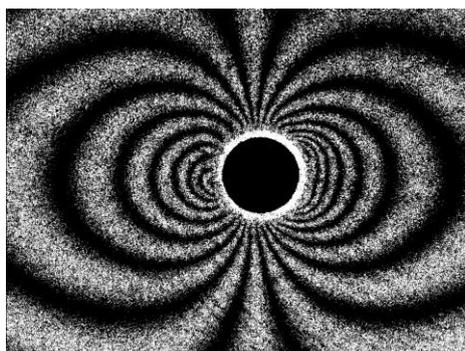
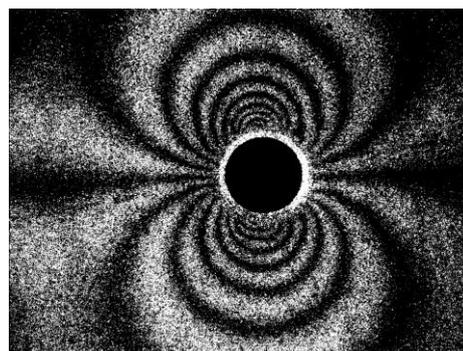
а) ($\Delta N_A^u = -17,5$)б) ($\Delta N_A^v = -17,5$)

Рисунок 4.20 – Картины интерференционных полос в терминах компоненты u (а) и v (б), полученные на стороне А образца T5_33HRS после приложения $N = 0$ циклов

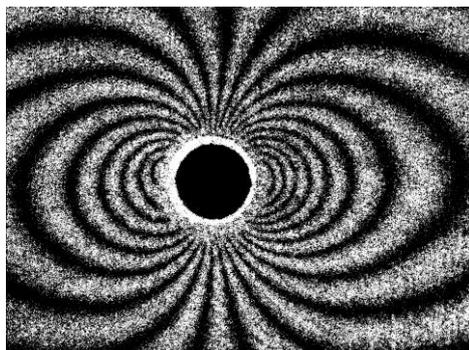
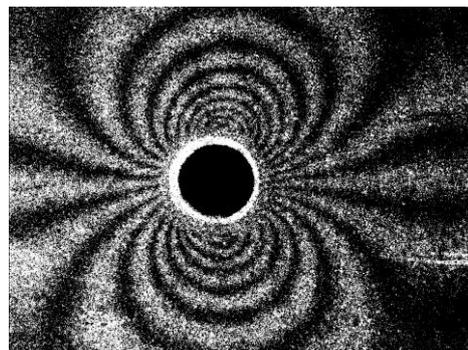
а) ($\Delta N_A^u = -20,0$)б) ($\Delta N_A^v = -19,0$)

Рисунок 4.21 – Картины интерференционных полос в терминах компоненты u (а) и v (б), полученные на стороне В образца T5_33HRS после приложения $N = 0$ циклов

Конфигурация полос, представленных на рисунках 4.20 и 4.21, однозначно свидетельствует, что поле остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия характеризуется полярно-осевой симметрией. Важным аргументом в пользу этого утверждения служит практически полное совпадение величин разностей абсолютных порядков полос ΔN^u и ΔN^v , которые относятся к одной и той поверхности образца. Данный факт свидетельствует о высоком качестве используемой технологии упрочнения отверстия.

Принципиальная схема методологии определения остаточных напряжений на основе сверления вторичного отверстия приведена на рисунке 4.22. На этом рисунке сразу учтено, что вокруг упрочненного отверстия возникают сжимающие тангенциальные и радиальные напряжения.

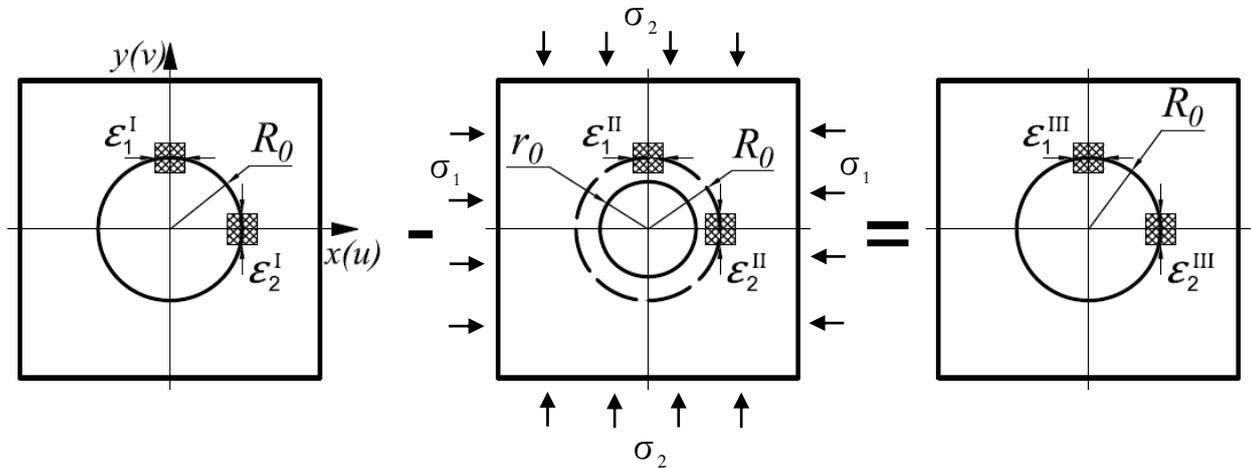


Рисунок 4.22 – Схема метода сверления вторичного отверстия

В рассматриваемом случае необходимые соотношения могут быть получены с помощью подхода, разработанного в статьях [141, 148]. В этих работах получены формулы для определения главных компонент остаточных напряжений σ_1 и σ_2 в случае сверления отверстия диаметром $2r_0$ в первоначально сплошном материале и последующими измерениями приращений диаметров зондирующего отверстия в направлении главных деформаций. Однако, формализм, используемый при выводе упомянутых соотношений, имеет универсальный характер. Это означает, что предложенную модель можно использовать не только для отверстия, выполненного в первоначально однородном материале. Аналогичные соотношения, которые дают приближенную оценку величин остаточных напряжений, могут быть получены, когда радиус исходного отверстия r_0 увеличивается до величины R_0 путем вторичного сверления в той же точке [178].

Основное уравнение метода сверления вторичного отверстия необходимо представить в виде соотношения между главными компонентами тангенциальных остаточных деформаций [141, 148]:

$$\varepsilon_1''(R_0) - \varepsilon_1'(R_0) = \varepsilon_1'''(R_0), \quad \varepsilon_2''(R_0) - \varepsilon_2'(R_0) = \varepsilon_2'''(R_0). \quad (4.3)$$

Главная деформация $\varepsilon_1'(R_0)$ представляет собой величину тангенциальной деформации $\varepsilon_\varphi(R_0)$ в точке пересечения контура вторичного отверстия с осью y .

Главная деформация $\varepsilon_2'(R_0)$ определяется аналогичным образом для оси x .

Состояние I соответствует напряженно-деформированному состоянию элемента объема материала, после сверления вторичного отверстия. Состояние II представляет собой исходное деформированное состояние поверхности, вызванное двухмерным полем остаточных напряжений перед увеличением диаметра упрочненного отверстия. Состояние III соответствует высвобождению энергии остаточных напряжений после сверления вторичного отверстия и может быть представлено как разность между состоянием II и состоянием I. необходимые параметры состояния III нужно получить по картинам интерференционных полос, а для состояний I и II задать аналитически или численно, используя общие положения теории упругости. После этого главные остаточные напряжения σ_1 и σ_2 должны быть определены по экспериментальным данным. Эти данные представляют собой результаты измерений величин главных тангенциальных деформаций ε_1''' и ε_2''' , которые возникают на контуре вторичного отверстия (рисунок 4.22).

Необходимым условием получения конечного результата является количественное описание Состояния I и Состояния II из соотношений (4.3). Зависимости между главными тангенциальными деформациями на контуре вторичного отверстия для Состояния I определяются из решения задачи Кирша об одноосном растяжении (сжатии) полосы со сквозным отверстием [136]. При этом необходимо провести суперпозицию двух решений, которые соответствуют растяжению (или сжатию) вдоль оси x и оси y :

$$\varepsilon_1^I = \alpha_1(R_0) \frac{\sigma_1}{E} - \alpha_2(R_0) \frac{\sigma_2}{E}, \quad \varepsilon_2^I = \alpha_1(R_0) \frac{\sigma_2}{E} - \alpha_2(R_0) \frac{\sigma_1}{E}, \quad (4.4)$$

где E – модуль упругости материала; $\alpha_1(R_0)$, $\alpha_2(R_0)$ – коэффициенты концентрации напряжений, соответствующие одноосному растяжению пластины с круговым отверстием радиусом R_0 . Величины коэффициентов концентрации напряжений из уравнений (4.4) определяются согласно следующему формализму:

$$\alpha_i(R_0) = (-1)^{i-1} \frac{\varepsilon_i^I E}{\sigma_1}, \quad (4.5)$$

где индексы $i = 1, 2$ обозначают направление главных деформаций. Нужно отметить, что величины деформаций и напряжений в соотношении (4.5) соответствуют одноосному напряженному состоянию. При решении задачи по определению остаточных напряжений с помощью увеличения диаметра исходного отверстия $\alpha_1(R_0) = 3$, $\alpha_2(R_0) = 1$ для любого радиуса вторичного отверстия R_0 .

Деформационные параметры для Состояния II представляют собой величины главных деформаций на окружности радиусом R_0 при нагружении элемента объема материала с упрочненным отверстием радиусом r_0 двумерным полем напряжений с главными компонентами σ_1 и σ_2 . В этом случае величины главных деформаций ε_1^{II} и ε_2^{II} (рисунок 4.22) можно также представить с использованием коэффициентов концентрации напряжений:

$$\varepsilon_1^I = \alpha_1(r_0) \frac{\sigma_1}{E} - \alpha_2(R_0) \frac{\sigma_2}{E}, \quad \varepsilon_2^I = \alpha_1(r_0) \frac{\sigma_2}{E} - \alpha_2(R_0) \frac{\sigma_1}{E}. \quad (4.6)$$

Величины коэффициентов концентрации $\alpha_1(r_0)$ и $\alpha_2(r_0)$, соответствующие формализму (4.5) и решению задачи Кирша, имеют следующий вид:

$$\alpha_1(r_0) = \frac{1}{2} \left[2 + \frac{r_0^2}{R_0^2} + \frac{3r_0^4}{R_0^4} - 3\mu \frac{r_0^2}{R_0^2} \left(1 - \frac{r_0^2}{R_0^2} \right) \right],$$

$$\alpha_2(r_0) = -\frac{1}{2} \left[\frac{r_0^2}{R_0^2} - \frac{3r_0^4}{R_0^4} - \mu \left(2 - \frac{5r_0^2}{R_0^2} + \frac{3r_0^4}{R_0^4} \right) \right],$$
(4.7)

где μ – коэффициент Пуассона материала. Соотношения (4.4), (4.6) и (4.7) формируют левую часть основного уравнения метода сверления вторичного отверстия (4.3).

Правая часть уравнения (4.3) должна быть основана на экспериментально измеренных параметрах. Такими параметрами являются величины приращений диаметров вторичного отверстия $\Delta u(R_0)$ и $\Delta v(R_0)$ в направлении главных тангенциальных деформаций ε_1^{III} и ε_2^{III} , соответственно, на контуре вторичного отверстия. Решение задачи Кирша свидетельствует, что в диапазоне упругих деформаций на контуре свободного отверстия справедливы следующие соотношения:

$$\varepsilon_1^{III} = \Delta u(R_0) / 2R_0, \quad \varepsilon_2^{III} = \Delta v(R_0) / 2R_0,$$
(4.8)

где R_0 – радиус вторичного отверстия.

Подстановка соотношений (4.2), (4.4) и (4.6) с учетом формул (4.5) в систему уравнений (4.2) позволяет определить главные компоненты остаточных напряжений:

$$\sigma_1 = \frac{E}{2R_0} \left\{ \frac{A\Delta u(R_0) + B\Delta v(R_0)}{A^2 - B^2} \right\},$$

$$\sigma_2 = \frac{E}{2R_0} \left\{ \frac{A\Delta v(R_0) + B\Delta u(R_0)}{A^2 - B^2} \right\},$$
(4.9)

где $A = \alpha_1(R_0) - \alpha_1(r_0)$, $B = \alpha_2(R_0) - \alpha_2(r_0)$. При анализе результатов, полученных по формулам (4.9), необходимо учитывать, что искомые остаточные напряжения действуют на некотором расстоянии от контура упрочненного отверстия. Это расстояние можно оценить путем анализа зависимости величины коэффициента $\alpha_1(r_0)$ из соотношения (4.7) от расстояния от центра отверстия R . Для значения $R = 2r_0$ величина $\alpha_1(r_0) = 1,13$. Для значения $R = 5r_0/2$ величина $\alpha_1(r_0) = 1,05$. Таким образом, в рамках предложенной модели при $R = 5,125$ мм, то есть на расстоянии $r = 3,075$ мм от контура отверстия влияние концентрации напряжений не превышает 5 %. Данный факт показывает, что соотношения (4.9) можно использовать для нижней оценки величин остаточных напряжений на контуре упрочненного отверстия.

4.2.2 Определение исходного уровня остаточных напряжений и деформаций

В разделе 4.1 отмечается, что, по данным множества исследований, остаточные напряжения на противоположных сторонах образца с упрочненным отверстием отличаются по величине. Меньшие значения остаточных напряжений наблюдаются на стороне входа упрочняющего инструмента. Поэтому, при верификации модели перехода, используемой при упругой формулировке метода сверления вторичного отверстия, желательно получать исходную экспериментальную информацию на обеих сторонах образца. Для достижения этой цели используется оптическая схема, подробное описание которой содержится в разделе 2.1.1 и иллюстрируется рисунками 2.9 и 2.11.

Картины интерференционных полос, полученные для образца T5_33HRS с упрочненным отверстием, который не подвергался циклическому нагружению, приведены на рисунках 4.20 и 4.21 для стороны A и B , соответственно. Результаты обработки картин интерференционных полос, представленных на этих рисунках, приведены в первой строке таблицы 4.9. Сразу же следует отметить высокое качество используемой технологии упрочнения. Данный факт вытекает из

практически идеальной симметрии представленных интерферограмм, что свидетельствует о равномерном распределении тангенциальной компоненты остаточных напряжений по контуру как вторичного, так и упрочненного отверстия. Кроме того, наборы интерферограмм, соответствующие сверлению вторичного отверстия радиусом $R_0 = 4,9$ мм, получены еще для пяти упрочненных отверстий в образцах, которые не подвергались циклическому нагружению. Все картины интерференционных полос имеют практически одинаковую конфигурацию. Величины соответствующих разностей абсолютных порядков полос отличаются не более чем на две полосы.

Таблица 4.9 – Результаты обработки картин интерференционных полос и величины остаточных деформаций на различных этапах циклического нагружения

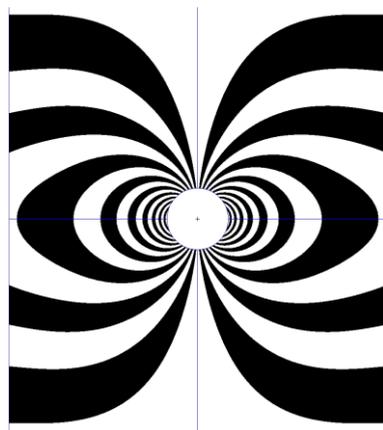
Образец	Сторона А						Сторона В					
	ΔN_A^u	ΔN_A^v	Δu , мкм	Δv , мкм	ε_1^{III}	ε_2^{III}	ΔN_B^u	ΔN_B^v	Δu , мкм	Δv , мкм	ε_1^{III}	ε_2^{III}
					$\times 10^{-3}$						$\times 10^{-3}$	
T5_33HRS, $N = 0$	-17,5	-17,5	-6,65	-6,65	-1,36	-1,36	-20,0	-19,0	-7,6	-7,22	-1,55	-1,47
T5_30HRS, $N = 3000$	-18,0	-13,0	-6,84	-4,94	-1,40	-1,0	-16,5	-14,5	-6,27	-5,51	-1,28	-1,12
T5_31HRS, $N = 4000$	-18,5	-13,5	-7,03	-5,13	-1,43	-1,05	-19,0	-18,0	-7,22	-6,84	-1,47	-1,40
T5_32HRS, $N = 5000$	-18,0	-14,0	-6,84	-5,32	-1,40	-1,09	-19,0	-17,0	-7,22	-6,46	-1,47	-1,32

Результаты обработки картин интерференционных полос, представленных на рисунках 4.21 и 4.22, приведены в первой строке таблицы 4.9. Сразу же следует отметить высокое качество используемой технологии упрочнения. Данный факт вытекает из практически идеальной симметрии представленных интерферограмм, что свидетельствует о равномерном распределении тангенциальной компоненты остаточных напряжений по контуру как вторичного, так и упрочненного отверстия. Кроме того, наборы интерферограмм, соответствующие сверлению вторичного отверстия радиусом $2R_0 = 4,9$ мм, получены еще для пяти

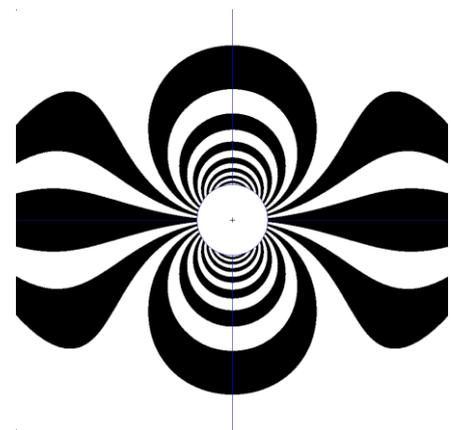
упрочненных отверстий. Все картины интерференционных полос имеют практически одинаковую конфигурацию. Величины соответствующих разностей абсолютных порядков полос отличаются не более чем на две полосы.

Минимальные величины двух главных компонент остаточных напряжений, полученные на стороне A по формулам (4.9) для $E = 74000$ МПа и $\mu = 0,33$, равны $\sigma_1 = -251$ МПа и $\sigma_2 = -251$ МПа. Данные значения хорошо согласуются с многочисленными данными расчетных методов. Чтобы использовать разработанный подход для анализа релаксации остаточных напряжений, необходимо оценить надежность применения соотношений (4.9). Наиболее эффективным способом анализа экспериментальных данных, полученных с помощью оптических интерференционных измерений, является построение образцовых картин интерференционных полос [81, 133]. Подобный подход применяется в данной диссертационной работе при обосновании точности применения метода ПНДТ, как это представлено в разделах 1.2.2 и 3.3. Характер деформирования контура вторичного отверстия в рамках упругой модели перехода можно оценить путем построения образцовых картин интерференционных полос и их сравнения с реальными интерференционными изображениями. Для этой цели служит прямоугольная пластина размерами $60 \times 30 \times 5$ мм с центральным сквозным отверстием диаметром $2r_0 = 4,1$ мм и такая же пластина с центральным сквозным отверстием диаметром $2R_0 = 4,9$ мм. Параметры упругости пластины соответствуют механическим свойствам алюминиевого сплава 2024. По внешним сторонам пластина нагружается равномерно распределенной сжимающей нагрузкой. Для длинной ($x = 15$ мм) и короткой ($y = 30$ мм) стороны пластины величина нагрузки равна экспериментальному значению компоненты остаточных напряжений σ_1 и σ_2 , соответственно. Численное моделирование полей тангенциальных компонент перемещений на поверхности образца проводится на основе программного комплекса Msc/Nastran. Конечно-элементная сеть состоит из 2000 элементов типа QUAD 4.

Для визуализации образцовых картин полос решаются две задачи о концентрации напряжений при двухосном сжатии пластины с отверстиями радиусом $r_0 = 2.05$ мм и $R_0 = 2.45$ мм. Вычитание соответствующих полей тангенциальных компонент перемещений обеспечивает построение образцовых картин интерференционных полос, которые используются для верификации разработанного метода оценки величин остаточных напряжений. Образцовые картины интерференционных полос, построенные для тангенциальных компонент перемещений на стороне A и стороне B , показаны на рисунке 4.23 и 4.24. Эти искусственные изображения моделируют реальные интерферограммы, приведенные на рисунке 4.20 и 4.21, соответственно. Сразу необходимо отметить очень хорошее совпадение конфигурации интерференционных полос обоих типов.



а) ($\Delta N_A^u = -18.0$)



б) ($\Delta N_A^v = -17.0$)

Рисунок 4.23 – Образцовые картины интерференционных полос в терминах компоненты u (а) и v (б), построенные для стороны A образца $T5_33HRS$ после приложения $N = 0$ циклов

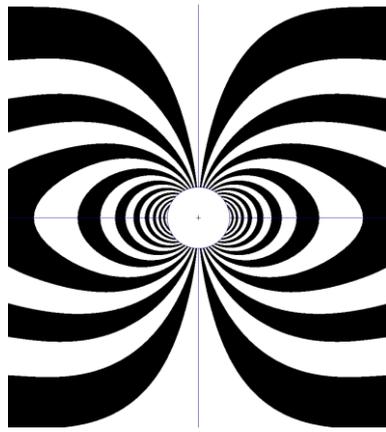
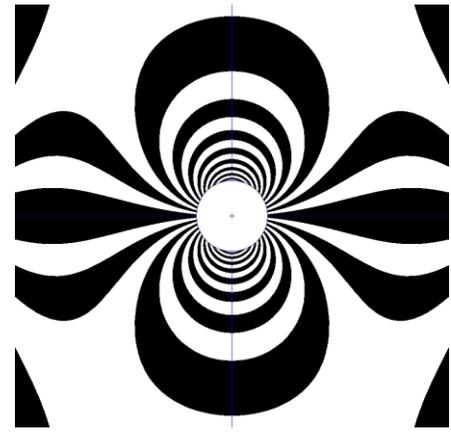
а) ($\Delta N_A^u = -20.0$)б) ($\Delta N_A^u = -18.5$)

Рисунок 4.24 – Образцовые картины интерференционных полос в терминах компоненты u (а) и v (б), построенные для стороны В образца $T5_33HRS$ после приложения $N = 0$ циклов

Таблица 4.10 – Экспериментальные и численные результаты обработки реальных интерферограмм и образцовых картин интерференционных полос

Сторона	Эксперимент						Численное моделирование					
	ΔN_E^u	ΔN_E^v	Δu_E , ,мкм	Δv_E , ,мкм	ε_1^{III}	ε_2^{III}	ΔN_N^u	ΔN_N^v	Δu_N , ,мкм	Δv_N , ,мкм	ε_1^{III}	ε_2^{III}
					$\times 10^{-3}$						$\times 10^{-3}$	
А	-17,5	-17,5	-6,65	-6,65	-1,36	-1,36	-18,0	-17,0	-6,84	-6,46	-1,40	-1,32
В	-20,0	-19,0	-7,6	-7,22	-1,55	-1,47	-20,0	-18,5	-7,6	-7,03	-1,55	-1,43

Оценка соответствия между реальными интерферограммами и образцовыми картинками интерференционных полос проводится путем сравнения экспериментально полученных разностей порядков полос в направлении главных остаточных напряжений (ΔN_E^u , ΔN_E^v) и аналогичных данных (ΔN_N^u , ΔN_N^v), относящихся к искусственным интерференционным изображениям. Эти параметры, приведенные в таблице 4.10, свидетельствуют, что величины разностей абсолютных порядков полос для обеих тангенциальных компонент

перемещений, полученные двумя способами, отличаются не более чем на половину полосы. Данный факт, согласно формуле (1.6), показывает, что экспериментальные и расчетные величины приращений диаметров вторичного отверстия в направлении главной деформации ε_1^{III} ($\Delta u_E, \Delta u_N$) и главной деформации ε_2^{III} ($\Delta v_E, \Delta v_N$) отличаются не более, чем на 0,19 мкм.

Анализ конфигурации образцовых картин интерференционных полос, приведенных на рисунках 4.23 и 4.24, свидетельствует, что распределения компонент перемещений u и v по контуру вторичного отверстия имеют следующий вид:

$$u_N = \frac{\Delta u_N}{2} \cos \varphi, \quad v_N = \frac{\Delta v_N}{2} \sin \varphi, \quad (4.10)$$

где полярный угол φ отсчитывается от оси x против часовой стрелки. Сравнение конфигурации соответствующих реальных интерферограмм и образцовых картин полос показывает, что они практически совпадают. Данный факт, с учетом соотношений (4.10), показывает, что соотношения (4.9) можно использовать для надежной оценки минимально возможных величин остаточных напряжений на контуре упрочненного отверстия. Экспериментальные величины главных деформаций ε_1^{III} и ε_2^{III} на контуре вторичного отверстия, определенные согласно формулам (4.9), представлены в таблице 4.10.

Наличие этих данных дает возможность определить тангенциальную компоненту остаточных деформаций $\varepsilon_\varphi^{III}$ на контуре вторичного отверстия по формуле:

$$\varepsilon_\varphi^{III} = \varepsilon_1^{III} \cos^2 \varphi + \varepsilon_2^{III} \sin^2 \varphi. \quad (4.11)$$

Полярный угол φ отсчитывается от положительного направления оси x против часовой стрелки. Распределение значений деформации $\varepsilon_\varphi^{III}$ по окружности диаметром $2R_0 = 4,9$ мм в окрестности упрочненного отверстия для образца, который не подвергался циклическому нагружению, приведено на рисунке 4.25.

Эта равномерная зависимость количественно демонстрирует высокое качество используемой технологии упрочнения.

Данные таблицы 4.9 и их графическое представление на рисунке 4.25 свидетельствуют, что величины деформаций $\varepsilon_{\varphi}^{III}$ на стороне *B* больше аналогичных значений на стороне *A*. Превышение составляет 8,8 и 9,2 % для компоненты ε_1^{III} и ε_2^{III} , соответственно. Полученные данные подтверждают тот факт, что величины остаточных напряжений на стороне выхода (*B*) упрочняющего инструмента превышают аналогичные значения на противоположной стороне образца (*A*).

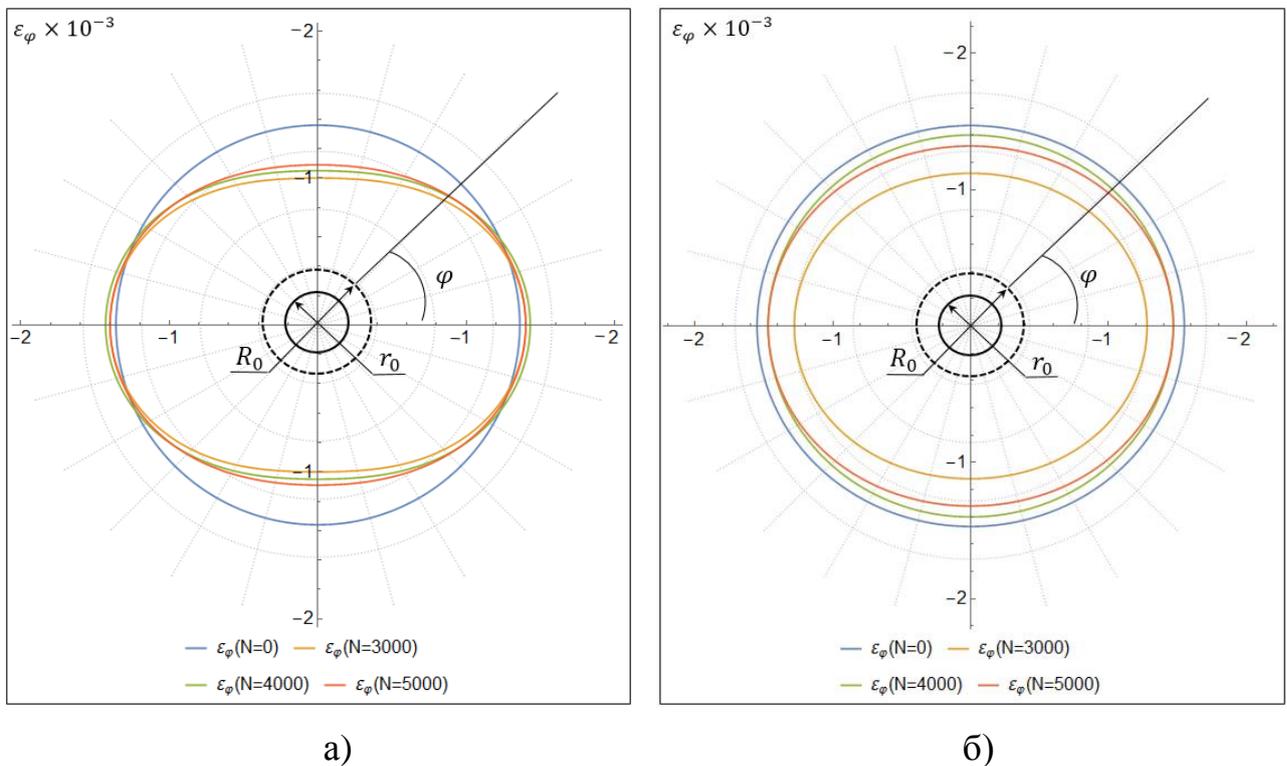


Рисунок 4.25 – Распределения тангенциальных компонент остаточных деформаций $\varepsilon_{\varphi}^{III}$ по окружности диаметром $2R_0 = 4,9$ мм в окрестности упрочненного отверстия на стороне *A* (а) и стороне *B* (б) исследуемого образца

4.2.3 Эволюция остаточных деформаций и напряжений

Разработанный подход дает возможность количественной оценки изменения величин остаточных деформаций и напряжений в окрестности упрочненного отверстия на различных стадиях циклического нагружения. С этой целью используются три образца, которые подвергаются малоциклового нагружению с параметрами $\Delta\sigma = 350$ МПа и $R = -0,4$. Данная программа совпадает с условиями нагружения образцов типа Т5Н с упрочненными отверстиями при исследовании эволюции параметров механики разрушения, результаты которых представлены в разделе 3.4.2. Номенклатура и количества циклов нагружения образцов, используемых для исследования эволюции остаточных напряжений, приведены в таблице 4.11. Все образцы имеют одинаковую геометрию. Технология упрочнения отверстия полностью соответствует технологии, используемой для образцов типа Т5Н.

Таблица 4.11 – Номенклатура и параметры нагружения образцов

Номер образца	T5_33HRS	T5_30HRS	T5_31HRS	T5_32HRS
Номер образца типа Т5Н	T5_9Н	T5_12Н	T5_18Н	T5_19Н
Количество циклов нагружения, N	0	3000	4000	5000
Долговечность, %	0	48	63	79

Программа испытаний включает нагружение образцов с количеством циклов из таблицы 4.11 и последующее определение главных компонент остаточных деформаций на контуре вторичного отверстия диаметром $2R_0 = 4,9$ мм. Картины интерференционных полос, полученные на стороне А и стороне В образца Т5_32HRS, показаны на рисунке 4.26 и 4.27, соответственно.

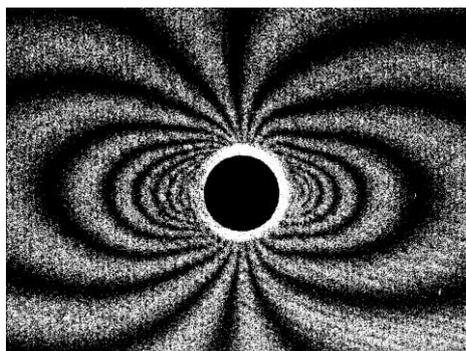
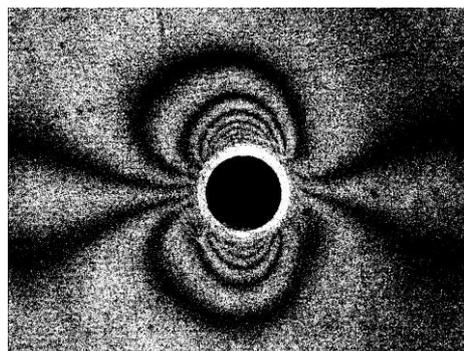
а) ($\Delta N_A^u = -17,5$)б) ($\Delta N_A^v = -17,5$)

Рисунок 4.26 – Картины интерференционных полос в терминах компоненты u (а) и v (б), полученные на стороне А образца T5_32HRS после приложения $N = 5000$ циклов

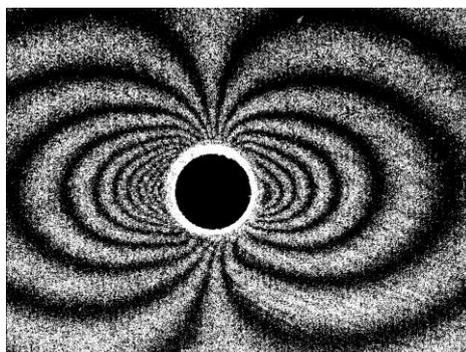
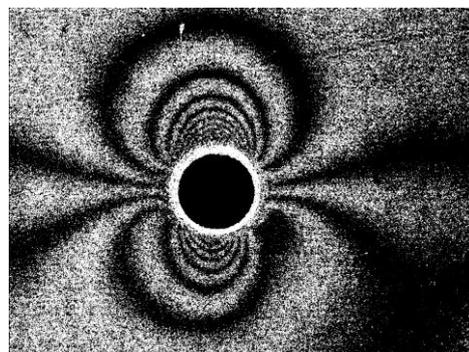
а) ($\Delta N_A^u = -19,0$)б) ($\Delta N_A^v = -17,0$)

Рисунок 4.27 – Картины интерференционных полос в терминах компоненты u (а) и v (б), полученные на стороне В образца T5_32HRS после приложения $N = 5000$ циклов

Вновь необходимо отметить высокое качество картин интерференционных полос, которые получены после приложения $N = 5000$ циклов, и их симметрию по отношению к диаметрам отверстия. Результаты интерпретации картин интерференционных полос, которые получены для образцов T5_30HRS, T5_31HRS и T5_32HRS, приведены в таблице 4.9. Распределения тангенциальных остаточных деформаций ε_φ по окружности диаметром $2R_0 = 4,9$ мм в окрестности упрочненного отверстия, полученные на различных этапах циклического нагружения, приведены на рисунке 4.25.

Нормированные зависимости величин главных компонент остаточных деформаций на контуре вторичного отверстия от количества циклов нагружения, которые построены по данным таблицы 4.9, показаны на рисунке 4.28. Аналогичные распределения нормированных величин главных компонент остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия приведены на рисунке 4.29.

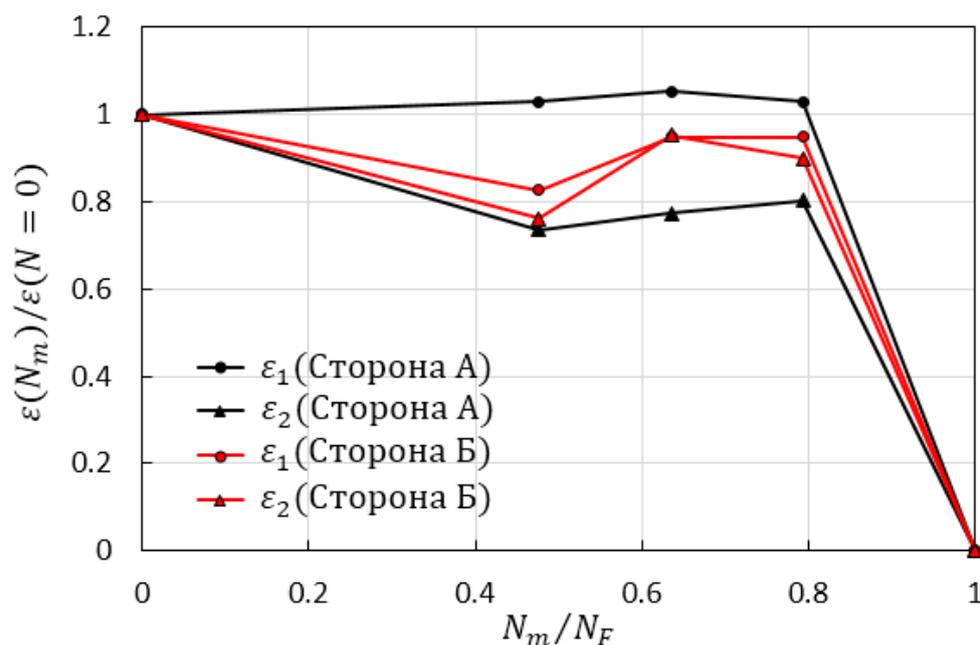


Рисунок 4.28 – Нормированные зависимости величин главных остаточных деформаций на контуре вторичного отверстия от количества циклов нагружения

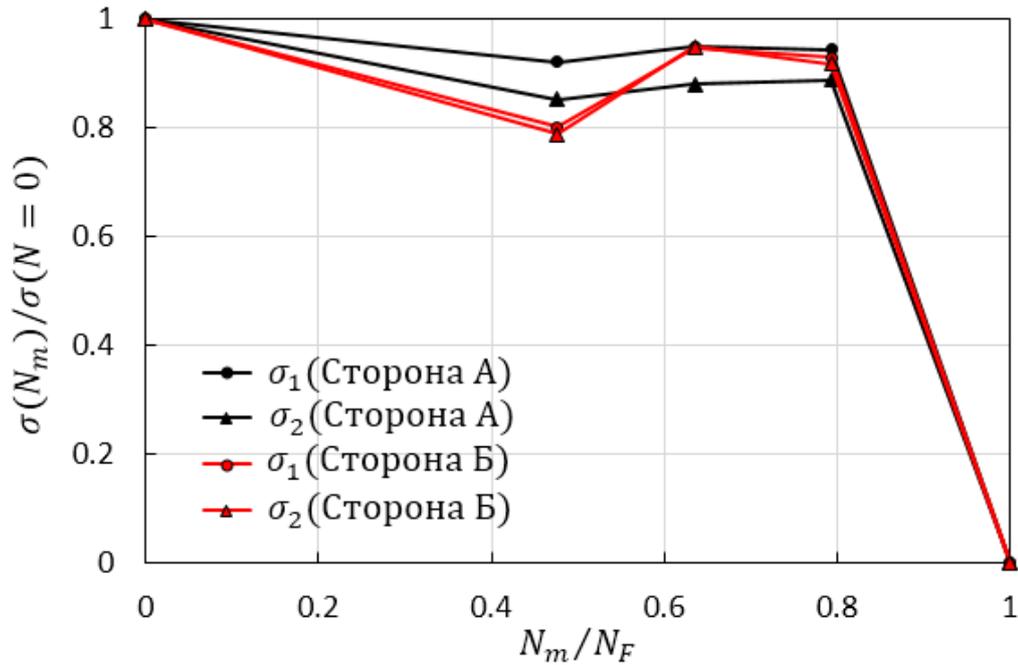


Рисунок 4.29 – Нормированные зависимости величин главных остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия от количества циклов нагружения

Нормированные зависимости на рисунках 4.28 и 4.29 дают возможность количественного описания процесса накопления повреждений в окрестности упрочненного отверстия с помощью подхода, разработанного в разделе 3.4. Для этого в формуле (3.5) в качестве параметра повреждаемости вместо значений КИН нужно использовать нормированные величины остаточных деформаций и напряжений. Соответствующие зависимости для стороны *A* показаны на рисунке 4.30. На этом же рисунке приведена функция накопления повреждений, которая получена на основе зависимостей величин КИН \tilde{K}_I^{OH} , связанных с воздействием только остаточных напряжений, от количества циклов нагружения N . Все представленные графики, полученные на основе исходных данных трех различных видов, демонстрируют очень хорошее совпадение. Значимость этого факта заключается в том, что функции накопления повреждений получены двумя разными способами, а именно, методом ПНДТ и методом сверления вторичного отверстия. Необходимо отметить, что с измерительной точки зрения реализация метода сверления вторичного отверстия значительно проще подхода, основанного

на выполнении надреза. Дело в том, что метод сверления вторичного отверстия не требует нагружения образца перед проведением измерений. Кроме того, данный способ обеспечивает получение исходной экспериментальной информации на противоположных сторонах образца.

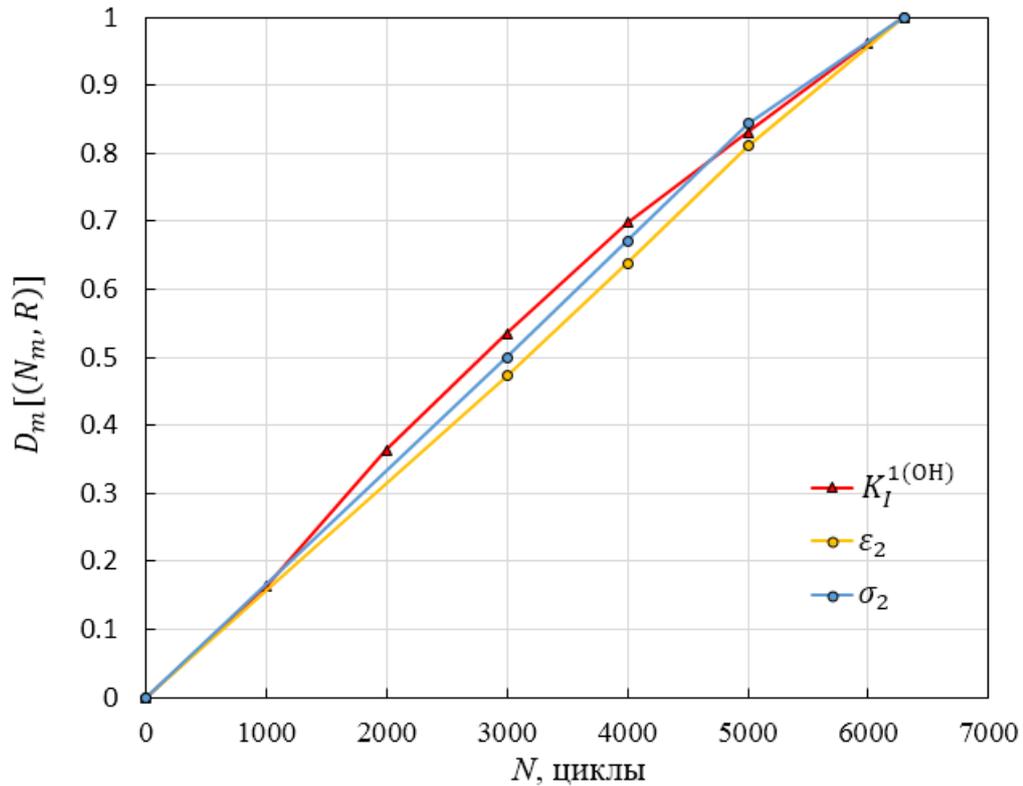


Рисунок 4.30 – Функция накопления повреждений в окрестности упрочненного отверстия, построенная с использованием различных параметров повреждаемости полученных на стороне входа упрочняющего инструмента (A)

4.3 Заключение по Главе 4

Предложены и реализованы два метода оценки эволюции остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия при малоцикловом нагружении. Первый из них основан на применении модифицированной версии метода ПНДТ, представленной в Главе 2. Корректность применения формул линейной механики разрушения к определению значений КИН и Т-напряжений для надрезов, моделирующих трещину в окрестности упрочненного отверстия,

обоснована путем сравнения данных, которые получены для различных значений внешней нагрузки. Показано, что зависимости величин раскрытия в начальной точке первого надреза и КИН от уровня номинальных напряжений имеют линейный характер. Данный факт дает возможность определения величин КИН \tilde{K}_I^{OH} , которые относятся только к воздействию остаточных напряжений, на основе принципа суперпозиции. Установлено, что значения \tilde{K}_I^{OH} , которые соответствуют различным уровням номинальных напряжений для образца, который не подвергался циклическому нагружению, отличаются не более, чем на 2,4 %. На этой основе построены зависимости, которые отражают исходный уровень значений КИН \tilde{K}_I^{OH} на различных расстояниях от контура упрочненного отверстия и их эволюцию в результате малоциклового нагружения. Изменения величин КИН \tilde{K}_I^{OH} с ростом количества циклов нагружения преобразованы в распределение главной компоненты остаточных напряжений σ_2^{OH} с использованием разложения Вестергаарда. Полученные зависимости свидетельствуют, что эволюция остаточных напряжений на расстоянии $\tilde{a}_1 = 2$ мм от контура упрочненного отверстия имеет сложную структуру, которая характеризуется наличием точки реверса при $N = 2000$ циклов (32% долговечности). Величина остаточных напряжений для $N = 6000$ циклов (95%) по сравнению с исходным значением снижается всего на 27 %. Эти данные количественным образом описывают механизм увеличения долговечности за счет упрочнения отверстия.

Второй подход основан на новом методе определения главных компонент остаточных деформаций в окрестности упрочненного отверстия с помощью сверления вторичного отверстия. Исходные экспериментальные данные представляют собой приращения диаметров вторичного отверстия в направлении главных остаточных напряжений, которые измеряются методом ЭСИ. Получены соотношения, необходимые для преобразования измеренных компонент перемещений в величины остаточных деформаций на контуре вторичного отверстия. Показано, что оценка нижней границы величин главных остаточных

напряжений может быть получена с помощью модели перехода, основанной на соотношениях теории упругости. Разработанный формализм используется для количественного описания эволюции окружных остаточных деформаций, которые относятся к диаметру вторичного отверстия, и остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия при малоцикловом нагружении. Исходная экспериментальная информация представлена в виде набора картин интерференционных полос высокого качества. По результатам обработки интерферограмм, относящихся к различному количеству циклов нагружения установлено, что эволюция остаточных деформаций и напряжений характеризуется точкой реверса релаксации. Полученные данные хорошо согласуются с результатами применения модифицированной версии метода ПНДТ.

Получен явный вид функции накопления повреждений в окрестности упрочненного отверстия на основе использования в качестве параметра повреждаемости нормированных зависимостей величин остаточных деформаций на контуре вторичного отверстия, остаточных напряжений в окрестности упрочненного отверстия и КИН, связанных с воздействием только остаточных напряжений. Установлено, что все три подхода дают близкие результаты.

ГЛАВА 5. ЭВОЛЮЦИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ОКРЕСТНОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ АЛЮМИНИЕВЫХ ПЛАСТИН

5.1 Метод сверления отверстия

Для оценки остаточных напряжений в окрестности сварных соединений тонких алюминиевых пластин используется совместное применение методов сверления отверстий и электронной спекл-интерферометрии. Поле остаточных напряжений состоит из мембранных и изгибных компонент. Это означает, что для полного описания полей остаточных напряжений необходимы четыре главные компоненты напряжений [148]. Для достижения этой цели необходимо измерять тангенциальные компоненты перемещений вдоль направления главных компонент остаточных напряжений на обеих сторонах A и B пластины. В этом случае компоненты остаточных напряжений могут быть вычислены следующим образом:

$$\begin{aligned}
 \sigma_1^m &= \frac{E}{4r_0} \left\{ \frac{a(\Delta u^A + \Delta u^B) + b(\Delta v^A + \Delta v^B)}{a^2 - b^2} \right\} \\
 \sigma_2^m &= \frac{E}{4r_0} \left\{ \frac{a(\Delta v^A + \Delta v^B) + b(\Delta u^A + \Delta u^B)}{a^2 - b^2} \right\} \\
 \sigma_1^b &= \frac{E}{4r_0} \left\{ \frac{c(\Delta u^A - \Delta u^B) + d(\Delta v^A - \Delta v^B)}{c^2 - d^2} \right\} \\
 \sigma_2^b &= \frac{E}{4r_0} \left\{ \frac{c(\Delta v^A - \Delta v^B) + d(\Delta u^A - \Delta u^B)}{c^2 - d^2} \right\},
 \end{aligned} \tag{5.1}$$

где Δu^A , Δv^A и Δu^B , Δv^B тангенциальные компоненты приращения контура отверстия на сторонах A и B , соответственно; A и B стороны входа и выхода сверла; r_0 радиус отверстия; $a = (\alpha_1^m - 1)$, $b = (\alpha_2^m - \mu)$, $c = (\alpha_1^b - 1)$ и $d = (\alpha_2^b - \mu)$; α_1^m , α_2^m и α_1^b , α_2^b коэффициенты концентраций напряжений; E – модуль Юнга; и μ коэффициент Пуассона.

Соотношения (5.1) представляют модель, необходимую для перехода от измеряемых компонент тангенциальных перемещений к величинам остаточных напряжений. Модель перехода (5.1) основана на решении упругой задачи Кирша, связанной с одноосным растяжением прямоугольной пластины с центрально расположенным сквозным отверстием, решением упругой задачи Рейснера связанной с чистым изгибом прямоугольной пластины с центральным сквозным отверстием вместе с гипотезой Кирхгофа и принципом суперпозиций [113, 187]. Суммарные остаточные напряжения, относящиеся к противоположным сторонам, а именно к стороне A (σ_i^A) и стороне B (σ_i^B), определяются согласно гипотезе Кирхгофа:

$$\sigma_i^A = \sigma_i^m + \sigma_i^b, \quad \sigma_i^B = \sigma_i^m - \sigma_i^b, \quad (5.2)$$

где $i=1, 2$ указывает направление главного напряжения; σ_i^m и σ_i^b – мембранные и изгибные компоненты остаточных напряжений, соответствующие соотношению (5.2).

Для получения исходных экспериментальных данных в виде тангенциальных компонент перемещений используется оптическая схема, соответствующая принципиальной схеме, указанной на рисунке 1.1 и с применением соотношений (2.1) для вычисления компонент v и u , соответственно.

5.2 Объекты исследования и исходный уровень остаточных напряжений

Объектом исследования служил сварной образец, изготовленный из алюминиевого сплава 1201 ($E=72000$, $\mu=0,33$, $\sigma_{0.2}=320$ МПа) с размерами $800 \times 120 \times 5$ мм. Направление сварного шва совпадает с длинной осью симметрии образца, как это показано на рисунке 5.1. Одиночное отверстие диаметром $2r_0=2,4$ мм было просверлено на расстоянии 1,5 мм от края сварного шва для анализа вида поля остаточных напряжений.

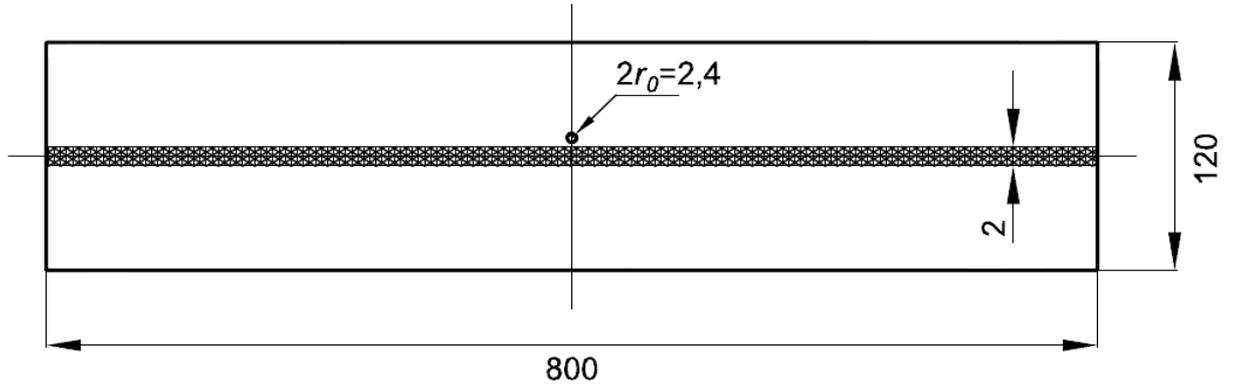


Рисунок 5.1 – Схема исходного образца с просверленным отверстием для определения исходного уровня остаточных напряжений

Измерение тангенциальных компонент перемещений проводится на обеих поверхностях образца, *A* и *B*, как это показано на рисунке 5.2. Здесь и при дальнейших исследованиях тангенциальная компонента перемещений v направлена вдоль сварного шва, а компонента u перпендикулярна ему.

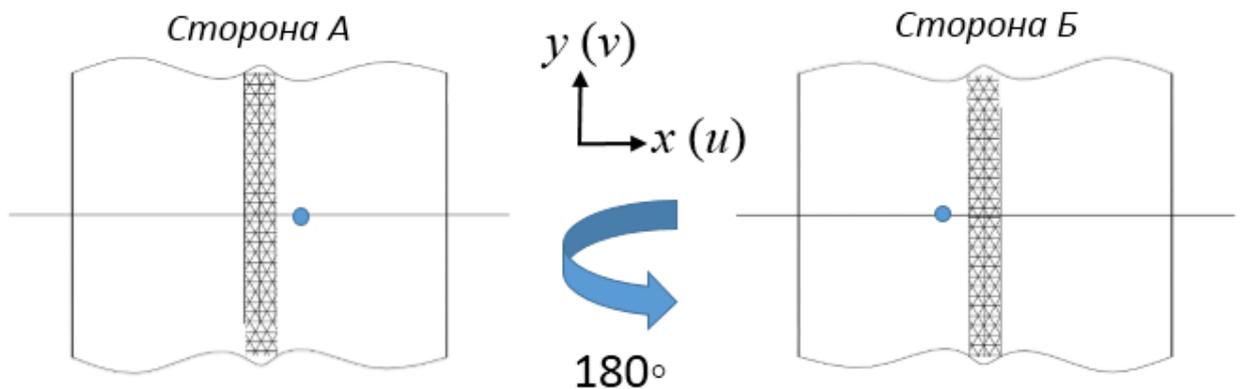
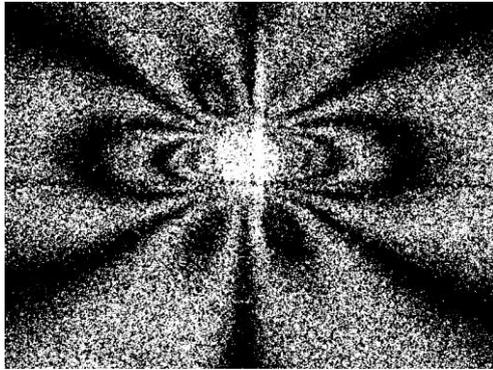
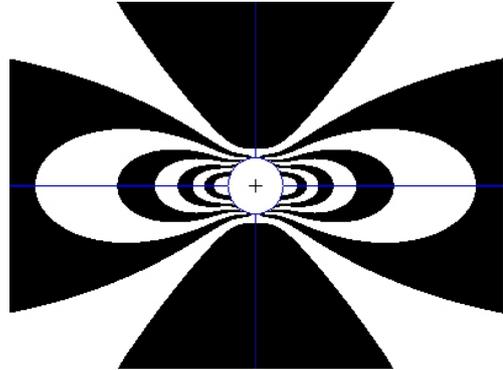


Рисунок 5.2 – Схема проведения эксперимента и направление измеряемых компонент перемещений относительно линии сварного шва

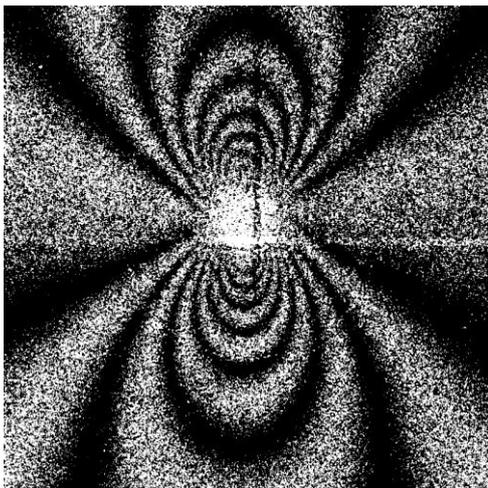
Интерференционные полосы, полученные в результате сверления зондирующего отверстия на стороне A и B показаны на рисунках 5.3, 5.4, соответственно.



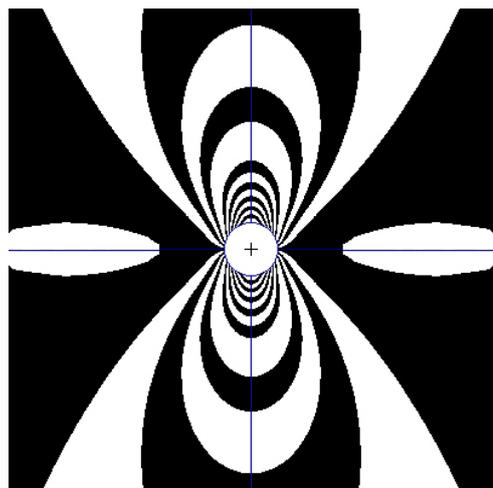
а) $(\Delta N_A^u = -8,5)$



б) $(\Delta N_A^u = -8,0)$



в) $(\Delta N_A^v = 16,0)$



г) $(\Delta N_A^v = 15,0)$

Рисунок 5.3– Реальные интерферограммы (а), (в) и соответствующие образцовые картины полос (б), (г), которые относятся к компонентам перемещений u (а), (б) и v (в), (г) на стороне A большого исходного образца

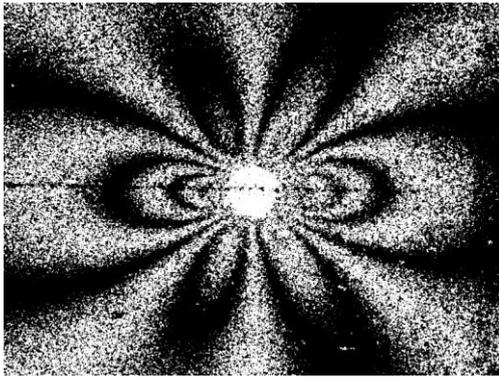
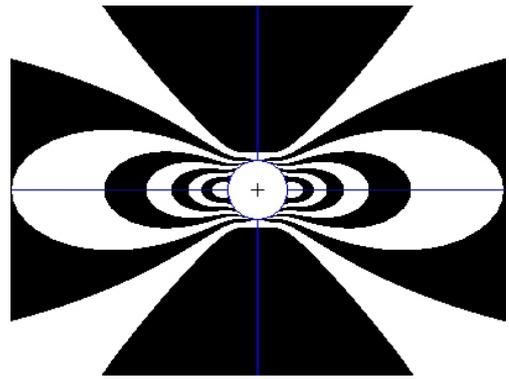
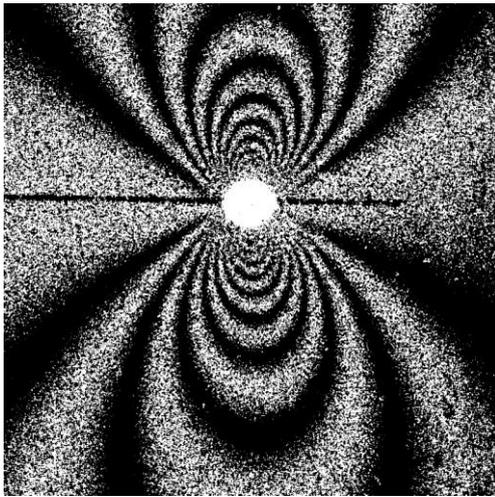
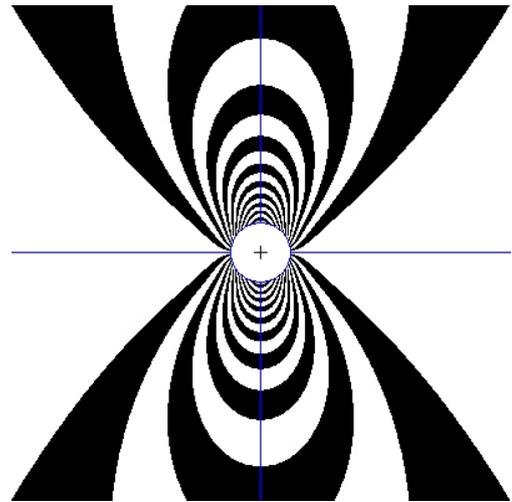
а) ($\Delta N_A^u = -8,0$)б) ($\Delta N_A^u = -8,0$)в) ($\Delta N_A^v = 20,0$)г) ($\Delta N_A^v = 20,0$)

Рисунок 5.4– Реальные интерферограммы (а), (в) и соответствующие образцовые картины полос (б), (г), которые относятся к компонентам перемещений u (а), (б) и v (в), (г) на стороне Б большого исходного образца

Результаты обработки картин интерференционных полос, показанных на рисунках 5.3 и 5.4, согласно соотношениям (5.1) и (5.2), приведены далее в таблице 5.1 (раздел 5.3). В данном случае коэффициенты концентрации напряжений равны: $\alpha_1^m = 3,0$, $\alpha_2^m = 1,0$ и $\alpha_1^b = 2,39$, $\alpha_2^b = 0,39$ [187]. Полученные данные показывают, что максимальные компоненты остаточных напряжений, соответствующие направлению сварного шва, равные $\sigma_2^A = 84$ МПа и $\sigma_2^B = 118$ МПа на стороне A и B , соответственно, различаются по величине на 29%. Данный факт свидетельствует о наличии, как мембранных, так и изгибных компонент остаточных напряжений в окрестности сварного соединения. Можно с

уверенностью сказать, что при разрезании большого исходного образца на малые купоны уровень изгибных напряжений будет еще выше. Таким образом, для надежного количественного описания эволюции остаточных напряжений вследствие малоциклового усталости необходимо проводить двухсторонние измерения тангенциальных компонент перемещений.

Для корректного выполнения этой процедуры проводится оценка погрешностей вычисления компонент остаточных напряжений согласно соотношению (5.1). Данная оценка проводится на основе построения образцовых картин интерференционных полос, которые показаны на рисунках 5.3 (б, г) и 5.4 (б, г). С этой целью используется численное решение двух задач теории упругости об одноосном растяжении сплошной тонкой пластины и аналогичной пластины со сквозным отверстием. Для задания граничных условий главные компоненты остаточных напряжений должны быть определены с использованием экспериментальных распределений компонент тангенциальных перемещений вдоль контура отверстия на каждой стороне образца. Численное определение коэффициентов концентрации деформаций, а также полей компонент перемещений на контуре отверстия основано на решении методом конечных элементов соответствующей задачи о концентрации упругих напряжений. Модель представляет собой квадратную пластину $80 \times 80 \times 5$ мм с центральным сквозным отверстием диаметром $2r_0 = 2,4$ мм. Необходимые расчеты проведены с использованием соответствующих сегментов программного обеспечения Msc.Nastran. Конечно-элементная сеть сформирована набором трехмерных элементов HEX8, так что сетка в ближайшей окрестности отверстия содержит такое количество элементов, которое необходимо для высокоточного определения коэффициентов концентрации напряжений. Чисто мембранный случай представляет собой одноосное растяжение вышеупомянутой квадратной пластины. Для получения решения в случае чистого изгиба, к двум противоположным торцевым поверхностям пластины прикладывается линейное по толщине распределение напряжений, причём эти напряжения равны нулю на срединной поверхности.

Численные значения коэффициентов концентрации напряжений составляют $\alpha_1^m = 3,0$, $\alpha_2^m = 1,0$ и $\alpha_1^b = 2,39$, $\alpha_2^b = 0,39$. Эти данные практически совпадают с теоретическими данными справочника [187]. Данный факт свидетельствует о высоком качестве используемой численной модели. Теперь, если величины остаточных напряжений σ_1 и σ_2 заданы на соответствующих сторонах образца, то поля компонент перемещений, которые относятся к разнице между сплошной пластиной и пластиной с отверстием, могут быть получены численно. Таким образом, имеется вся информация, необходимая для построения образцовых картин полос на обеих внешних поверхностях большого исходного образца, которые представлены на рисунках 5.3 (б, г) и 5.4 (б, г) для стороны *A* и стороны *B*, соответственно. Сравнение реальных и искусственных изображений показывает, что реальные разности абсолютных порядков полос хорошо согласуются с аналогичными параметрами, которые соответствуют образцовым картинкам интерференционных полос. Величины компонент остаточных напряжений, которые получены с использованием реальных и искусственных порядков полос, как источников исходной информации для формул (5.1) и (5.2), совпадают в пределах 5%, давая, таким образом, оценку погрешности используемого подхода. Эта оценка полностью соответствует детальному анализу погрешностей вычисления компонент остаточных перемещений на основе обобщенного подхода [188]. Данная методология, которая и используется в диссертационной работе, основана на одновременном измерении компонент остаточных напряжений на противоположных сторонах тонкой пластины при сверлении одного зондирующего отверстия.

5.3 Эволюция остаточных напряжений в окрестности сварных швов

Для исследования эволюции остаточных напряжений при малоцикловом нагружении исходный образец был разрезан на 4 фрагмента перпендикулярно сварному шву. Из этих фрагментов было получено 4 образца размерами $180 \times 100 \times 4$ мм, как это показано на рисунке 5.5.

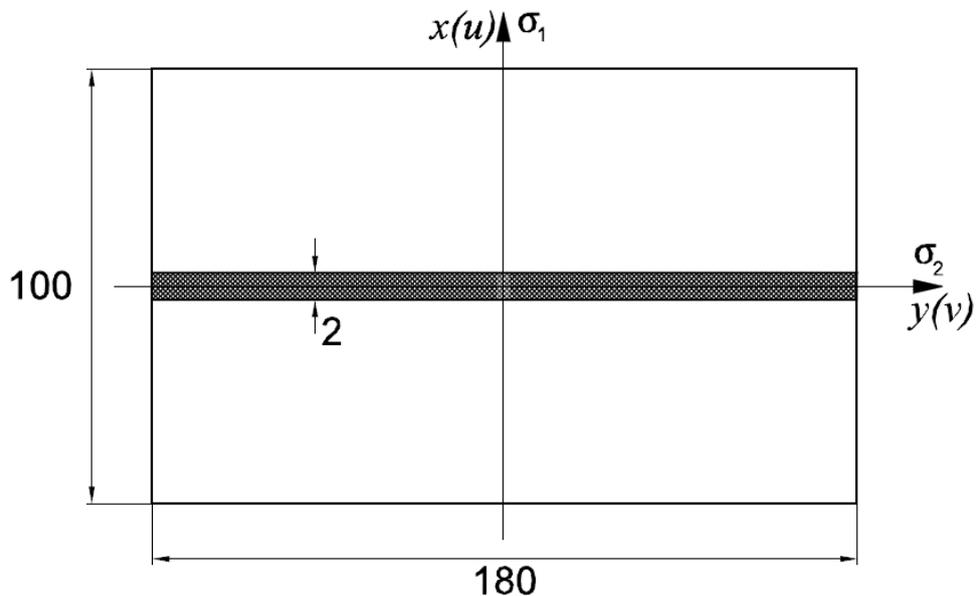


Рисунок 5.5 – Схема образцов для исследования эволюции остаточных напряжений

Первый образец (W3_01) не подвергался циклическому нагружению. Остальные образцы (W3_02, W3_03, W3_04) перед определением остаточных напряжений подвергались одноосному растяжению-сжатию с параметрами цикла $\Delta\sigma = 300$ МПа и $R = -1,0$. Для предварительного нагружения использовалась многоцелевая серво-гидравлическая универсальная испытательная машина walter + bai ag типа LFV 500-кН с диапазоном нагружения 0-500 кН. Одноосная периодическая нагрузка действует вдоль направления сварного шва. После приложения циклической нагрузки, в образцах выполняется зондирующее отверстие диаметром $2r_0 = 1,9$ мм, как это было сделано для исходного образца

(рисунки 5.1, 5.2). Необходимые интерферограммы регистрировались с каждой стороны исследуемых образцов. Результаты определения компонент остаточных напряжений на различных этапах малоциклового нагружения приведены в таблице 5.1. Картины интерференционных полос, полученные при регистрации деформационного отклика на сверление малого отверстия в образцах W3_01 и W3_04, показаны на рисунках 5.6 и 5.7. Необходимо отметить, что диаметр зондирующего отверстия $2r_0 = 1,9$ мм при исследовании малых образцов специально выбран так, чтобы получить коэффициенты концентрации напряжений при изгибе $\alpha_1^b = 2,39$, $\alpha_2^b = 0,39$, как это имело место при исследовании большого исходного образца. Имеющийся опыт показывает, что центр зондирующего отверстия расположен очень близко к точке максимального значения растягивающей компоненты остаточных напряжений, направленной вдоль шва. Результаты определения компонент остаточных напряжений во всех малых образцах на различных этапах малоциклового нагружения приведены в таблице 5.1. Рисунок 5.8 дает графическое отображение зависимостей максимальных компонент остаточных напряжений на противоположных поверхностях малых образцов от количества циклов нагружения.

Таблица 5.1 – Номенклатура малых образцов и результаты определения компонент остаточных напряжений

Компоненты остаточных напряжений	Номенклатура образцов				
	Исходный образец	W3_01, N=0	W3_02, N=2500	W3_03, N=5000	W3_04, N=7500
σ_1^m , МПа	-13,0	-34,4	-26,2	-37,4	-23,4
σ_2^m , МПа	101,0	107,0	75,4	31,8	79,0
σ_1^b , МПа	-5,0	-1,7	0	2,5	2,2
σ_2^b , МПа	-17,1	-40,0	5,4	57,0	-14,3
σ_1^A , МПа	-18,0	-36,1	-26,2	-34,9	-21,2
σ_1^B , МПа	-5,0	-33,7	-26,2	-40,0	-25,6
σ_2^A , МПа	84,0	79,0	80,8	88,8	64,7
σ_2^B , МПа	118,0	136,4	72,2	-25,2	83,3

Анализ, представленный в работе [148], доказывает, что для надёжного определения компонент остаточных напряжений на основе упругой модели перехода (5.1), их величины должны соответствовать условию $\sigma_i \leq 0.5\sigma_{0,2}$ ($i = 1, 2$). Экспериментальные результаты, представленные в таблице 5.1, показывают, что полученные величины надёжно попадают в этот интервал. Действительно максимальная величина ОН для образца W3_01 равна 136,4 МПа. Оба выше упомянутых обстоятельства составляют необходимую основу для дальнейших исследований влияния малоциклового усталости на эволюцию мембранных и изгибных компонент остаточных напряжений в окрестности сварных швов.

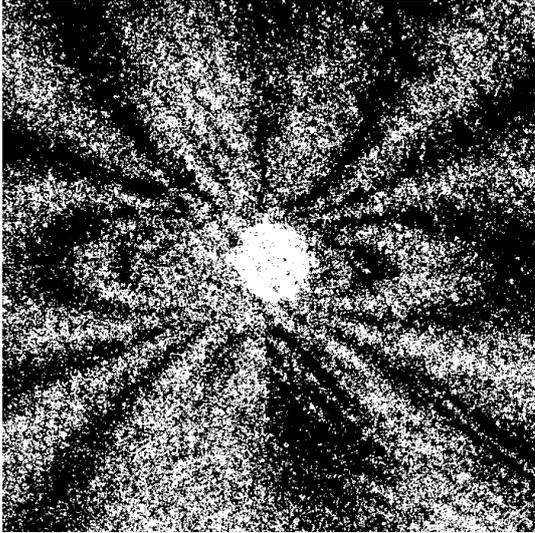
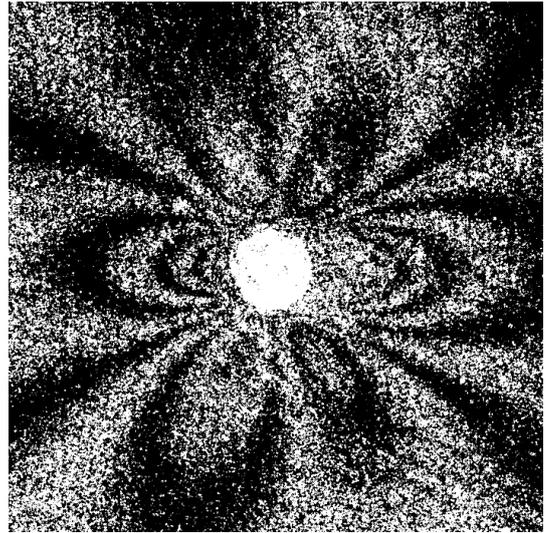
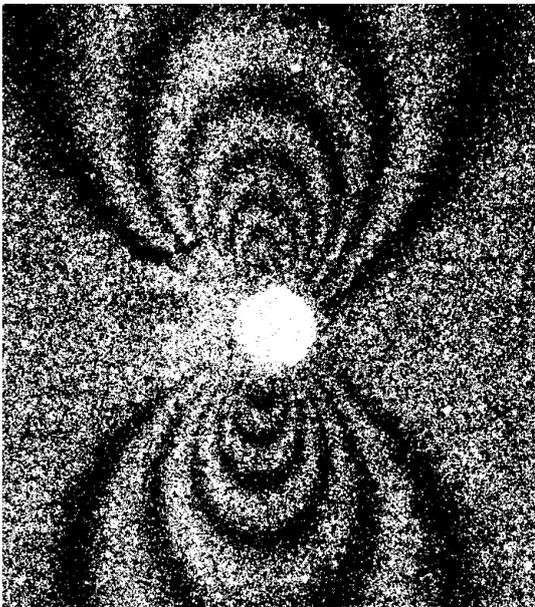
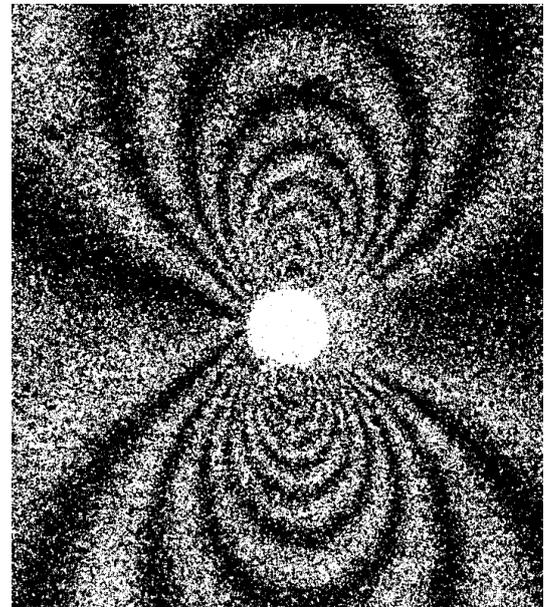
а) ($\Delta N_A^u = -9,5$)б) ($\Delta N_B^u = -9,5$)в) ($\Delta N_A^v = +12,5$)г) ($\Delta N_B^v = +19,5$)

Рисунок 5.6 – Картины интерференционных полос для образца W3_01 ($N=0$), которые относятся к компонентам перемещений u и v на стороне А (а, в) и Б (б, г),

соответственно

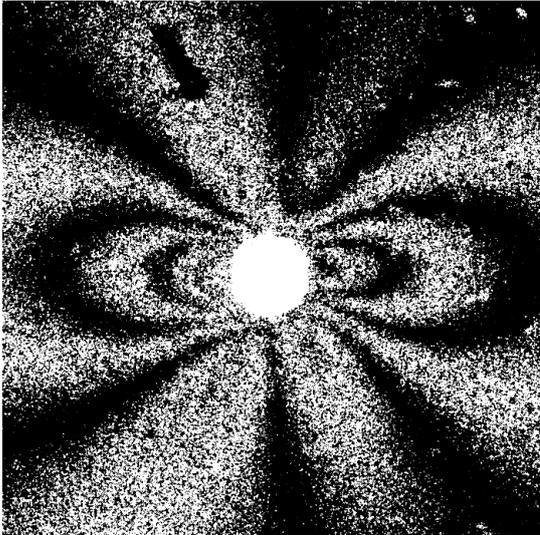
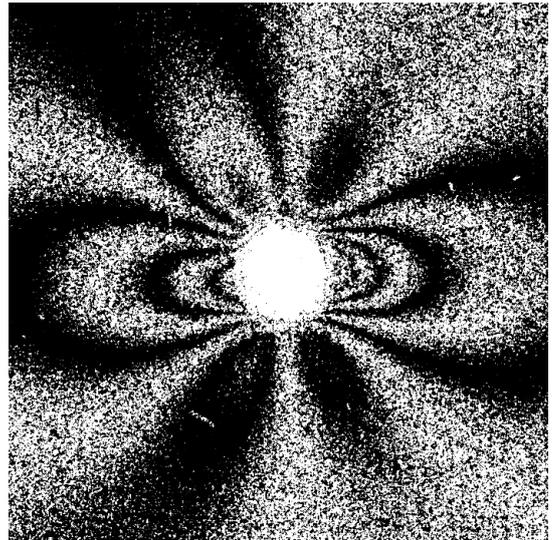
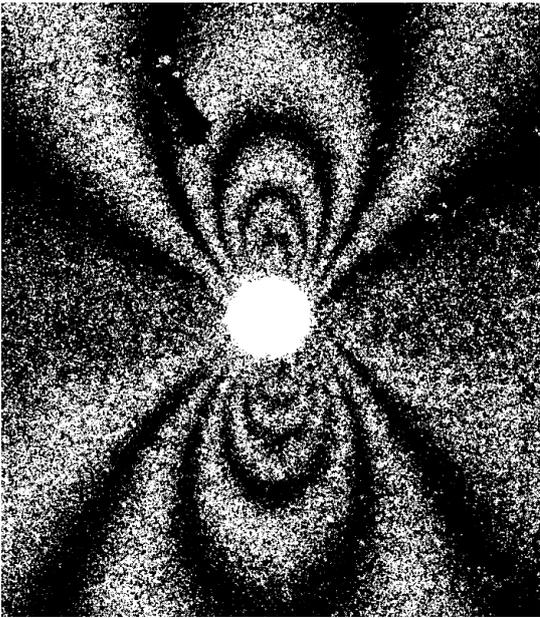
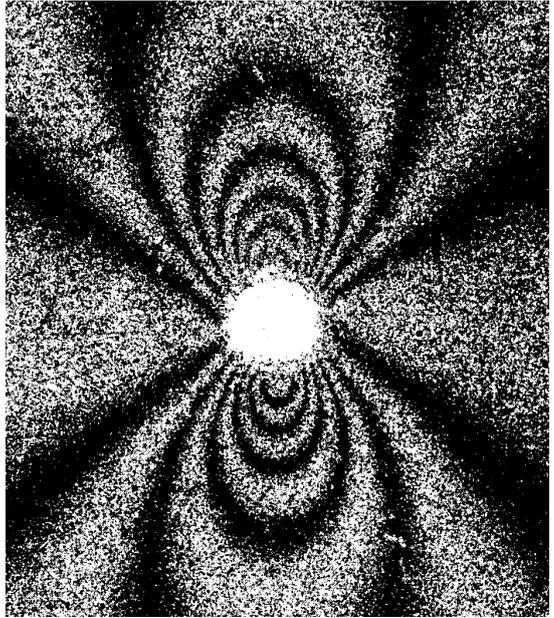
а) ($\Delta N_A^u = -6,5$)б) ($\Delta N_B^u = -7,0$)в) ($\Delta N_A^v = +10,5$)г) ($\Delta N_B^v = +13,0$)

Рисунок 5.7 – Картины интерференционных полос для образца W3_04 ($N=7500$), которые относятся к компонентам перемещений u и v на стороне А (а, в) и Б (б, г), соответственно

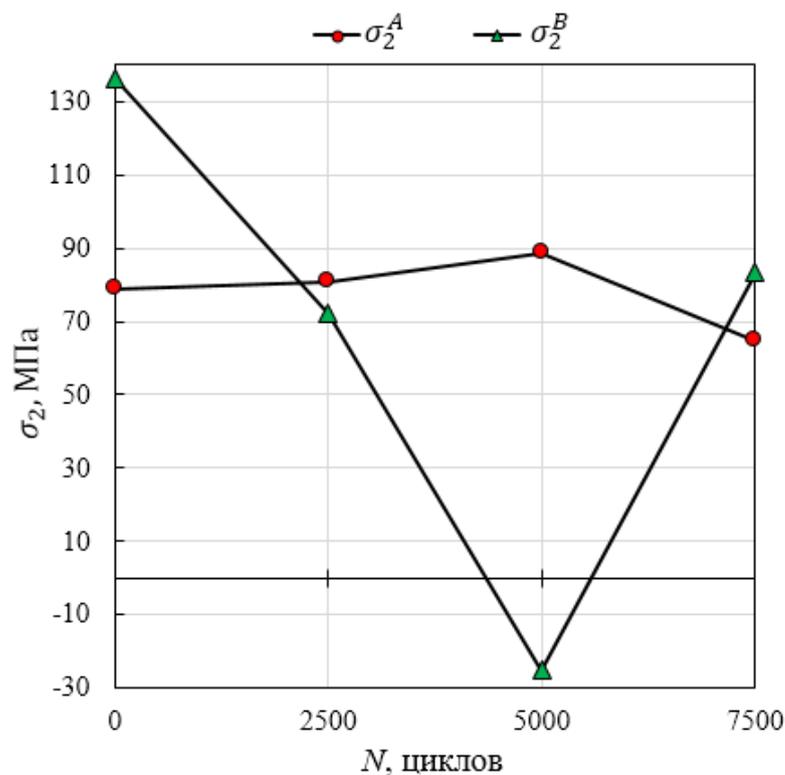


Рисунок 5.8 – Распределения главных компонент остаточных напряжений σ_2^A и σ_2^B как функция циклов нагружения N

Характер зависимостей, представленных на рисунке 5.8, свидетельствует, что эволюция остаточных напряжений не может быть однозначно квалифицирована, как монотонная релаксация. Действительно, релаксация имеет место только на стороне B в интервале от 0 до 5000 циклов. Затем величина компоненты σ_2^B демонстрирует значительное и неожиданное увеличение вплоть до 83,3 МПа для $N = 7500$ циклов. При этом, величина главной компоненты σ_2^A сохраняется практически постоянной для всех исследованных циклов. Можно предположить, что существует некоторая пороговая величина остаточных напряжений, ниже которой релаксации не проявляется. Этот факт показывает необходимость дальнейших исследований, результаты которых могут иметь значительный научный и прикладной интерес. Более того, этот факт необходимо учитывать для надёжного предсказания долговечности сварных соединений.

5.4 Определение величин КИН и Т-напряжений

Другой подход к анализу эволюции остаточных напряжений может быть основан на методе ПНДТ. Моделирование распространения трещины в поле остаточных напряжений на различных этапах малоциклового нагружения осуществляется путём нанесения двух последовательных надрезов шириной $\Delta b = 0,17$ мм. Исходная точка первого надреза находится на границе зондирующего отверстия, как это показано на рисунке 5.9.

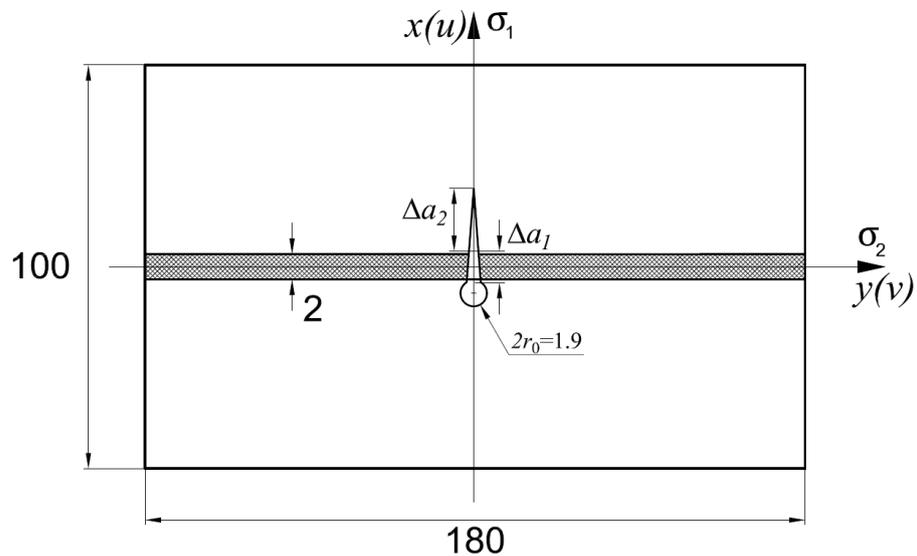
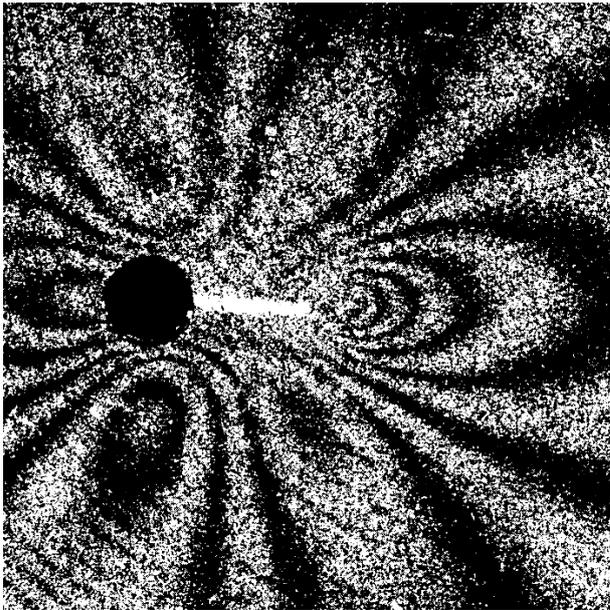
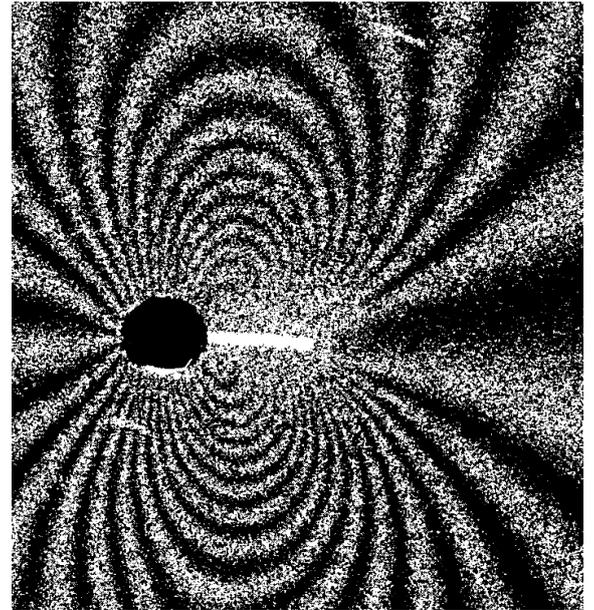


Рисунок 5.9 – Схема нанесения надрезов от контура зондирующего отверстия

Картины интерференционных полос, полученные в результате нанесения первого надреза для малого образца W3_01, который находится в исходном состоянии ($N = 0$), показаны на рисунке 5.10. Интерферограммы, полученные после приложения $N = 7500$ циклов к малому образцу W3_04, которые соответствуют первому надрезу, приведены на рисунке рисунке 5.11. Аналогичные картины полос высокого качества зарегистрированы на противоположных сторонах для всех четырех пар надрезов, выполненных во всех четырех малых образцах.

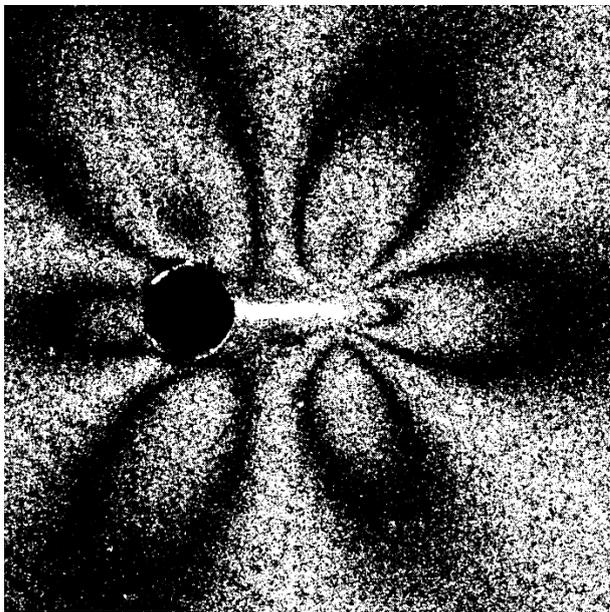


а)

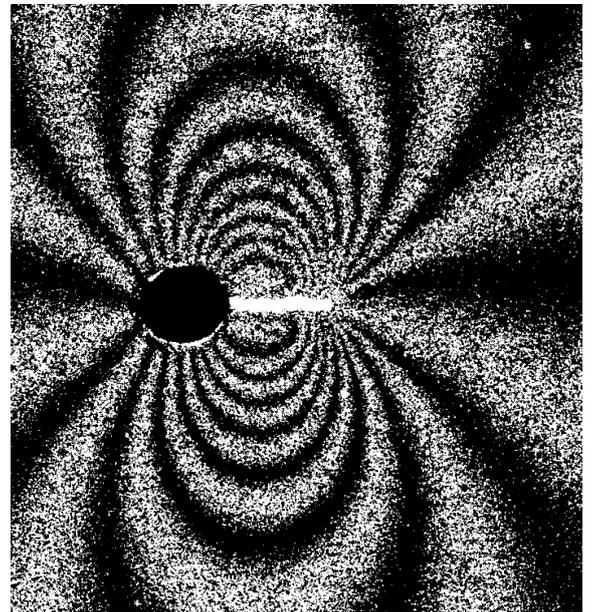


б)

Рисунок 5.10 – Образец W3_01, сторона Б. Картины интерференционных полос, полученные в терминах компоненты перемещений u (а) и v (б) для первого надреза длиной $a_1 = 2,40$ мм



а)



б)

Рисунок 5.11 – Образец W3_04, сторона Б. Картины интерференционных полос, полученные в терминах компоненты перемещений u (а) и v (б) для первого надреза длиной $a_1 = 2,27$ мм

Зависимости величин раскрытия и КИН от количества циклов нагружения, которые построены для противоположных сторон малых образцов, представлены на рисунках 5.12 и 5.13, соответственно. Длина первого надреза a_1 для всех малых образцов лежит в интервале от 2,2 до 2,4 мм. Суммарная длина двух надрезов a_2 находится в диапазоне от 4,5 до 4,65 мм.

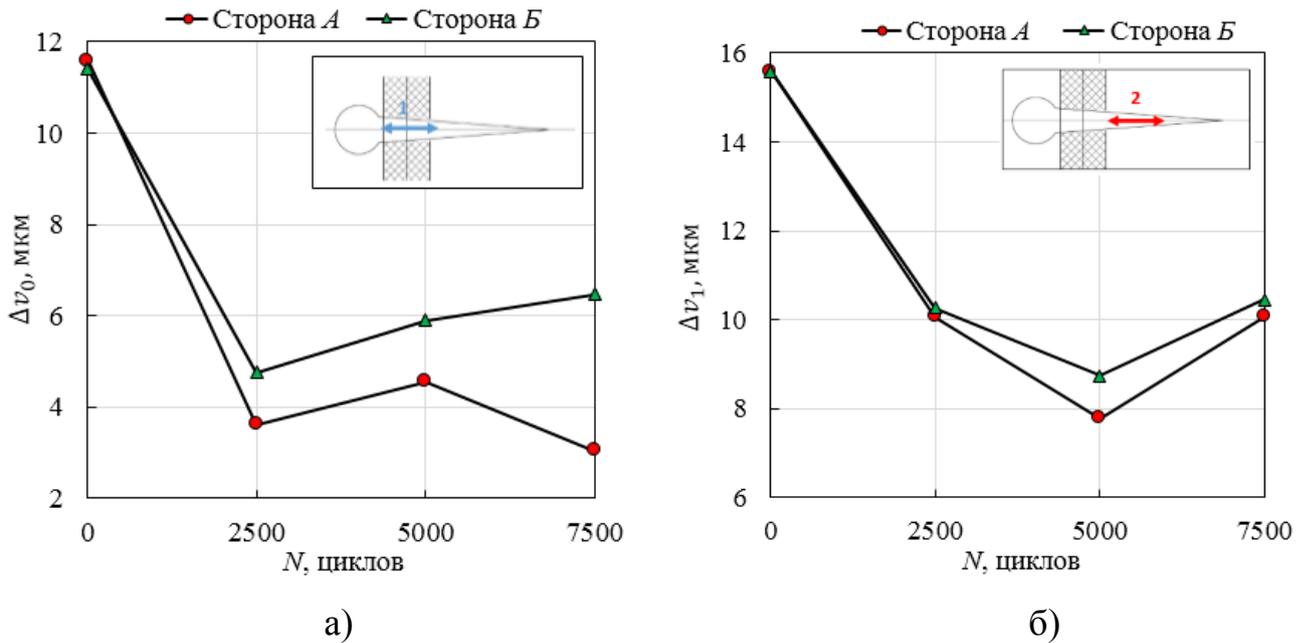


Рисунок 5.12 – Распределения величин раскрытия Δv_0 для надреза длиной a_1 (а) и Δv_1 для надреза длиной a_2 (б), как функция количества циклов нагружения N

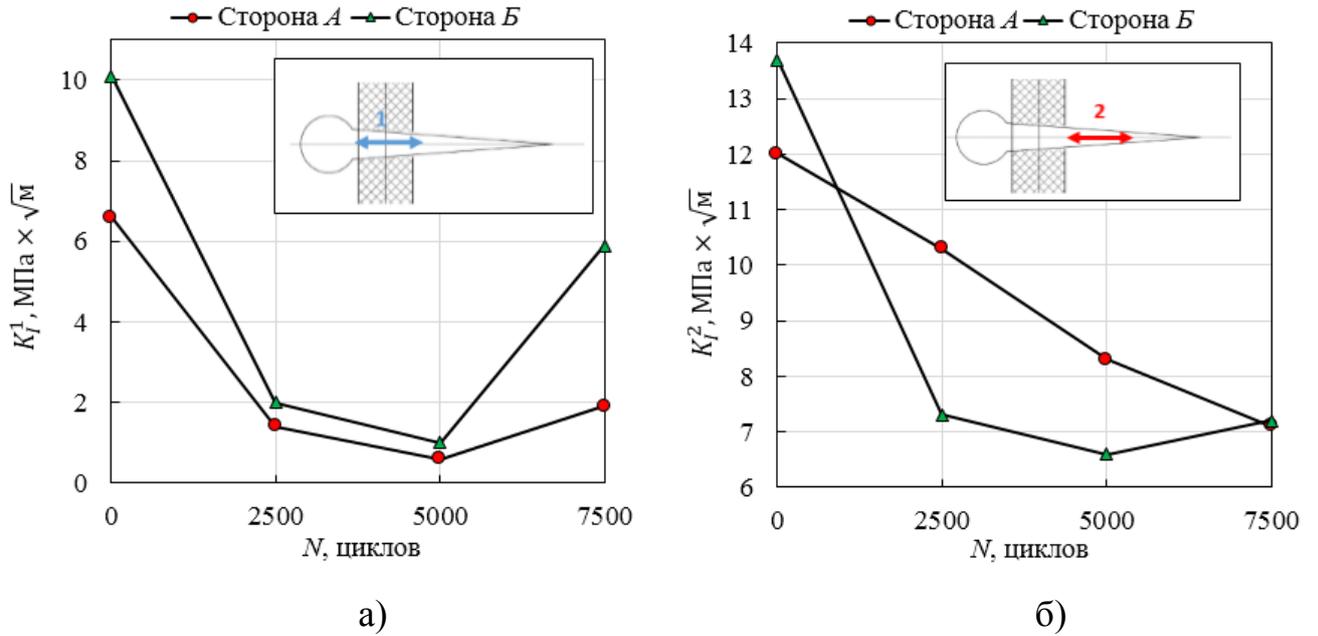


Рисунок 5.13 – Распределения величин КИН K_I^1 для надреза длиной a_1 (а) и K_I^2 для надреза длиной a_2 (б), как функция количества циклов нагружения N

Первый надрез проходит через сварной шов. Второй надрез находится в зоне максимального уровня растягивающей компоненты σ_2^A и σ_2^B . Эта область расположена в зоне исходного материала в ближайшей окрестности сварного шва. Представленные зависимости отражают эволюцию остаточных напряжений в более широком пространственном диапазоне, чем данные метода сверления отверстия. Дело в том, что величины остаточных напряжений условно приписываются точке в центре малого зондирующего отверстия. В нашем случае эта точка расположена на расстояние 0,85 мм, в то время как общая длина двух надрезов 4,57 мм. Это расстояние перекрывает всю ширину шва и затем проходит через область максимальных компонент остаточных напряжений σ_2^A и σ_2^B .

Рисунок 5.12 (б) показывает, что минимальная величина раскрытия для длины надреза a_2 относится к $N=5000$ циклов. Также самая тенденция имеет место для распределений ОН на стороне Б. Нужно отметить, что величина раскрытия Δv_1 для надреза a_2 и величины КИН для надреза a_1 определяются в точках принадлежащих границе шва. Полученные зависимости КИН от количества

циклов нагружения на рисунке 5.13 (а) вновь выявляют минимальные значения КИН при $N=5000$ циклов. Зависимости величин Т-напряжений (рисунок 5.14) для надрезов длиной a_1 показывают максимальный уровень для $N=5000$ циклов.

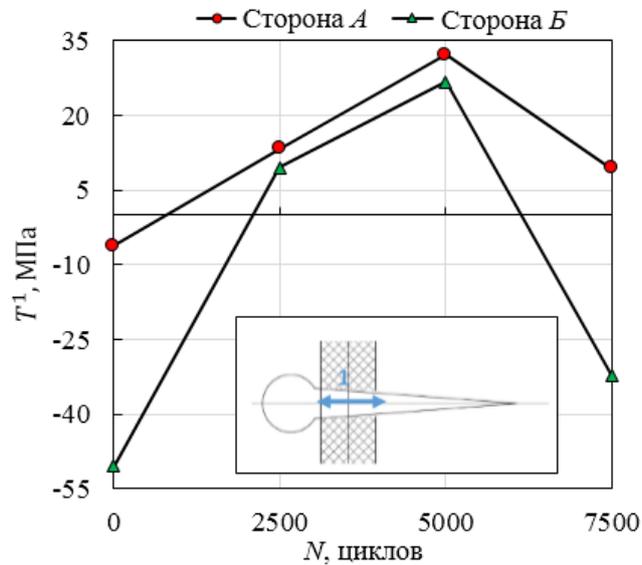


Рисунок 5.14 – Распределения величин Т-напряжений T^1 для надреза длиной a_1 , как функция количества циклов нагружения N

Таким образом можно сделать вывод, что все графики на рисунках 5.12 – 5.14 содержат особую точку при достижении $N=5000$ циклов. Эта особая точка является индикатором реверса в процессе релаксации остаточных напряжений. При достижении этого этапа малоциклового нагружения происходит заметное увеличение компонент ОН. Можно ожидать, что обнаруженная особенность может иметь место для каждой отдельной технологии сварки при малоцикловом нагружении с различными параметрами нагружения. Этот интересный факт несомненно нуждается в экспериментальном исследовании.

5.5 Выводы по Главе 5

Получено количественное описание эволюции главных компонент остаточных напряжений в окрестности сварных соединений алюминиевых пластин при малоцикловом нагружении. Для этого используются два различных экспериментальных метода. Первый из них основан на сверлении единственного отверстия и последующих одновременных измерениях деформационного отклика на противоположных сторонах пластины. Обработка экспериментальных данных на основе обобщенного подхода свидетельствует, что поле остаточных напряжений состоит, как из мембранных, так и изгибных компонент. Этот факт приводит к различным зависимостям величин остаточных напряжений от количества циклов нагружения на противоположных поверхностях образцов. Эволюция остаточных напряжений не может быть характеризована, как монотонная релаксация. Существует точка реверса, которая связана с увеличением максимальной компоненты остаточных напряжений. Полученные данные относятся к одной точке на поверхности, совпадающей с центром малого отверстия. Применение метода ПНДТ дает возможность увеличить пространственное разрешение экспериментальных данных, включая точки которые расположены на различных расстояниях от сварного шва. Полученная информация представлена в виде эволюции величин КИН для двух последовательных надрезов. Начальная точка первого надреза расположена на контуре зондирующего отверстия. Данные, полученные двумя способами, находятся в хорошем соответствии. Разработанный подход представляет собой эффективный инструмент для оценки исходного уровня остаточных напряжений в окрестности сварных соединений перспективных авиационных конструкций и их эволюции в процессе эксплуатации.

Заключение

Основные результаты диссертационной работы формулируются следующим образом:

1. Создан измерительный комплекс, представляющий собой электронный спекл-интерферометр с мобильным модулем, установленным на станине испытательной машины. Данная установка обеспечивает получение высококачественных картин интерференционных полос и измерение на этой основе деформационного отклика на локальное удаление материала в виде узкого надреза при одноосном растяжении прямоугольных пластин;

2. Представлено теоретическое обоснование нового экспериментального подхода к определению КИН и T -напряжений с помощью модифицированной версии метода ПНДТ. Исходная информация имеет вид тангенциальных компонент перемещений, абсолютные величины которых измеряются в нескольких точках, расположенных в ближайшей окрестности вершины надреза, который наносится при постоянной внешней нагрузке. Получены математические формулы, необходимые для преобразования экспериментальных данных в искомые величины параметров механики разрушения для трещин нормального отрыва. На этой основе определяются четыре первых коэффициента рядов Уильямса и по этим данным вычисляются величины КИН и T -напряжений. Наличие высококачественных картин интерференционных полос, которые свободны от влияния смещений тела, как целого, служит надежным индикатором реального вида напряженного состояния в окрестности вершины трещины;

3. Проведена оценка погрешностей разработанного подхода путем сравнения экспериментальных величин КИН для краевой и центральной трещины в пластинах с результатами численного моделирования и теоретическими данными, соответственно. Установлено, что в обоих случаях различия не превышают пяти процентов. Таким образом, обоснована высокая точность и надежность модифицированной версии метода ПНДТ по отношению к определению коэффициентов интенсивности напряжений;

4. На основе разработанного экспериментального подхода проведено исследование процессов:

- I. Накопления усталостных повреждений при малоцикловом нагружении прямоугольных образцов с отверстием для различных значений коэффициентов асимметрии и размаха напряжений цикла в окрестности концентратора напряжений при малоцикловом нагружении;
- II. Эволюции остаточных напряжений в окрестности упрочненных отверстий в плоских прямоугольных образцах при малоцикловом нагружении;
- III. Кинетики накопления повреждений в окрестности упрочнённого отверстия;
- IV. Эволюции остаточных напряжений в окрестности сварных соединений плоских прямоугольных образцов при малоцикловом нагружении.

5. Предложен и реализован новый метод определения главных компонент остаточных напряжений и деформаций в окрестности упрочненного отверстия с помощью сверления вторичного отверстия. Исходные экспериментальные данные представляют собой приращения диаметров вторичного отверстия в направлении главных остаточных напряжений, которые измеряются методом электронной спекл-интерферометрии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Партон В. З., Морозов Е.М. Механика упругопластического разрушения. – 2-е изд. М.: Наука, 1985. – 504 с.
2. Морозов Е. М., Никишков Г. П. Метод конечных элементов в механике разрушения. М: Наука, 1980. – 256 с.
3. Морозов Н.Ф. Математические вопросы теории трещин. М.: Наука, 1984. – 256 с.
4. Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения. М.: Наука, 1974. – 640 с.
5. Панасюк В.В. Механика квазихрупкого разрушения материалов. Киев: Наук. думка, 1991. – 416 с.
6. Гришин В.И., Дзюба А.С., Дударьков Ю.И. Прочность и устойчивость элементов и соединений авиационных конструкций из композитов. М.: Издательство физико-математической литературы, 2013. – 272 с.
7. Нестеренко Г.И. Ресурс и живучесть самолетных конструкций // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2005. №1. С. 106-118.
8. Rice J.R. Limitations to the small scale yielding approximation for crack tip plasticity // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 1974. V. 22. pp. 17-26.
9. Сиратори М., Миёси Т., Мацусита Х. Вычислительная механика разрушения. М.: Мир, 1986. – 334 с.
10. Нотт Дж. Ф. Основы механики разрушения. Пер. с англ. М., «Металлургия», 1978. – 256 с.
11. Kalthoff J.F. Shadow optical method of caustics. In: Kobayashi A.S., editor. Handbook on experimental mechanics, 1st edition, New York: McGraw-Hill Publishers, 1987. – p. 430.
12. Smith C.W., Kobayashi A.S. Experimental fracture mechanics. In: Kobayashi A.S., editor. Handbook on Experimental Mechanics, 2nd edition, New York: VCH, 1993. – p. 905.

13. Chiang F. Moiré and speckle methods applied to elastic-plastic fracture studies. In: Epstein JS, editor. *Experimental Techniques in Fracture Mechanics*, 3rd edition, New York: VCH, 1993. – p. 291.
14. Epstein J.S., Dadkhah M.S. Moiré interferometry in fracture research. In: Epstein J.S, editor. *Experimental Techniques in Fracture Mechanics*, 3rd edition, New York: VCH, 1993. – p. 427.
15. Матвиенко Ю.Г. Тенденции нелинейной механики разрушения в проблемах машиностроения. М.-Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2015. – 56 с.
16. Проблемы прочности, техногенной безопасности и конструкционного материаловедения / Под ред. Н.А. Махутова, Ю.Г. Матвиенко, А.Н. Романова. М.: ЛЕНАНД. 2018. – 720 с.
17. Matvienko Yu.G., Morozov E.M. Two basic approaches in a search of the crack propagation angle// *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. 2017. Vol. 40. pp. 1191–1200.
18. Разумовский И.А. Интерференционно-оптические методы механики деформируемого твердого тела. М.: Изд. МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. – 240 с.
19. Чернятин А.С., Разумовский И.А. Последовательно углубляемый дисковый разрез – индикатор остаточных напряжений в пространственных телах // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2015. № 5. – С. 93-102.
20. Schroedl M.A., Smith C.W. A study of near and far field effects in photoelastic stress intensity determination // *Engineering Fracture Mechanics*. 1975. Vol. 7. p. 343.
21. Etheridge J.M., Dally J.W. A critical review of methods for determining the stress intensity factor from isochromatic fringes // *Experimental Mechanics*. 1977. Vol. 17. p. 248.
22. Dally J.W. Dynamic photoelastic studies of fracture // *Experimental Mechanics*. 1979. Vol.19. pp. 349-361.

23. Sanford R.J., Dally J.W. A general method for determining mixed-mode stress intensity factors from isochromatic fringe patterns // *Engineering Fracture Mechanics*. 1979. Vol.11. pp. 621-633.
24. Sanford R.J. A critical re-examination of the Westergaard method for solving opening mode crack problems // *Mechanics Research Communications*. 1979. Vol. 6. – pp. 289-294.
25. Miskioglu I. Stress intensity factors for near edge cracks by digital image analysis / I. Miskioglu, A. Mehdi-Soozani, C.P. Burger, A.S. Voloshin // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1987. – Vol. 27. – pp. 329-343.
26. Hyde, T.H. An improved method for the determination of photoelastic stress intensity factors using the Westergaard stress function / T.H. Hyde, N.A. Warrior // *International Journal of Mechanical Sciences*. – 1990. – Vol. 32. – pp. 265-273.
27. Shin, D.C. Development of a Hybrid Method of Reflection Photoelasticity for Crack Problems in Anisotropic Plates / D.C. Shin, J.S. Hawong // *Experimental Mechanics*. – 2011. Vol. 51. – pp. 183-198.
28. Diaz, F.A. Novel Experimental Approach for Calculating Stress Intensity Factors from Isochromatic Data / F.A. Diaz, E.A. Patterson, P.A. Siegmann // *Experimental Mechanics*. – 2010. – Vol. 50. – pp. 273–281.
29. Moore, A.J. Phase-stepped ESPI and Moiré Interferometry for Measuring Stress-intensity Factor and J Integral // A.J. Moore, J.R. Tyrer // *Experimental Mechanics*. – 1995. – Vol. 35. – pp. 306-314.
30. Kobayashi, A.S. Hybrid method in elastic and elastoplastic fracture mechanics // *Optics and Lasers in Engineering*. – 1999. – Vol. 32. – pp. 299-323.
31. Rozenburg, K. Analysis of moiré data for near-interface cracks / K. Rozenburg, J.R. Berger, P.A. Martin, I. Reimanis // *International Journal of Fracture*. – 2007. Vol. 143. – pp. 207-217.
32. Huntley, J.M. Measurement of crack tip displacement field using laser speckle photography / J.M. Huntley, J.E. Field // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1988. – Vol. 30. – pp. 779-790.

33. Huntley, J.M. Measurement of dynamic crack tip displacement field by speckle photography and interferometry / J.M. Huntley, L.R. Benckert // *Optics and lasers in Engineering*. – 1993. – Vol. 19. – pp. 299-312.
34. Moore, A.J. The evaluation of fracture mechanics parameters from electronic speckle pattern interferometric fringe patterns // A.J. Moore, J.R. Tyrer // *Optics and lasers in Engineering*. – 1993. – Vol. 19. – pp. 325-336.
35. Moore, A.J. Two-dimensional strain measurement with ESPI / A.J. Moore, J.R. Tyrer // *Optics and lasers in Engineering*. – 1996. – Vol. 24. – pp. 381-402.
36. Westergaard, H.M. Bearing pressures and cracks // *Journal of Applied Mechanics* 1939. – Vol. 61. – pp. A49-A59.
37. Barker, D.B. Determining K and related stress-field parameters from displacement fields / D.B. Barker, R.J. Sanford, R. Chona // *Experimental Mechanics*. – 1985. – Vol. 25. – pp. 399-407.
38. Patterson, E.A. Optical analysis of crack tip stress fields: a comparative study / E.A. Patterson, E.J. Olden // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2004. – Vol. 27. – pp. 623–635.
39. Gonzalez, R.C. *Digital Image Processing Using MATLAB* / R.C. Gonzalez, R.E. Woods, S.L. Eddins // 1st ed. Pearson Education Inc. – 2004.
40. McNeill, S.R. Estimation of stress intensity factor by digital image correlation / S.R. McNeill, W.H. Peters, M.A. Sutton // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1987. – Vol. 28. – pp. 101-112.
41. Shternlikht, A. Mixed Mode (KI + KII) Stress Intensity Factor Measurement by Electronic Speckle Pattern Interferometry and Image Correlation / A. Shternlikht and other // *Applied Mechanics Materials*. – 2004. Vol. 1-2. – pp. 107–112.
42. Luo, P.F. Application of stereo vision to the study of mixed-mode crack-tip deformations / P.F. Luo, F.C. Huang // *Optics and lasers in Engineering*. – 2000. – Vol. 33. – pp. 349-368.
43. Roux, S. Stress intensity factor measurements from digital image correlation: post-processing and integrated approaches / S. Roux, F. Hild // *International Journal of Fracture*. – 2006. – Vol. 140. – pp. 141–157.

44. Hild, F. Measuring stress intensity factors with a camera: Integrated digital image correlation (I-DIC) / F. Hild, S. Roux // *Comptes Rendus Mécanique (C. R. Mécanique)*. – 2006. – Vol. 334. – pp. 8 - 12.
45. Hild, F. Digital Image Correlation: from Displacement Measurement to Identification of Elastic Properties – a Review / F. Hild, S. Roux // *Strain*. – 2006. Vol. 42. – pp. 69–80.
46. Yoneyama, S. Automatic Evaluation of Mixed-mode Stress Intensity Factors Utilizing Digital Image Correlation / S. Yoneyama, Y. Morimoto, M. Takashi // *Strain*. – 2006. – Vol. 42. – pp. 21-29.
47. Abanto-Bueno, J. Parameters controlling fracture resistance in functionally graded materials under mode I loading / J. Abanto-Bueno, J. Lambros // *International Journal of Solids and Structures*. – 2006. – Vol. 43. – pp. 3920-3939.
48. Yoneyama S, Ogawa T, Kobayashi Y. Evaluating mixed-mode stress intensity factors from full-field displacement fields obtained by optical methods. *Engineering Fracture Mechanics* 2007; 74:1399-1412.
49. Lopez-Crespo, P. The stress intensity of mixed mode cracks determined by digital image correlation / P. Lopez-Crespo and other // *Journal of Strain Analysis*. – 2008. – Vol. 43. pp. 769-780.
50. Réthoré, J. Noise-robust stress intensity factor determination from kinematic field measurements / S. Roux, F. Hild, J. Réthoré // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2008. – Vol. 75. – pp. 3763-3781.
51. López-Crespo, P. Study of a crack at a fastener hole by digital image correlation / P. López-Crespo and other // *Experimental Mechanics*. – 2009. Vol. 49. – pp. 551–559.
52. Lee, D. Quasi-static and dynamic fracture of graphite/epoxy composites: An optical study of loading rate effects / D. Lee, H. Tippur, P. Bogert // *Composites Part B: Engineering*. – 2010. – Vol. 41. – pp. 462-474.

53. Yates, J.R. Quantifying crack tip displacement fields with DIC / J.R. Yates, M. Zanganeh, Y.H. Tai // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2010. – Vol. 77. – pp. 2063-2076.
54. Lopez-Crespo, P. Some experimental observations on crack closure and crack-tip plasticity / P. Lopez-Crespo and other // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2009. Vol. 32. – pp. 418–429.
55. Hamam, R. Stress intensity factor gauging by digital image correlation: Application in cyclic fatigue / R. Hamam, F. Hild, S. Roux // *Strain*. – 2007. – Vol. 43. – pp. 81-192.
56. Yates, J.R. Crack paths under mixed mode loading / J.R. Yates and other // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2008. Vol. 75. – pp. 319-330.
57. Parra-Michel, J. Computation of crack tip elastic stress intensity factor in mode I by in-plane electronic speckle pattern interferometry / J. Parra-Michel, A. Martínez, J.A. Rayas // *Revista Mexicana de Física*. – 2010. Vol. 56. – pp. 394-400.
58. Mathieu, F. Identification of a crack propagation law by digital image correlation / F. Mathieu, F. Hild, S. Roux // *International Journal of Fatigue*. – 2012. – Vol. 36. – pp. 146-154.
59. Mathieu, F. Image-based identification procedure of a crack propagation law / F. Mathieu, F. Hild, S. Roux // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2013. – Vol. 103. – pp. 48-59.
60. Zanganeh, M. Locating the crack tip using displacement field data: a comparative study / M. Zanganeh, P. Lopez-Crespo, Y.H. Tai, J.R. Yates // *Strain*. – 2013. – Vol. 49. – pp. 102–115.
61. Yusof, F. Effect of overload on crack closure in thick and thin specimens via digital image correlation / F. Yusof, P. Lopez-Crespo, P.J. Withers // *International Journal of Fatigue*. – 2013. – Vol. 56. – pp. 17–24.
62. Lopez-Crespo, P. Characterisation of crack-tip fields in biaxial fatigue based on high-magnification image correlation and electro-spray technique / P. Lopez-

- Crespo, B. Moreno, A. Lopez-Moreno, J. Zapatero // *International Journal of Fatigue*. – 2015. – Vol. 71. – pp. 17–25.
63. Vasco-Olmo, J.M. Experimental evaluation of shielding effect on growing fatigue cracks under overloads using ESPI / J.M. Vasco-Olmo, F.A. Díaz, E.A. Patterson // *International Journal of Fatigue*. – 2016. – Vol. 83. – pp. 117–126.
64. Mokhtarishirazabad, M. Optical and analytical investigation of overloads in biaxial fatigue cracks / M. Mokhtarishirazabad and other // *International Journal of Fatigue*. – 2017. – Vol. 100. – pp. 583-590.
65. Mokhtarishirazabad, M. Evaluation of crack-tip fields from DIC data: a parametric study / M. Mokhtarishirazabad and other // *International Journal of Fatigue*. – 2016. – Vol. 89. – pp. 11–19.
66. Nowell, D. Optical methods for measurement of fatigue crack closure: moiré interferometry and digital image correlation / D. Nowell, R.J.H. Paynter, P.F.P. De Matos // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2010. – Vol. 37. – pp. 778–790.
67. Williams, M.L. On the stress distribution at the base of a stationary crack / M.L. Williams // *ASME Journal of Applied Mechanics*. – 1957. – Vol. 24. – pp. 109–114.
68. Vasco-Olmo, J.M. Experimental evaluation of plasticity-induced crack shielding from isochromatic data / J.M. Vasco-Olmo, F.A. Díaz // *Optical Engineering*. – 2015. – Vol. 54. – pp. 081203-1 – 081203-12.
69. Vasco-Olmo, J.M. Assessment of crack tip plastic zone size and shape and its influence on crack tip shielding / J.M. Vasco-Olmo and other // *Fatigue Fracture Engineering Materials and Structures*. – 2016. – Vol. 39. – pp. 969–981.
70. Maleski, M.J. A Method for measuring mode I crack tip constraint under static and dynamic loading conditions / M.J. Maleski, M.S. Kirugulige, H.V. Tippur // *Experimental Mechanics*. – 2004. – Vol. 44. – pp. 522-532.
71. Hadj Meliani, M. The effective T-stress estimation and crack paths emanating from U-notches / M. Hadj Meliani, Z. Azari, G. Pluinage, Yu.G. Matvienko // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2010. – Vol. 77. – pp. 1682–1692.

72. Hadj Meliani, M. Two-parameter fracture criterion ($K_{p,c}$ - $T_{ef,c}$) based on notch fracture mechanics / M. Hadj Meliani, Y. G. Matvienko, G. Pluvinage // International Journal of Fracture. – 2011. – Vol.167. – pp. 173-182.
73. Chernyatin, A.S. A computational tool for estimating stress fields along a surface crack front / A.S. Chernyatin, Y.G. Matvienko, I.A. Razumovsky // Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. – 2015. – Vol.38. – pp. 180-189.
74. Chernyatin, A.S. Mathematical and numerical correction of the DIC displacements for determination of stress field along crack front / A.S. Chernyatin, Y.G. Matvienko, P. Lopez-Crespo // Procedia Structural Integrity. – 2016. – Vol.2. – pp. 2650-2658
75. Chernyatin, A.S. Determination of the Parameters of the Two-Parametric Fracture Mechanics along the Crack Front Based on the Digital Image Correlation Data / A.S. Chernyatin, Y.G. Matvienko, P. Lopez-Crespo // Inorganic Materials. – 2017. – Vol.15. – pp. 1562-1569
76. Chernyatin, A.S. The effect of residual stress on the nonsingular T-stresses / A.S. Chernyatin, Y.G. Matvienko, I.A. Razumovsky // Frattura ed Integrità Strutturale. – 2017. – Vol.41. – pp. 293- 298
77. Vaidyanathan, S. Determination of residual stresses from stress intensity factor measurement / S. Vaidyanathan, I. Finnie // Journal of Basic Engineering. – 1971. Vol. 93. – pp. 242-246.
78. Cheng, W. Measurement of residual hoop stresses in cylinders using the compliance method / I. Finnie, W. Cheng // ASME Journal of Engineering Materials and Technology. – 1986. – Vol.108. – pp. 87-92.
79. Schindler, H.J. Determination of residual stress distributions from measured stress intensity factors / H.J. Schindler // International Journal of Fracture. – 1995. – Vol. 74. – pp. R23-R30.
80. Schindler, H.J. Experimental determination of stress intensity factors due to residual stresses / H.J. Schindler, W. Cheng, I. Finnie // Experimental Mechanics. – 1997. – Vol. 37. – pp. 272-277.

81. Prime, M.B. Residual stress measurement by successive extension of a slot: The crack compliance method / M.B. Prime // *Applied Mechanics Reviews*. – 1999. – Vol.52. – pp. 75-96.
82. Cheng, W. Residual stress measurement and the slitting method / W. Cheng, I. Finie // USA: Springer Mechanical Engineering Series. – 2006.
83. Prime, M.B. Measuring residual stress and the resulting stress intensity factor in compact tension specimen / M.B. Prime // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 1999. – Vol.22. – pp. 195-204.
84. Dalle Donna, C. Investigations on residual stresses in friction stir welds / C. Dalle Donna and other // In: *Proceedings of the 3rd International Symposium on Friction Stir Welding*. – Japan: Kobe 27-28 Sept. 2001; CD-ROM.
85. Lima, E.B.F. Dependence of the microstructure, residual stresses and texture of AA 6013 friction stir welds on the welding process / E.B.F. Lima and other // *Zeitschrift für Metallkunde*. – 2003. – Vol. 94. – pp. 908-915.
86. Milan, M.T. Residual Stress Evaluation of AA2024-T3 Friction Stir Welded Joints / M.T. Milan // *Journal of Materials Engineering and Performance*. – 2007. – Vol. 16. – pp. 86-92.
87. Prime, M.B. Uncertainty analysis, model error, and order selection for series-expanded, residual stress inverse solution / M.B. Prime, M.R. Hill // *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*. – 2006. – Vol. 128. – pp. 175-185.
88. Schaier, G.S. Use of inverse solutions for stress measurement / G.S. Schaier, M.B. Prime // *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*. – 2006. – Vol. 128. – pp. 375-382.
89. Schaier, G.S. Residual stress solution extrapolation for the slitting method using equilibrium constraints / G.S. Schaier, M.B. Prime // *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*. – 2007. – Vol. 129. – pp. 226-232.
90. Nervi, S. On the estimation of residual stresses by the crack compliance method / S. Nervi, B.A. Szabó // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 2007. – Vol. 196. – pp. 3577-3584.

91. Serafin, M. An improved computational strategy to estimate residual stresses from crack compliance data / M. Serafin, W. Cecot // *Experimental Mechanics*. – 2009. – Vol. 49. – pp. 627-636.
92. Махутов, Н.А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность / Н.А. Махутов. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
93. Osgood C.C. *Fatigue Design*, 2nd edition, Oxford, U.K.: Pergamon Press, 1982. 606 p.
94. Collins J. A. *Failure of Materials in Mechanical Design: Analysis, Prediction, Prevention*, 2nd edition. NY, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore: John Wiley & Sons, 1993. 672 p.
95. Makhutov N., Matvienko Yu., Chernyakov S. A unified methodological approach to calculation analysis of the stages of nucleation and growth of low-cycle fatigue cracks // *Materials Science*. 1993. V.29. P. 109–114.
96. Работнов Ю.Н. *Механика деформируемого твердого тела*. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1979. – 744 с.
97. Москвитин В.В. *Циклическое нагружение элементов конструкций*. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1981. – 344 с.
98. Мовчан А.А. Микромеханический подход к проблеме описания анизотропных рассеянных повреждений // *Известия АН СССР. Механика Твердого Тела*. – 1990, N3. С. 115–123.
99. Мовчан А.А. *Механика накопления рассеянных повреждений в элементах конструкций: Учебное пособие*. – М.: Издательство МАИ, 1996. – 64 с.
100. Шанявский А.А. Модели зарождения и развития усталостного разрушения под поверхностью металлов // *Научный вестник МГТУ ГА*. 2012. № 179. С. 32–44.
101. Zerbst U., Klinger C., Clegg R. Fracture mechanics as a tool in failure analysis – prospects and limitations // *Engineering Failure Analysis*. 2015. V.55. P. 376-410; doi:10.1016/j.engfailanal.2015.07.001.

102. Shahani A.R., Mohammadi S. Damage tolerance approach for analyzing a helicopter main rotor blade // *Engineering Failure Analysis*. 2015. V. 57. P. 56-71; [dx.doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.07.025](https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.07.025).
103. Correia J.A.F.O., Balsón S., De Jesus A.M.P., Canteli A.F., Moreira P.M.G.P., Tavares P. J. Fatigue life prediction based on an equivalent initial flaw size approach and a new normalized fatigue crack growth model // *Engineering Failure Analysis*. 2016. V.69. P.15-28; [doi:10.1016/j.engfailanal.2016.04.003](https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2016.04.003).
104. Marques F., Correia J.A.F.O., Abílio de Jesus M.P., Cunha Á., Caetano E., Fernandes A. A. Fatigue analysis of a railway bridge based on fracture mechanics and local modelling of riveted connections // *Engineering Failure Analysis*. 2018. V.94. P. 121–144; [doi:10.1016/j.engfailanal.2018.07.016](https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2018.07.016).
105. Goyal R., Bogdanov S., El-zein M., Glinka G. Fracture mechanics based estimation of fatigue lives of laser welded joints // *Engineering Failure Analysis*. 2018. V.93. P. 340–355; [doi:10.1016/j.engfailanal.2018.07.017](https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2018.07.017).
106. Szusta A., Seweryn A. Damage accumulation modeling under uniaxial low cycle fatigue at elevated temperatures // *Engineering Failure Analysis*. 2015. V.56. P. 474-483.
107. Behzad V, et al. A digital image correlation analysis on a sheet AA6061-T6 bi-failure specimen to predict static failure // *Engineering Failure Analysis*. 2018. V. 90. P. 179–196.
108. Pisarev V.S., Matvienko Y.G., Eleonsky S.I., Odintsev I.N. Combining the crack compliance method and speckle interferometry data for determination of stress intensity factors and T-stresses // *Engineering Fracture Mechanics*. 2017. V.179. P.348–374.
109. Елеонский С.И. Исследование процесса распространения трещины по данным измерений локального деформационного отклика: I. Поле действующих напряжений / С.И. Елеонский, И.Н. Одинцев, В.С. Писарев, А.В. Чернов // *Учёные записки ЦАГИ*. – 2015. – № 7. – С. 55

110. Ostash O. P. New approaches in fatigue fracture mechanics // *Materials Science*. 2006. V.42. P.5-19.
111. Matvienko Yu.G., Pisarev V.S., Eleonsky S.I. The effect of low-cycle fatigue on evolution of fracture mechanics parameters in residual stress field caused by cold hole expansion // *Frattura ed Integrita Strutturale*. 2019. V.47. P.303-320; DOI: 10.3221/IGF-ESIS.47.23.
112. Post D., Han B., Ifju P. *High Sensitivity Moiré, Exp. Analysis for Mech. and Mat.* Berlin. Springer Verlag, 1994. 444 p.
113. Shchepinov V.P., Pisarev V.S., Novikov S.A., Balalov V.V., Odintsev I.N., Bondarenko M.M. *Strain and Stress Analysis by Holographic and Speckle Interferometry*, Chichester: John Wiley, 1996. 483 p.
114. C. Lee et al., Determination of plastic strains at notches by image-processing methods, *Exp. Mech.* 29 (1989) 214–220.
115. J. Steckenrider, J. Wagner, Computed speckle decorrelation (CSD) for the study of fatigue damage, *Optics & lasers in Engineering* 22 (1995) 3–15.
116. E.V. Diaz, G.H. Kaufmann, A.E. Armas, G.E. Galizzi, Optical measurement of the plastic zone size in a notched metal specimen subjected to low-cycle fatigue, *Optics & lasers in Engineering* 35 (2001) 325–333.
117. E.V. Diaz, A.E. Armas, G.H. Kaufmann, G.E. Galizzi, Fatigue damage accumulation around a notch using a digital image measurement system, *Experimental Mechanics* 44 (2004) 241–246.
118. P.F.P. de-Matos, D. Nowell, Experimental and numerical investigation of thickness effects in plasticity-induced fatigue crack closure, *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 1795–1804.
119. D. Backman, C. Cowal, E. Patterson, Analysis of the effects of cold expansion of holes using thermoelasticity and image correlation, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 33 (2010) 859–870.
120. J. Withers et al., 2D mapping of plane stress crack-tip fields following an overload, *Frattura ed Integrità Strutturale*, 33 (2015) 151-158. DOI: 10.3221/IGF-ESIS.33.19.

121. Reid L. Hole Cold Expansion – The Fatigue Mitigation Game Changer of the Past 50 Years. *Advanced Materials Research* 2014; 891–892:679-684.
122. Скворцов В. Ф., Арляпов А. Ю. Дорнование глубоких отверстий малого диаметра. Монография. — Томск: Издательство ТПУ. — 2005. — С. 92.
123. Бронз Л.Д. Технология и обеспечение ресурса самолётов. — М.: Машиностроение, 1986. — 184 с.
124. Stefanescu D. Measurement and prediction of fatigue crack growth from cold expanded holes, part 1: the effect of fatigue crack growth on cold expansion residual stresses. *Journal of Strain Analysis* 2004; 39:25-39.
125. Gopalakrishna HD, Narasimha Murthy HN, Krishna M, Vinod MS, Suresh AV. Cold expansion of holes and resulting fatigue life enhancement and residual stresses in Al 2024T3 alloy – An experimental study. *Engineering Failure Analysis* 2010; 17:361-368.
126. Wanlin G. Elastic-plastic analysis of a finite sheet with a cold worked hole. *Engineering Fracture Mechanics* 1993; 45:857-864.
127. Ball, D.L. Elastic-plastic stress analysis of cold expanded fastener holes / D.L. Ball // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 1995. – Vol. 18. – pp. 47-63.
128. Poussard, C.G.C. Analytical and finite element predictions of residual stresses in cold-worked fastener holes / C.G.C. Poussard, M.J. Pavier, D.J. Smith // *Journal of Strain Analysis*. – 1995. – Vol. 30. – pp. 291-304.
129. Zhang, Y. Analysis of the residual stress around a cold-expanded fastener hole in a finite plate / Y. Zhang, M.E. Fitzpatrick, L. Edwards // *Strain*. – 2005. – Vol. 41. – pp. 59-70.
130. Pavier, M.J. A finite element simulation of the cold working process for fastener holes / M.J. Pavier, C.G.C. Poussard, D.J. Smith // *Journal of Strain Analysis*. – 1997. – Vol. 32. – pp. 287-300.
131. Papanikos, P. Three dimensional finite element analysis of cold expansion of adjacent holes / P. Papanikos, S.A. Meguid // *Int. Journal of Mech. Science*. – 1998. – Vol. 40. – pp. 1019-1028.

132. Pavier, M.J. Effect of residual stress around cold worked holes on fracture under superimposed mechanical load / M.J. Pavier, C.G.C. Poussard, D.J. Smith // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1999. – Vol. 63. – pp. 751-773.
133. Kang, J. Three-dimensional finite element analysis of the cold expansion of fastener holes in two aluminium alloys / J. Kang, W.S. Johnson, D.A. Clark // *Journal of Engineering Materials and Technology*. Transactions of the ASME 2002. – 2002. – Vol. 124. – pp. 140-145.
134. Chakherlou, T.A. A novel method of cold expansion which creates near uniform compressive tangential residual stress around a fastener hole / T.A. Chakherlou, J. Vogwell // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2004. – Vol. 27. – pp. 343-351.
135. Moreira, P.M.G.P. The Residual Stress Intensity Factors for Cold-Worked Cracked Holes: a Technical Note / P.M.G.P. Moreira and other // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2004. – Vol. 27. – pp. 879-886.
136. Kokaly, M.T. Predicting fatigue crack growth in the residual stress field of a cold worked hole / M.T. Kokaly // *J. ASTM Int*. 2005. – Vol. 2. – pp. 119-131.
137. Mahendra Babu, N.C. A simplified 3-D finite element simulation of cold expansion of a circular hole to capture through thickness variation of residual stresses / N.C. Mahendra Babu, T. Jagadish, K. Ramachandra, S.N. Sridhara // *Engineering Failure Analysis*. – 2008. – Vol. 15. – pp. 339-348.
138. Yongshou, L. Finite element method and experimental investigation on the residual stress fields and fatigue performance of cold expansion hole / L. Yongshou, S. Xiaojun, L. Jun, Y. Zhufeng // *Materials and Design*. – 2010. – Vol. 31. – pp. 1208-1215.
139. Schmidt H.J. Damage tolerance technology for current and future aircraft structures // *Proceedings of the 23rd ICAF Symposium of the International Committee on Aeronautical Fatigue*. – 2005. V. 1. P. 1–41.
140. Zhang X., Irving P., Edwards L., Fitzpatrick M., Sinclair I., Lin J., Yapp D. The influence of residual stress on design and damage tolerance of welded aircraft

- structures // Proceedings of the 23rd ICAF Symposium of the International Committee on Aeronautical Fatigue. – 2005. V. 1. P. 265–281.
141. Pisarev V.S., Balalov V.V., Aistov V.S., Bondarenko M.M., Yustus M.G. Reflection hologram interferometry combined with hole drilling technique as an effective tool for residual stresses fields investigation in thin-walled structures // Optics & Lasers in Engineering. – 2001. V. 36, N 6. P. 551–597.
142. Dalle Donna C., Lima E., Wegener J., Pyzalla A., Buslaps T. Investigations on residual stresses in friction stir welds // Proceedings of the 3rd International Conference on Friction Stir Welding. 27-28 September 2001, Kobe, Japan: TWI (UK) – 2001 – CD-ROM.
143. Fratini L., Zuccarello B. An analysis of through-thickness residual stress in aluminium FSW butt joints // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2006. V. 46, N 6. – P. 611–619.
144. Staron P, Vaidya WV, Koçak M, Homeyer J, Hackius J. Residual stresses in laser beam welded butt joints of the airframe aluminium alloy AA6056 // Materials Science Forum. – 2006. V. 524–525. – P. 413–418.
145. Milan M.T., Bose Filho W.W., Tarpani J.R., Malafaia A.M.S., Silva C.P.O., Pellizer B.C. and Pereira L.E. Residual Stress Evaluation of AA2024-T3 Friction Stir Welded Joints // Journal of Materials Engineering and Performance. – 2007. V. 16, N 1. – P. 86–92.
146. James M.N., Hughes D.J., Chen Z., Lombard H., Hattingh D.G., Asquith D., Yates J.R., Webster P.J. Residual stresses and fatigue performance // Engineering Failure Analysis. – 2007. V. 14, N 2. – P. 384–395.
147. Liljedahl C.D.M., Tan M.L., Zanellato O., Ganguly S., Fitzpatrick M.E., Edwards L. Evolution of residual stresses with fatigue loading and subsequent crack growth in welded aluminium alloy middle tension specimen // Engineering Fracture Mechanics. – 2008. V. 75, N 13. – P. 3881–3894.
148. Pisarev V.S., Eleonsky S.I., Odintsev I.N., Apalkov A.A. Residual stress determination by optical interferometric measurements of hole diameter

- increments // *Optics and Lasers in Engineering*. 2018. V. 110. P. 437-456. doi.org/10.1016/j.optlaseng.2018.06.022.
149. Yu E. Ma, P. Staron, T. Fischer, P. E. Irving. Size Effects on Residual Stress and Fatigue Crack Growth in Friction Stir Welded 2195-T8 aluminium. Part I: Experiments // *International Journal of Fatigue*. – 2011. V. 33, N 11. – P. 1417–1425.
150. Dalle Donne C. Biallas G. Ghidini T., Raimbeaux G. Effect of weld imperfections and residual stresses on the fatigue crack propagation in FSW joints // *Proceedings of the 2nd International Conference on Friction Stir Welding*. 26-18 June 2000, Gothenburg, Sweden: TWI (UK) – 2000 – CD-ROM.
151. Bussu G., Irving P.E. The role of residual stress and heat affected zone properties on fatigue crack propagation in friction stir welded 2024-T351 aluminium joints // *International Journal of Fatigue*. – 2003. V. 25, N 1. – P. 77–88.
152. John R., Jata K.V., Sadananda K. Residual stress effects on near-threshold fatigue crack growth in friction stir welds in aerospace alloys // *International Journal of Fatigue* – 2003. V. 25, N 9-11. – P. 939–948.
153. Sutton M.A., Reynolds A.P., Ge Y.Z., Deng X. Limited weld residual stress measurements in fatigue crack propagation: Part II. FEM-based fatigue crack propagation with complete residual stress fields // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* – 2006. V. 29. N 7. – P. 537–545.
154. Ghidini T., Dalle Donne C. Fatigue crack propagation assessment based on residual stresses obtained through cut-compliance technique // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* – 2007. V. 30, N 3. – P. 214–222.
155. Milan M.T., Bose Filho W.W., Ruckert C.O.F.T., Tarpani J.R. Fatigue behaviour of friction stir welded AA2024-T3 alloy: longitudinal and transverse crack growth // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* – 2008. V. 31, N.7. – P. 526–538.
156. Pasta S., Reynolds A. P. Evaluation of Residual Stresses During Fatigue Test in an FSW Joint // *Strain* – 2008. V. 44. N.2. – pp. 147–152.

157. Pouget G., Reynolds A.P. Residual stress and microstructure effects on fatigue crack growth in AA2050 friction stir welds alloys // *International Journal of Fatigue*. – 2008. V. 30, N 3. – P. 463–472.
158. Fratini L., Pasta S., Reynolds A.P. Fatigue crack growth in 2024-T351 friction stir welded joints: Longitudinal residual stress and microstructural effects // *International Journal of Fatigue*. – 2009. V. 31, N 3. – P. 495–500.
159. Liljedahl C.D.M., Brouard J., Zanellato O., Lin J., Tan M.L., Ganguly S., Irving P.E., Fitzpatrick M.E., Zhang X., Edwards L. Weld residual stress effects on fatigue crack growth behaviour of aluminium alloy 2024-T351 // *International Journal of Fatigue*. – 2009. V. 31, N 6. – P. 1081–1088.
160. Servetti G., Zhang X. Predicting fatigue crack growth rate in a welded butt joint: The role of effective R ratio in accounting for residual stress effect // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2009. V. 76, N 9. – P. 1589–602.
161. Zhang X., Bao R. Evaluation of the intrinsic crack growth rates of weld joints // *International Journal of Fatigue*. – 2011. V. 33, N 4. – P. 588–596.
162. Vaidya W.V., Staron P., Horstmann M. Fatigue crack propagation into the residual stress field along and perpendicular to laser beam butt-weld in aluminium alloy AA6056 // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* – 2012. V. 35, N 5. – P. 399–411.
163. Tra T.H., Okazaki M., Suzuki K. Fatigue crack propagation behavior in friction stir welding of AA6063-T5: Roles of residual stress and microstructure T351 // *International Journal of Fatigue*. – 2012. V. 43 (October 2012). – P. 23–29.
164. Božić Ž., Schmauder S., Mlikota M., Hummel M. Multiscale fatigue crack growth modelling for welded stiffened panels // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2014. V. 37 – P. 1043–1054.
165. Xu Y., Bao R., Liu H. A modified loading method for separating the effect of residual stress on fatigue crack growth rate of welded joints // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* – 2017. V. 40, N 8. – P. 1227–123.
166. Antonov AA, Bobrik AI, Morozov VK, Chernyshev GN. Residual stress determination by making a holes and holographic interferometry (in Russian).

- Proceedings of Soviet Academy of Science – Solid State Mechanics 1980; Issue 2:182–189.
167. Antonov AA, Kozintsev VM. Reflection hologram application for residual stresses measurement (in Russian). *Zavodskaja Laboratorija (Industrial Laboratory)* 1989; 55(5):84–87.
168. Чернышев Г.Н., Попов А.Л., Козинцев В.М., Пономарев И.И. Остаточные напряжения в деформируемых твердых телах. М.: Наука. Физматлит, 1996. 240 с.
169. Чернышев Г.Н., Попов А.Л., Антонов А.А., Иванов С.Д., Козинцев В.М. Технологические напряжения в сварных соединениях. М.: Изд-во МГОУ, 2004. 254 с
170. Lobanov LM, Kasatkin BS, Pivtorak VA, Andruschenko SG. The technique for residual stresses investigations by using holographic interferometry (in Russian). *Automated Welding* 1983; Issue 3:1–6.
171. Апальков, А.А. Интерпретация картин интерференционных полос при измерении остаточных напряжений с использованием электронной спекл-интерферометрии / А.А. Апальков, И.Н. Одинцев, И.А. Разумовский // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов.* – 2002. – Vol.5. – с. 39
172. Jones, R., Wykes, C. *Holographic and Speckle Interferometry*. Cambridge: Cambridge University Press. – 1989.
173. *Digital Speckle Pattern Interferometry and Related Techniques*. P. Rastogi (editor), West Sussex: John Wiley. – 2001.
174. Pisarev, V.S. Role of high-quality interference fringe patterns for the residual stress determination by the hole-drilling method / I.N. Odintsev, A.A. Apalkov, A.V. Chernov // *Visualization of Mechanical Processes.* – 2011. – Vol. 1. – DOI: 10.1615/VisMechProc.v1.i1.40.
175. Maclead, N. A kinematically designed mount for the precise location of specimen for holographic interferometry / N. Maclead, D.N. Kapur // *Journal of Physics E: Scientific Instruments.* – 1973. – Vol. 6. – pp. 423-424.

176. Stress Intensity Factors Handbook, ed. by Y. Murakami. Oxford: Pergamon. – 1987.
177. Jogdand PV, Murthy KSRK. A finite element based interior collocation method for the computation of stress intensity factors and T-stresses. *Engineering Fracture Mechanics* 2010; 77:1116-1127.
178. Matvienko Yu.G, Pisarev V.S., Eleonsky S.I., Chernov A.V. Residual stress/strain evolution due to low-cycle fatigue by removing local material volume and optical interferometric data // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. 2019. V. 42. P. 2061–2078. DOI: 10.1111/ffe.13083.
179. Matvienko Yu.G, Pisarev V.S., Eleonsky S.I. The effect of low-cycle fatigue parameters on damage accumulation near a hole // *Engineering Failure Analysis*. 2019. V. 106. doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.104175.
180. Мэнсон С.С. Температурные напряжения и малоцикловая усталость. Перевод с англ. – М.: Машиностроение, 1974. – 344 с.
181. Коффин Л.Ф. Исследование термической усталости применительно к компенсационной способности высокотемпературных трубопроводов. – В кн.: Жаропрочные сплавы при изменяющихся температурах и напряжениях. – М.; Л.: Госэнергоиздат, 1960, с. 259 – 279.
182. Махутов, Н.А. Исследование полей накопленных повреждений при циклическом нагружении / Н.А. Махутов, Н.К. Веретимус // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. – 2000. – Т. 66, №8. – С. 46–49.
183. Королев, И.К. Численное моделирование накопления повреждений и развития усталостной трещины в упругих материалах / И.К. Королев, С.В. Петин, А.Б. Фрейдин // *Вычисл. мех. спл. сред.* – 2009. – Т. 2, №3. – С. 34-43.
184. Chalant, G. Model of fatigue crack propagation by damage accumulation at the crack tip / G. Chalant, L. Remy // *Eng. Fract. Mech.* – 1983. – V.18, №5. – P. 939-952.

185. Ellyin F., Fakinlede C.O. Probabilistic simulation of fatigue crack growth by damage accumulation // *Eng. Fract. Mech.* 1985. V. 22. №4. P. 697-712.
186. Glinka G. A Cumulative model of fatigue crack growth // *Int. J. Fatigue.* 1982. V. 4. № 2. P. 59–67.
187. Peterson RE. Stress concentration Factors. Charts and Relations Useful in Making Strength Calculations for Machine Parts. New-York. John Wiley; 1974.
188. Wang X, Meng Q, Hu W. Fatigue life prediction for butt-welded joints considering weld-induced residual stresses and initial damage, relaxation of residual stress, and elasto-plastic fatigue damage. *Fatigue Fract Eng Mater Struct.* 2019; 42(6):1373-1386. <https://doi.org/10.1111/ffe.12993>