

Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования
Московский авиационный институт
(национальный исследовательский университет)

На правах рукописи



Кожевников Глеб Денисович

МЕТОДИКА ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ
ОБРАБОТКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ
ДЕТАЛЕЙ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

2.5.15. – Тепловые, электроракетные двигатели и энергоустановки
летательных аппаратов

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
Кандидат технических наук
Ляховецкий Максим Александрович

Москва – 2026

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	5
ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СОВРЕМЕННЫХ МЕТОДОВ ПОВЫШЕНИЯ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ И ПОДХОДОВ К МОДЕЛИРОВАНИЮ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ	16
1.1 Усталостное разрушение деталей ГТД и ЭУ	16
1.2 Методы повышения усталостной прочности деталей ГТД и ЭУ	19
1.3 Технология лазерной ударной обработки и ее влияние на усталостные характеристики титановых сплавов.....	24
1.4 Обзор существующих численных методов моделирования процесса лазерной ударной обработки и подходов к оптимизации технологических режимов	29
1.4.1 Прямое моделирование	30
1.4.2 Метод собственных деформаций	32
1.5 Подходы к оптимизации режимов лазерной ударной обработки.....	35
1.6 Выводы по главе	37
ГЛАВА 2. ЧИСЛЕННАЯ МОДЕЛЬ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ.	39
2.1 Алгоритм численного моделирования лазерной ударной обработки	39
2.2 Анализ подходов к описанию плазмы в ограниченном канале при лазерной ударной обработке.....	42
2.3 Выбор модели поведения материала при динамическом нагружении в процессе лазерной ударной обработке	48
2.4 Конечно-элементная реализация.....	52
2.5 Выводы по главе	55
ГЛАВА 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ БАЗА И МЕТОДИКИ ИССЛЕДОВАНИЯ	57

3.1	Материал и геометрические параметры исследуемых образцов	57
3.2	Установка лазерной ударной обработки и ее составляющие.....	59
3.3	Оборудование и методики определения свойств материалов.....	62
ГЛАВА 4. ВАЛИДАЦИЯ ЧИСЛЕННОЙ МОДЕЛИ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГРАНИЦ ЕЁ ПРИМЕНИМОСТИ.....		65
4.1	Задача и методика валидации.....	65
4.2	Валидация численной модели по отпечатку после одиночного и повторного воздействия	67
4.3	Валидация численной модели по распределению остаточных напряжений	75
4.4	Валидация по изгибу образцов.....	82
4.5	Выводы по главе	89
ГЛАВА 5. МЕТОДИКА ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ И ЕЁ ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ		91
5.1	Структура методики оптимизации режимов лазерной ударной обработки	91
5.2	Обоснование выбора критерия оценки усталостной прочности	94
5.3	Обоснование выбора метода оптимизации	96
5.4	Апробация методики оптимизации режима лазерной ударной обработки на образцах-имитаторах спинки рабочей лопатки ГТД.	99
5.5	Результаты усталостных испытаний образца имитатора спинки рабочей лопатки ГТД.....	112
5.6	Разработка опытного технологического процесса лазерной ударной обработки спинки рабочей лопатки газотурбинного двигателя	116
5.7	Выводы по главе	123
ЗАКЛЮЧЕНИЕ		125

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ.....	127
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	128
ПРИЛОЖЕНИЕ 1.....	140
ПРИЛОЖЕНИЕ 2.....	141
ПРИЛОЖЕНИЕ 3.....	142

ВВЕДЕНИЕ

Повышение ресурса и эксплуатационной надёжности деталей газотурбинных двигателей является одной из основных задач современного двигателестроения. Рабочие лопатки, диски и вал компрессора относятся к числу ответственных деталей, работающих в условиях переменных аэродинамических, центробежных и вибрационных нагрузок. В таких условиях одним из основных механизмов, приводящих к выходу детали из строя, является усталостное разрушение.

Зарождение усталостных трещин в лопатках, как правило, связано с качеством поверхностного слоя детали и эксплуатационными повреждениями [1]. На этот процесс влияют шероховатость, микроструктура, степень наклёпа, остаточные поверхностные напряжения, повреждения от попадания в тракт двигателя посторонних предметов, эрозии, коррозии и других эксплуатационных факторов.

Актуальность темы исследования

Одним из важнейших управляемых параметров качества поверхностного слоя являются поверхностные остаточные напряжения (ОН). Растягивающие напряжения могут ускорять раскрытие и развитие трещин, тогда как сжимающие ОН в поверхностном слое снижают уровень результирующих напряжений при циклическом нагружении.

Для формирования сжимающих ОН в деталях газотурбинных двигателей применяются методы поверхностного пластического деформирования. К ним относятся дробеструйная обработка, ультразвуковое упрочнение, малопластичное выглаживание и лазерная ударная обработка (ЛУО). ЛУО представляет интерес как бесконтактный метод упрочнения, основанный на действии ударной волны, возникающей при образовании плазмы под воздействием короткого лазерного импульса.

Влияние ЛУО на качество поверхностного слоя определяется параметрами самого лазерного излучения, а также схемой воздействия импульсов на поверхность (стратегией обработки) [2]:

- энергией;
- длительностью импульса;
- диаметром пятна;
- распределением интенсивности по пятну;
- перекрытием (геометрическое соотношение шага к диаметру соседних отпечатков);
- числом проходов;
- последовательностью обработки;
- и др.

В инженерной практике и в ряде исследований [3, 2, 4] эффективность режима ЛУО часто оценивается по характеристикам остаточного напряжённого состояния: максимальной величине сжимающих напряжений, глубине их залегания, т.е. глубине перехода сжимающих напряжений в растягивающие. Эти параметры важны, но они не полностью определяют усталостную прочность детали: увеличение уровня сжимающих напряжений в поверхностном слое может сопровождаться ростом компенсирующих растягивающих напряжений в глубинных слоях материала, которые при наложении внешней нагрузки могут привести к образованию очага трещины внутри детали. Высокие уровни ОН могут приводить к значительным геометрическим отклонениям и выходу за пределы указанных допусков. Обработка тонкостенных деталей на глубину, превышающую толщину детали может приводить к локальным деформациям и непрогнозируемому напряженно-деформированному состоянию, например в кромке лопатки.

Таким образом, подбор рационального режима обработки ЛУО должен включать не просто максимизацию параметром эпюры ОН, необходимо учитывать напряженное состояние детали при наложении эксплуатационных

нагрузок и оценивать влияние ОН на запас усталостной прочности в наиболее нагруженных зонах, учитывать коробление детали при обработке. Такой подход позволит перейти от полностью экспериментального подбора режима по характеристикам поверхностного слоя или результатам эксплуатационных испытаний к расчетно-экспериментальной методике назначения оптимальной эпюры поверхностных ОН для увеличения запаса усталостной прочности и её реализации с помощью процесса лазерной ударной обработки.

Таким образом, актуальность работы определяется необходимостью разработки расчётно-экспериментальной методики оптимизации режимов лазерной ударной обработки, основанной на валидированной численной модели и позволяющей выбирать параметры обработки с учётом влияния сформированного остаточного напряжённо-деформированного состояния на запас усталостной прочности детали.

Степень разработанности темы

Развитие лазерной ударной обработки началось с исследований лазерно-индуцированных ударных волн. Одними из первых работ, заложивших физическую основу этого направления, стали исследования Г.А. Аскарьяна и Е.М. Мороза [6], выполненные в 1962 г. В них было показано, что давление, возникающее при воздействии интенсивного лазерного пучка на металлическую поверхность, связано не только с давлением излучения, но и с давлением образующейся плазмы.

Важным этапом стало исследование N.C. Anderholm [7], в котором была показана возможность усиления ударного давления при использовании прозрачного ограничивающего слоя. Применение кварцевого слоя позволило получить давление порядка нескольких ГПа при наносекундном лазерном импульсе. Это сформировало физическую основу режима ограниченной абляции, который позднее стал базовым для лазерной ударной обработки.

Как самостоятельное технологическое направление ЛУО начала формироваться в начале 1970-х годов в Battelle Memorial Institute. Первые опыты Fairand, Mallozzi и Wilcox [8] были направлены на оценку влияния

лазерно-индуцированной ударной волны на механические свойства алюминиевых сплавов. Было показано, что лазерное ударное воздействие может повышать предел текучести в отдельных состояниях сплава за счёт увеличения плотности дислокаций. В 1974 г. Fairand и Mallozzi получили первый патент на лазерную ударную обработку, связанную с изменением свойств материала с использованием ограниченной плазмы [9].

Моделирование процесса развивалось практически одновременно с экспериментальными исследованиями. Первые расчётные подходы были направлены не на полный расчёт остаточных напряжений, а на определение давления, создаваемого плазмой, и распространения ударной волны в образце [10, 11]. В середине 1970-х годов в Battelle была разработана одномерная модель LILA, основанная на методе конечных разностей и предназначенная для расчёта давления на поверхности в условиях ограниченной плазмы [12].

Следующий этап связан с развитием аналитических и численных моделей плазменного давления. Существенный вклад в это направление внесли R. Fabbro, P. Peyre, L. Berthe и их коллеги [13, 14, 15]. В 1990 г. была опубликована расширенная одномерная модель [13], описывающая физические процессы в ограниченной лазерно-индуцированной плазме.

С конца 1990-х годов основным инструментом моделирования лазерной ударной обработки стало конечно-элементное моделирование [16]. В этот период была сформирована практическая схема расчёта, при которой взаимодействие лазера с веществом напрямую не моделируется, а на поверхность образца прикладывается заданный импульс давления. В работах конца 1990-х годов, включая исследования Braisted и Brockman, КЭ-модели использовались для расчёта величины и глубины сжимающих остаточных напряжений [17, 18].

В 2000-е годы КЭ-моделирование ЛУО получило дальнейшее развитие в работах французских, испанских и других исследовательских групп [19, 20, 21]. Модели стали использоваться не только для расчёта одиночного воздействия, но и для анализа перекрытия пятен, многократных проходов,

пространственного распределения давления, неоднородности поля остаточных напряжений и влияния геометрии образца.

Первое промышленное внедрение лазерной ударной обработки упоминается в работе А.Н. Clauser, технология была доведена до первого промышленного применения при обработке вентиляторных лопаток авиационных двигателей, где требовалось повысить сопротивление усталостному разрушению после повреждений кромки [12].

Современный этап развития моделирования ЛУО характеризуется переходом от отдельных расчётов остаточных напряжений к использованию численных моделей как инструмента выбора технологических режимов. Конечно-элементные модели применяются для оценки влияния энергии импульса, диаметра пятна, перекрытия, числа проходов, пространственного распределения интенсивности и схемы обработки на остаточные напряжения и деформации. В современных обзорах [16] подчёркивается, что КЭ-анализ стал одним из основных инструментов исследования ЛУО, однако точность расчёта по-прежнему зависит от корректности задания давления, модели материала и экспериментальной проверки результатов.

В Российской Федерации исследования, связанные с ЛУО, образующимися ОН, усталостной прочностью и расчётным анализом упрочняющих технологий, развиваются в нескольких научных группах. К числу исследователей, работы которых связаны с данной проблематикой, относятся Ю.А. Ножницкий, М.А. Ляховецкий, О.А. Плехов, Ширяев А. А., Г.Ж. Сахвадзе, А.М. Корсунский и другие авторы. Вместе с тем практическое внедрение ЛУО на отечественных предприятиях остаётся ограниченным, что повышает значимость расчётно-экспериментальных исследований, направленных на обоснованный выбор режимов обработки для деталей газотурбинных двигателей.

Таким образом, к настоящему времени сформированы физические основы лазерной ударной обработки, разработаны модели плазменного давления и накоплен значительный опыт конечно-элементного расчёта

остаточных напряжений. Вместе с тем при выборе режимов обработки деталей сложной формы сохраняется необходимость в моделях, прошедших комплексную экспериментальную валидацию. Особенно важным остаётся переход от оценки режима только по величине и глубине сжимающих остаточных напряжений к расчётной методике, учитывающей влияние сформированного остаточного напряжённо-деформированного состояния на запас усталостной прочности детали.

Объектом исследования является технологический процесс лазерной ударной обработки деталей ГТД.

Предмет исследования: методика оптимизации напряженно-деформированного состояния детали с учетом динамических нагрузок и состояния поверхностного слоя после лазерной ударной обработки для повышения усталостной прочности, и численная модель процесса лазерной ударной обработки.

Цель исследования: разработка методики оптимизации режимов лазерной ударной обработки деталей газотурбинных двигателей, обеспечивающей повышение запаса усталостной прочности за счёт формирования рационального распределения остаточных напряжений.

Задачи исследования:

1. Проанализировать современные методы повышения усталостной прочности деталей газотурбинных двигателей, физико-механические основы лазерной ударной обработки, а также существующие подходы к моделированию и оптимизации режимов лазерной ударной обработки.
2. Разработать численную модель процесса лазерной ударной обработки для титанового сплава ВТ6, позволяющую рассчитывать остаточное напряжённо-деформированное состояние детали после импульсного ударно-волнового воздействия.
3. Разработать и реализовать комплексную методику экспериментальной валидации численной модели лазерной ударной обработки на образцах из титанового сплава ВТ6.

4. Разработать и апробировать расчетно-экспериментальную методику оптимизации режимов лазерной ударной обработки для повышения запаса усталостной прочности конструктивно-подобных элементов деталей газотурбинного двигателя.

Научной новизной обладают следующие результаты:

1. Разработана численная модель процесса лазерной ударной обработки титанового сплава ВТ6 и комплексная методика её экспериментальной валидации по трем параметрам: форме одиночного отпечатка, параметрам эпюры остаточных напряжений и изгибу образцов после упрочнения.

2. Установлена область применимости разработанной численной модели лазерной ударной обработки для титанового сплава ВТ6, в которой достигается качественное и количественное совпадение экспериментальных и расчетных данных:

- Длительность лазерного излучения от 16 до 70 нс,
- Интенсивность лазерного излучения от 1 до 8 ГВт/см²,
- Количество повторных импульсов (проходов) от 1 до 3 раз.

3. Впервые предложена комплексная методика оптимизации режимов лазерной ударной обработки на основе критерия Гудмана для максимизации запаса прочности при динамическом нагружении детали/образца, состоящая из определения целевой эпюры поверхностных остаточных напряжений, обеспечивающей достижение максимального запаса усталостной прочности, и подбора технологических параметров лазерной ударной обработки для её воспроизведения.

Практическая значимость результатов исследования:

1. Разработана комплексная расчетно-экспериментальная методика рационального выбора режимов лазерной ударной обработки на основе критерия Гудмана для максимизации запаса прочности при динамическом нагружении деталей газотурбинных двигателей.

2. Разработан режим лазерной ударной обработки образцов-имитаторов спинки рабочей лопатки ГТД, который позволил повысить предел выносливости на 28%.

3. Разработан опытный технологический процесс лазерной ударной обработки спинки пера рабочей лопатки компрессора из титанового сплава ВТ6, который позволил повысить усталостную прочность рабочей лопатки на 16%.

4. Результаты диссертационной работы внедрены в опытно-конструкторские работы «ОКБ им. А. Люльки» филиал ПАО «ОДК-УМПО» при разработке технологического процесса лазерной ударной обработки рабочих лопаток в соответствии с Решением №45/2025 от 30.05.2025 г.

Методология и методы исследования:

В работе применены расчетные и экспериментальные методы исследования. Экспериментальная часть включала регистрацию параметров лазерного излучения, лазерную ударную обработку образцов и рабочей лопатки, измерение профиля поверхности, определение остаточных напряжений, оценку изгиба образцов и проведение сравнительных усталостных испытаний. Расчетная часть выполнена с использованием конечно-элементного анализа в явной и неявной постановке в программном комплексе ANSYS и включала моделирование импульсного ударно-волнового воздействия, расчет остаточного напряженно-деформированного состояния и оценку запаса усталостной прочности по критерию Гудмана.

Достоверность результатов исследований:

Достоверность результатов исследований обеспечивается применением апробированных расчетных методов конечно-элементного анализа, использованием сертифицированного и поверенного экспериментального оборудования, воспроизводимостью результатов измерений, а также комплексным сопоставлением расчетных и экспериментальных данных. Численная модель валидирована по трем уровням отклика: форме отпечатка после одиночного и повторного воздействия, распределению остаточных

напряжений по глубине и изгибу образцов после обработки. Эффективность выбранных режимов подтверждена сравнительными усталостными испытаниями образцов-имитаторов и рабочей лопатки.

Основные положения, выносимые на защиту:

1. Численная модель процесса лазерной ударной обработки и результаты её комплексной экспериментальной валидации.
2. Комплексная методика рационального выбора режимов лазерной ударной обработки на основе критерия Гудмана для максимизации запаса прочности при динамическом нагружении деталей газотурбинных двигателей.
3. Результаты сравнительных усталостных испытаний образцов-имитаторов спинки рабочей лопатки ГТД из титанового сплава ВТ6, обработанных по рациональным режимам лазерной ударной обработки.
4. Опытный технологический процесс лазерной ударной обработки рабочей лопатки компрессора ГТД из титанового сплава ВТ6 и результаты сравнительных усталостных испытаний.

Апробация работы.

Основные положения и результаты диссертационной работы доложены и обсуждены на международных и всероссийских научно-технических конференциях: «Авиация и космонавтика» (Москва, 2022-2025), «Гагаринские чтения» (Москва, 2023-2024), Фортовская конференция «Уравнение состояния вещества» (2025), Международная научно-техническая конференция по авиационным двигателям «International Conference on Aviation Motors» (ICAM 2025).

Публикации.

По теме диссертации опубликовано 15 работ, из них в рецензируемых научных изданиях и изданиях, приравненных к ним, опубликовано 4 работы, 1 патент на изобретение и 1 программа для ЭВМ:

1. The Effect of Laser Shock Peening on the Physical and Mechanical Properties of the Surface Layer of D16 Aluminum Alloy / D. D. Korolev, G.D.

Kozhevnikov, D. A. Tokachev [et al.] // Russian Aeronautics. – 2023. – Vol. 66, No. 4. – P. 829-837. – DOI 10.3103/s1068799823040244. – EDN OBMIUL.

2. Конечно-элементное моделирование деформаций поверхности лопаток компрессора ГТД из титанового сплава ВТ6, образующихся при лазерной ударной обработке с расширением низкотемпературной плазмы в ограниченном канале / Г. Д. Кожевников, Д. Д. Королев, М. А. Ляховецкий [и др.] // Тепловые процессы в технике. – 2024. – Т. 16, № 7. – С. 295-302. – EDN QFRGUL.

3. Surface Integrity and Fatigue Performance of Laser Shock Peened VT6 Titanium Alloy / M. A. Lyakhovetsky, D.D. Korolev, G.D. Kozhevnikov, L.E. Agureev, G.N. Kravchenko, E.V. Zabenko. // Journal of Surface Investigation: X-ray, Synchrotron and Neutron Techniques. – 2025. – Vol. 19, No. 5. – P. 1154–1161. – DOI: 10.1134/S1027451025701642.

4. Валидация численной модели процесса лазерной ударной обработки по распределению остаточных напряжений и изгибу образцов из титанового сплава ВТ6 / Г.Д. Кожевников // Насосы. Турбины. Системы. – 2026. – № 2(59). – С. 111-120.

5. Патент № 2793015 С1 Российская Федерация, МПК В23К 26/60, С23С 26/00, С23С 28/00. Способ нанесения абляционного покрытия для снижения термических дефектов при обработке деталей методом лазерного ударного упрочнения : № 2022114867 : заявл. 01.06.2022 : опубл. 28.03.2023 / Д. Д. Королев, М. А. Ляховецкий, Л. Н. Лесневский, Г. Д. Кожевников ; заявитель федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования "Московский авиационный институт». – EDN DYRXXF.

6. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2022666065 Российская Федерация. Программное обеспечение для расчета параметров ионизированного газа при воздействии когерентного излучения : № 2022665170 : заявл. 11.08.2022 : опубл. 24.08.2022 / Г. Д. Кожевников, Д. Д. Королев, М. А. Ляховецкий ; заявитель Федеральное

государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Московский авиационный институт». – EDN GJCDJJ.

Вклад автора в проведение исследований.

Автором выполнен анализ современного состояния исследований по лазерной ударной обработке и подходам к её численному моделированию; разработана численная модель процесса ЛУО титанового сплава ВТ6; проведена её расчётно-экспериментальная валидация по форме отпечатка, распределению остаточных напряжений и изгибу образцов; разработана методика оптимизации режимов ЛУО с учётом динамического нагружения и критерия запаса усталостной прочности; выполнены расчёты по выбору целевых профилей остаточных напряжений и технологических параметров обработки для образцов-имитаторов и рабочей лопатки КНД;

Внедрение результатов исследований.

Результаты диссертационной работы внедрены в опытно-конструкторские работы «ОКБ им. А. Люльки» филиал ПАО «ОДК-УМПО» при разработке технологического процесса лазерной ударной обработки рабочих лопаток в соответствии с Решением №45/2025 от 30.05.2025 г.

Структура и объем работы.

Диссертация состоит из введения, пяти глав, заключения, списка использованных источников из 115 наименований и 3 приложений. Общий объем диссертации составляет 142 страниц и включает 72 рисунка и 10 таблиц.

ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СОВРЕМЕННЫХ МЕТОДОВ ПОВЫШЕНИЯ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ И ПОДХОДОВ К МОДЕЛИРОВАНИЮ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ

1.1 Усталостное разрушение деталей ГТД и ЭУ

Детали газотурбинных двигателей и энергетических установок летательных аппаратов в процессе эксплуатации подвергаются циклическому нагружению, вследствие чего усталостное разрушение является одним из факторов, ограничивающих их ресурс и надёжность [22, 23, 24, 25]. Зарождение усталостных трещин, как правило, связано с локальными особенностями напряжённо-деформированного состояния материала, которые могут быть обусловлены как геометрией детали и условиями нагружения, так и эксплуатационными или производственными повреждениями.

Согласно положениям линейной упругой механики разрушения [26, 27], при действии на деталь с концентратором напряжений циклической нагрузки с постоянным диапазоном напряжений $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$, возможен стабильный рост усталостных трещин даже в тех случаях, когда номинальные напряжения не превышают предел текучести материала. Это связано с тем, что вблизи вершины трещины формируется локальная область интенсивной пластической деформации. Напряжённо-деформированное состояние вблизи вершины трещины характеризуется коэффициентом интенсивности напряжений (КИН) ΔK [28]:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min}, \quad (1.1)$$

где значения КИН при минимальном и максимальном напряжениях цикла определяются длиной трещины a и уровнем приложенного циклического напряжения σ .

$$K_{max} = Y \times \sigma_{max} \times \sqrt{\pi \times a} \quad (1.2)$$

$$K_{min} = Y \times \sigma_{min} \times \sqrt{\pi \times a}, \quad (1.3)$$

где Y – безразмерный параметр, зависящий от геометрии детали и формы трещины.

Скорость роста усталостных трещин в материале в области устойчивого распространения может быть описана законом Пэриса [29]:

$$\frac{da}{dN} = C \times (\Delta K)^n, \quad (1.4)$$

где $\frac{da}{dN}$ – скорость роста усталостной трещины, C и n – постоянные Пэриса.

На рисунке 1.1 показана схематическая кинетическая диаграмма усталостного разрушения. Область I ($\Delta K < \Delta K_{th}$) соответствует пороговому диапазону КИН, ниже которого усталостный рост трещины практически не наблюдается. В области II наблюдается линейный рост усталостной трещины, описываемый уравнением Пэриса. В области III, по мере приближения максимального значения ΔK к критическому, происходит интенсивное распространение трещины, завершающееся разрушением детали.

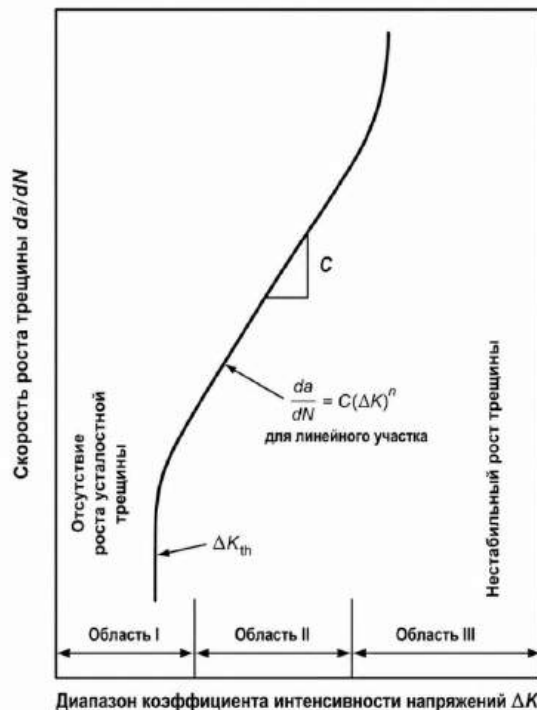


Рисунок 1.1 – Схематическая зависимость роста усталостной трещины от коэффициента интенсивности напряжений [30]

Согласно ГОСТ 23207-78 процесс усталостного разрушения принято подразделять на две основные категории [31]:

1. малоцикловая усталость – усталость материала, при которой усталостное повреждение или разрушение происходит при упругопластическом деформировании;
2. многоцикловая усталость – усталость материала, при которой усталостное повреждение или разрушение происходит в основном при упругом деформировании;

Однако в современной литературе [32] также выделяют гигацикловую усталость – усталость материала, при которой усталостное разрушение происходит при упругом деформировании при очень большом числе циклов нагружения (более 10^9)

Для авиадвигателестроительной отрасли усталость является одной из наиболее частых причин выхода деталей из строя. Согласно данным статистического исследования 173-х авиационных происшествий за период 1990–2017 гг., проведенных в работе [33], наиболее распространенной причиной разрушения рабочих лопаток и дисков компрессора является именно усталостное разрушение, которое встречалось в 59 % случаев, что существенно превышает долю других механизмов разрушения, рисунок 1.2.



Рисунок 1.2 – Распределение причин разрушения для лопаток и дисков ГТД [33].

Полученные результаты подтверждаются рядом публикаций [34, 35, 36], в которых затрагиваются причины возникновения усталостных трещин в деталях авиационных двигателей. Ключевыми причинами возникновения усталостных трещин являются: попадание посторонних предметов в тракт двигателя, производственные дефекты и повреждение деталей в результате износа и фреттинга в процессе эксплуатации. Эти дефекты повышают локальные напряжения и становятся вероятными зонами зарождения усталостной трещины. Так, в работе [35] ресурс двигателя Д18-Т уменьшился с 14 928 полётных циклов до 3 732 из-за наличия производственного дефекта в диске компрессора, изготовленного из титанового сплава ВТ3.

1.2 Методы повышения усталостной прочности деталей ГТД и ЭУ

Повышение усталостной прочности деталей ГТД и ЭУ достигается как конструктивными методами, связанными с изменением геометрии детали и уменьшением либо перераспределением напряжений, так и технологическими методами, включающими специальные финишные операции, направленные на модификацию поверхностного слоя и снижение влияния неблагоприятной технологической наследственности [37].

В современной промышленности наибольшее распространение получили следующие группы методов:

- методы поверхностного пластического деформирования (ППД) – основанные на введении в поверхностный слой детали пластических деформаций за счет внешнего механического воздействия.
- методы термопластического упрочнения (ТПУ) – основаны на быстром охлаждении нагретой детали.
- физико-химические методы модификации поверхности – основанные на имплантации атомов в кристаллическую решетку поверхностных слоев упрочняемой детали.

Несмотря на различия в физической природе, большая часть этих методов приводит к формированию в поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений (ОН).

Поверхностные ОН влияют на ресурс деталей ГТД в условиях циклических нагрузок, ускоряя или замедляя зарождение и рост усталостной трещины [38]. Зачастую ОН рассматриваются как наложенные на приложенное внешнее напряжение, что приводит к формированию эффективного КИН $K_{эф}$ [39, 40]:

$$K_{эф} = K_{внеш} + K_{ост}, \quad (1.5)$$

где $K_{ост}$ – коэффициент интенсивности напряжений, обусловленный остаточными напряжениями.

На рисунке 1.3 схематично представлено влияние остаточных напряжений на цикл нагружений [39]. Кривая II представляет собой цикл приложенной нагрузки, в котором отсутствуют остаточные напряжения в материале. Когда на приложенное напряжение накладывается поле растягивающих остаточных напряжений, например, вследствие механической обработки, эффективный КИН увеличивается. С другой стороны, сжимающие напряжения уменьшают результирующие напряжения, что приводит к уменьшению эффективного КИН. При анализе цикла учитывается только положительная часть КИН, соответствующая раскрытию трещины.

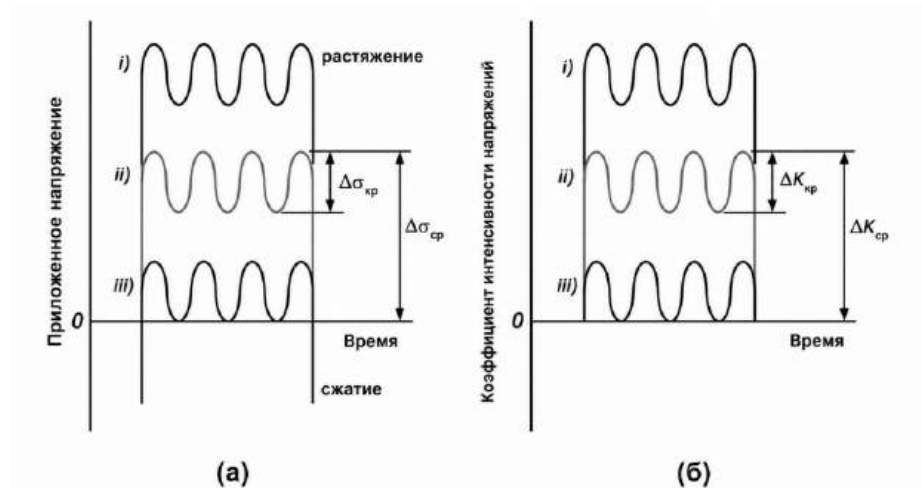


Рисунок 1.3 – Схематическое представление влияния остаточных напряжений на цикл нагружения [39]

Следовательно, сжимающие поверхностные ОН могут снижать результирующий КИН в вершине усталостной трещины и тем самым влиять на скорость её роста и долговечность детали. Поэтому управление остаточным напряжённым состоянием поверхностного слоя является одним из подходов к повышению усталостной прочности деталей ГТД.

Эффективность методов поверхностного упрочнения в значительной степени определяется характеристиками формируемого распределения ОН в поверхностном слое детали, схематично показанного на рисунке 1.4. Наибольшее значение при этом имеют величина остаточных напряжений на поверхности $\sigma_{\max}$, глубина их залегания h , т.е. точка перехода из сжимающих напряжений в растягивающие, а также интегральная характеристика, отражающая характер распределения поверхностных остаточных напряжений по глубине детали.

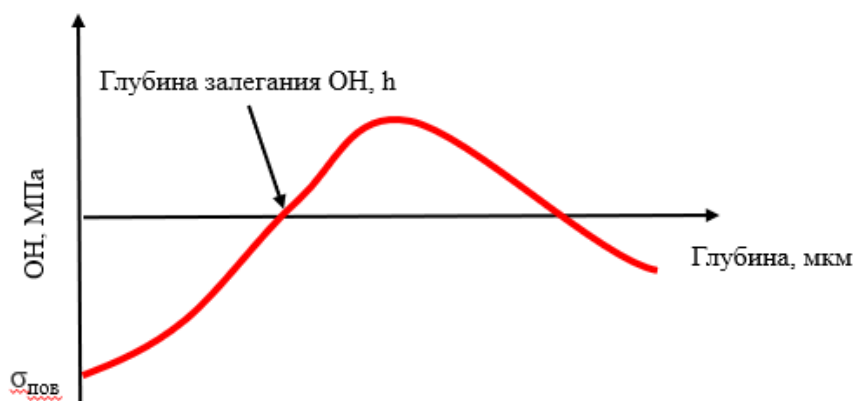


Рисунок 1.4 – Схематичное распределение остаточных напряжений по сечению детали

Согласно исследованию [37], методы ППД являются наиболее распространёнными в производстве ГТД: до 90 % деталей компрессора и 50 % деталей турбины подвергаются упрочнению данным способом.

К числу наиболее распространённых и перспективных методов поверхностного упрочнения, применяемых для повышения усталостной прочности, относятся [41]:

- Дробеструйная обработка (ДСО);
- Гидродробеструйная обработка;
- Ультразвуковая обработка микрошариками (УЗО);
- Лазерная ударная обработка;
- Малопластичное выглаживание.

В таблице 1.1 представлено сравнение вышеуказанных методов по 4 основным параметрам, определяющим качество поверхностного слоя и характеристики процесса: шероховатость, степень наклепа, скорость деформации и глубина сжимающих остаточных напряжений.

Таблица 1.1 – Зависимость параметров поверхностного слоя от метода обработки

№	Метод ППД	Шероховатость Ra, мкм	Глубина сжимающих ОН, мм	Степень наклепа, %	Скорость деформации, с ⁻¹
1	Дробеструйная обработка [42, 43]	$\geq 0,8$	$\leq 0,2$	~15-20	10^4
2	Гидродробеструйная обработка [47, 48, 49]	$\geq 0,4$	$\leq 0,2$	~10-15	10^4
3	Ультразвуковая обработка микрошариками [46, 50, 51]	$\geq 0,4$	$\leq 0,2$	~7-10	10^3
4	Малопластичное выравнивание [41, 45, 54, 57]	$\geq 0,16$	$\leq 0,7$	~15-25	10^2
5	Лазерная ударная обработка [44, 52, 53, 54 55]	$\geq 0,16$	≤ 1.5	~10-15	10^6

Сопоставление представленных результатов показывает, что дробеударные методы упрочнения характеризуются сравнительно небольшой глубиной ОН, что связано с затуханием энергии удара в приповерхностном слое и сравнительно меньшей скоростью деформирования.

Малопластичное выравнивание позволяет формировать более глубокие ОН, однако данный метод сопровождается повышенной степенью наклепа и высокими контактными давлениями, что может приводить к короблению тонкостенных элементов, что ограничивает его применение для ряда деталей авиационных двигателей [46].

На этом фоне ЛУО представляет значительный интерес как метод поверхностного упрочнения, где требуется локальное формирование глубокого слоя сжимающих ОН без прямого механического контакта с инструментом.

1.3 Технология лазерной ударной обработки и ее влияние на усталостные характеристики титановых сплавов

Процесс ЛУО представляет собой импульсное направленное воздействие лазерного излучения на поверхность детали, рисунок 1.5 [53]. Перед обработкой поверхность детали покрывают абляционным защитным слоем, например краской, ПВХ-лентой или алюминиевой фольгой. Данный слой выполняет двойную функцию: служит источником образования плазмы и одновременно защищает поверхность детали от прямого термического воздействия лазерного излучения. Поверх абляционного покрытия наносят ограничивающий слой, в качестве которого обычно используют воду или кварцевое стекло. Его основная функция заключается в удержании плазмы в зоне воздействия, что обеспечивает эффективность лазерной ударной обработки.

Мощный лазерный импульс малой длительности проходит через ограничивающий слой, прозрачный для лазерного излучения, и воздействует на абляционное покрытие. В результате поглощения энергии лазерного излучения происходит резкий нагрев поверхностных слоев покрытия с последующим образованием плазмы высокого давления. По мере дальнейшего подвода энергии давление плазмы возрастает, что приводит к формированию ударной волны, распространяющейся в материал детали. Воздействие ударной волны вызывает высокоскоростную пластическую деформацию поверхностного слоя, в результате чего в материале формируется поле остаточных напряжений.

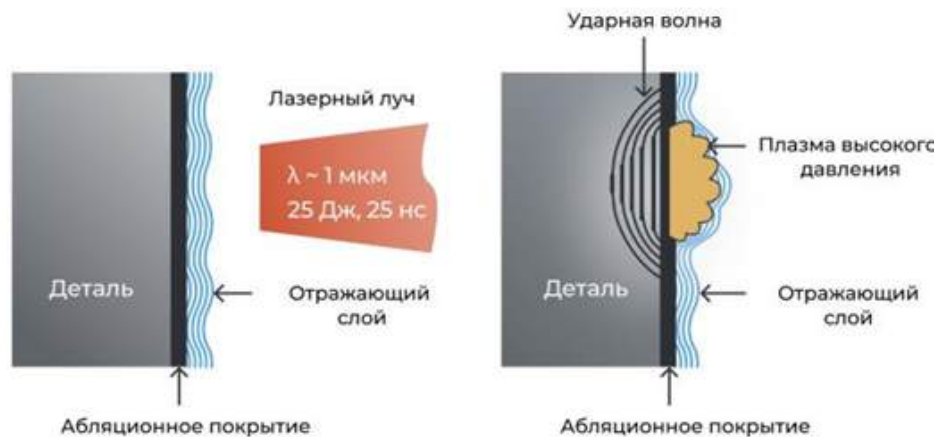


Рисунок 1.5 – Принципиальная схема лазерной ударной обработки [53].

Механизм формирования остаточных напряжений при ЛУО связан со сжатием поверхностного слоя материала под действием давления от расширяющейся плазмы. В результате в локальной зоне обработки возникает пластическая деформация, а деформированный объем материала стремится к расширению в направлениях, параллельных поверхности. После прекращения действия ударного импульса окружающий, менее деформированный материал препятствует этому расширению. Из-за этого в поверхностном слое формируются сжимающие остаточные напряжения, тогда как в более глубоких слоях и на периферии возникают компенсирующие растягивающие напряжения.

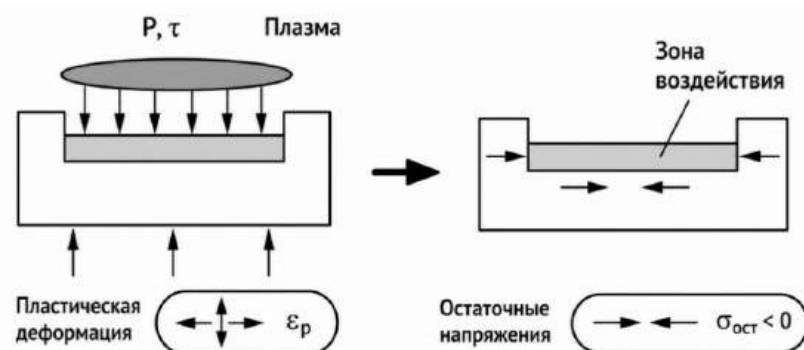


Рисунок 1.6 – Механизм формирования остаточных напряжений при методах поверхностного пластического деформирования

Формирование ОН при ЛУО определяется совокупностью взаимосвязанных стадий процесса: поглощением лазерного излучения, образованием плазмы, генерацией ударной волны и пластической

деформацией материала. Поэтому конечное состояние поверхностного слоя детали зависит от комплекса энергетических, геометрических и технологических параметров обработки. Основные параметры процесса ЛУО и их влияние на состояние обработанной детали приведены в таблице 1.2.

Таблица 1.2 – Технологические параметры процесса ЛУО

Группа параметров	Наименование	Влияние на процесс ЛУО и поверхностный слой детали	Типичные значения
Энергетические	интенсивность, ГВт/см ²	величина давления плазмы, величина остаточных напряжений на поверхности, коробление детали	0,5-10 ГВт/см ²
	длительность импульса, нс	длительность действия ударного импульса, глубина залегания остаточных напряжений, коробление детали	10-60 нс
Геометрические	перекрытие пятен, %	однородность упрочнения, глубина залегания и величина остаточных напряжений на поверхности, коробление детали	30-70%
	количество проходов	величина и глубина залегания остаточных напряжений, коробление детали	1-5 проходов
	расположение зоны обработки	локализация упрочнения, коробление детали	определяется геометрией детали
Технологические	абляционное покрытие	стабильность поглощения энергии, величина давления плазмы, защита поверхности от термического воздействия, повторяемость результатов	ПВХ-лента, краска и металлическая лента
	ограничивающий слой		вода и кварцевое стекло

Наиболее существенное влияние на качество поверхностного слоя и усталостные характеристики материала оказывают энергетические параметры процесса ЛУО, к ним относятся интенсивность и длительность импульса. Интенсивность лазерного излучения – энергетический параметр, характеризующий мощность, подводимую к единице площади поверхности в течение действия лазерного импульса, определяемая как:

$$I \left[\frac{\text{ГВт}}{\text{см}^2} \right] = \frac{E}{t * S}, \quad (1.6)$$

где E – энергия лазерного излучения, Дж; t – длительность импульса, нс; S – площадь лазерного пятна, см^2 .

Так, в работе [55] проведено исследование влияния плотности мощности лазерного излучения на величину формируемых остаточных напряжений, микроструктуру поверхности после обработки и результаты усталостных испытаний образцов из титанового сплава ВТ6. Рассматривались режимы 2,17; 4,33 и 6,5 ГВт/см². По результатам исследования было показано, что выбор энергетических параметров ЛУО существенно влияет на усталостные характеристики материала, а максимальный прирост усталостной прочности по сравнению с неупрочнёнными образцами составил 239 %.

К числу значимых геометрических параметров процесса ЛУО относятся перекрытие пятен, количество проходов и расположение зоны обработки. Эти параметры определяют пространственное распределение ударного воздействия по поверхности детали, однородность упрочнения, глубину и распределение остаточных напряжений, а также величину коробления [56, 58, 59, 60].

В работе [61] исследовалось влияние расположения зон обработки при двусторонней ЛУО на стойкость к попаданию посторонних предметов образцов из титанового сплава Ti–6Al–4V, схемы которых представлены на рисунке 1.7.

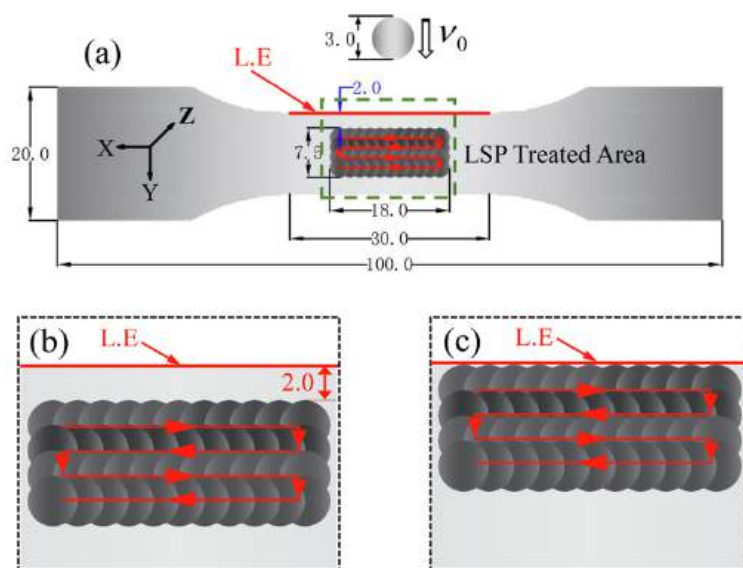


Рисунок 1.7 – Геометрические характеристики образца и схемы обработки: b – LSP-I, c – LSP-D [61]

В одном случае обработка проводилась непосредственно в области передней кромки образца (LSP-D), в другом – на расстоянии 2 мм от передней кромки (LSP-I). Полученные результаты показали, что схема LSP-I оказалась более эффективной по сравнению с LSP-D и обеспечила повышение усталостной долговечности образцов на 169 % и 94 % соответственно. Это подтверждает, что даже при одинаковых энергетических параметрах эффективность ЛУО также определяется геометрией расположения зоны обработки.

Технологические параметры ЛУО, в частности тип абляционного покрытия и ограничивающего слоя, определяют условия поглощения лазерного излучения, формирования и удержания плазмы, а также эффективность передачи ударного импульса в деталь. От их выбора зависят стабильность процесса, повторяемость результатов обработки и формирование требуемого поля остаточных напряжений [62, 63, 64].

Эффект ЛУО, связанный с увеличением сопротивления усталостному разрушению, определяется не только параметрами самой обработки, но и условиями последующего циклического нагружения. Исследования на титановом сплаве TC4 [65], показали, что эффективность ЛУО существенно

зависит от коэффициента асимметрии цикла. При $R = 0,1$ предел выносливости увеличивается на 180 % по сравнению с исходным состоянием, тогда как при $R = 0,8$ заметного прироста не наблюдалось. Это связано с тем, что при высоких значениях R минимальное напряжение цикла остаётся растягивающим, вследствие чего сжимающие остаточные напряжения в меньшей степени препятствуют раскрытию и росту усталостной трещины.

Таким образом, влияние ЛУО на усталостные характеристики титановых сплавов определяется совокупностью энергетических, геометрических и технологических параметров обработки, а также условиями последующего циклического нагружения. Подбор оптимального режима ЛУО, обеспечивающего требуемое качество поверхностного слоя и повышение эксплуатационных характеристик детали, представляет собой многофакторную задачу. Проведение такой оптимизации исключительно экспериментальными методами требует значительных временных и материальных затрат, что обуславливает высокий интерес к численному моделированию процесса ЛУО и разработке расчётных подходов к выбору параметров обработки.

1.4 Обзор существующих численных методов моделирования процесса лазерной ударной обработки и подходов к оптимизации технологических режимов

Численное моделирование лазерной ударной обработки применяется для прогнозирования напряжённо-деформированного состояния детали после обработки и оценки влияния параметров процесса на величину и глубину залегания остаточных напряжений. В инженерных задачах наибольшее распространение получили методы, основанные на конечно-элементном моделировании, такие как прямое моделирование процесса и метод собственных деформаций.

1.4.1 Прямое моделирование

Прямое моделирование является наиболее распространённым подходом к численному анализу процесса лазерной ударной обработки [16].

Прямое моделирование включает несколько последовательно выполняемых этапов [66, 67, 68, 69]. На первом этапе определяется пространственно-временное распределение давления, создаваемого плазмой, которое далее используется в качестве граничного условия. На втором этапе выполняется конечно-элементное моделирование распространения ударной волны и динамического отклика материала. На завершающем этапе рассчитывается статически уравновешенное напряжённо-деформированное состояние детали, соответствующее полю остаточных напряжений после обработки. Степень достоверности такого подхода во многом определяется корректностью задания давления и выбором модели поведения материала при динамическом нагружении.

В опубликованных исследованиях прямое моделирование ЛУО реализуется с использованием различных программных комплексов, моделей давления плазмы и моделей поведения материала. Отличия между работами связаны как с выбором численной схемы расчёта, так и со способом валидации получаемых результатов. Наиболее часто верификация моделей выполняется по распределению поверхностных остаточных напряжений, профилю деформации поверхности, изгибу образцов. В таблице 1.3 приведён обзор работ, посвящённых конечно-элементному моделированию процесса ЛУО, с указанием используемого программного обеспечения, моделей плазмы и материала, способов валидации и целей исследования.

Таблица 1.3 – Обзор исследований, посвященных прямому моделированию процесса ЛУО

Материал	ПО	Способ валидации	Модель плазмы	Модель материала	Цель исследования	Ссылка
Ti6Al4V	ABAQUS	ОН на поверхности деформации поверхности	Fabbro	EEP	Оценка поведения материала при динамическом нагружении и влияния интенсивности лазерного излучения на величину и глубину залегания ОН	[70]
	ABAQUS	ОН по глубине	Fabbro	Johnson-Cook	Оценка влияния параметров ЛУО на распределение ОН и усталостную долговечность на образцах с концентратором напряжений	[71]
	ABAQUS	ОН по глубине	Эксп. Кривая	Johnson - Cook	Исследование влияния интенсивности лазерного излучения, количества повторных проходов лазера, двухсторонней обработки	[58]
	LS-Dyna	Микротвердость	Fabbro	Johnson-Cook	Исследование влияния стратегии обработки на распределение остаточных напряжений в титановом сплаве BT6	[76]
	ABAQUS	ОН по глубине	Fabbro	Johnson-Cook	Исследование взаимодействия пяти параметров: диаметр лазерного пятна, интенсивность ЛИ, количество импульсов, длительно импульса на величину остаточных напряжений, глубину деформаций	[72]
AL7075	ABAQUS	Изгиб образца	Fabbro	Johnson-Cook	Разработка упрощенного подхода масштабирования прямого моделирования и его влияния на изгиб образцов	[69, 73, 77]
STS304	ANSYS Autodyn	ОН по глубине	Эксп. кривая	Johnson Cook	Исследование влияния статического демпфирования на стабилизацию модели после ЛУО	[75]
Inconel 718	ABAQUS	ОН по глубине	Fabbro	EEP	Оптимизация параметров обработки с помощью многокритериальной оптимизации роя частиц	[74]
35CD4	LS-DYNA	ОН по глубине		EEP	Оценка влияния перекрытия и последовательности импульсов на распределение остаточных напряжений в материале	[21]

Представленный обзор показывает, что прямое моделирование является одним из наиболее разработанных и универсальных подходов к численному

анализу ЛУО. Его основными преимуществами являются высокая степень физической детализации и возможность исследования влияния широкого набора параметров обработки на формируемое поле остаточных напряжений. Вместе с тем данный подход характеризуется большими требованиями к вычислительным мощностям, особенно при моделировании многократных импульсов, больших зон обработки и сложной геометрии детали. Это ограничивает его применение в задачах многовариантного расчёта и оптимизации технологических режимов.

1.4.2 Метод собственных деформаций

Метод собственных деформаций относится к упрощённым подходам к моделированию остаточных напряжений после лазерной ударной обработки [16]. Основные исследования, посвящённые применению метода собственных деформаций при моделировании лазерной ударной обработки, представлены в таблице 1.4.

В основе метода лежит представление об остаточных напряжениях как о следствии необратимых деформаций, возникающих в материале в процессе обработки [78, 79]. При лазерной ударной обработке к таким деформациям относятся прежде всего пластические деформации, формируемые в поверхностном слое при прохождении ударной волны. После снятия внешнего воздействия окружающий материал ограничивает свободное изменение формы пластически деформированной области, что приводит к формированию самоуравновешенного поля остаточных напряжений. В расчётной постановке итоговое напряжённо-деформированное состояние воспроизводится посредством введения эквивалентного поля собственных деформаций.

Одной из используемых в литературе схем [78, 79, 80] является перенос поля собственных деформаций с модели простой геометрии на модель детали

более сложной формы. При этом принимается, что для заданных параметров обработки и фиксированных свойств материала определённое поле собственных деформаций может быть использовано при расчёте остаточных напряжений в деталях иной геометрии с учётом соответствующих граничных условий. Такая постановка позволяет определять эквивалентное поле на образце простой формы и далее использовать его в конечно-элементной модели реальной детали. Это расширяет возможности применения метода при многовариантных расчётах и параметрическом анализе.

В опубликованных исследованиях метод собственных деформаций применяется в нескольких основных постановках. К ним относятся прямое задание распределения собственных деформаций [80], обратное определение этого распределения по экспериментально измеренным остаточным деформациям или напряжениям, а также двухэтапные схемы, в которых поле пластических деформаций, полученное в более детальном расчёте, далее используется как эквивалентное поле собственных деформаций [81, 82]. В связи с этим данный метод рассматривается не только как самостоятельный инструмент упрощённого моделирования, но и как средство переноса результатов прямого расчёта на детали иной геометрии.

Таким образом, метод собственных деформаций представляет собой вычислительно экономичный подход к расчёту остаточных напряжений после лазерной ударной обработки. Его применение позволяет заменить прямое моделирование процесса эквивалентным полем собственных деформаций и тем самым упростить анализ напряжённо-деформированного состояния обработанной детали. Вместе с тем точность расчёта в рамках данного подхода определяется способом задания или идентификации указанного поля, а также обоснованностью его переноса на детали иной геометрии. Это определяет необходимость верификации метода для конкретных условий обработки, материала и конфигурации детали.

Таблица 1.4 – Обзор исследований, посвященных моделированию методом собственных деформаций

Объект исследования	Способ задания поля	Основной результат	Ссылка
Тонкая пластина после локального упрочнения в круговой области	Прямое задание распределения собственных деформаций	Построена общая методика прогнозного моделирования остаточных напряжений от поверхностного упрочнения на основе собственных деформаций; показана применимость подхода как к равномерно упрочненному слою, так и к локальной обработке в круговой области.	[83]
Тонкий вырезанный образец пластины из титанового сплава после ЛУО	Обратное определение распределения собственных деформаций по измеренным с прямым заданием поля	Показано, что измеренный профиль остаточных упругих деформаций может быть описан приповерхностным распределением собственных деформаций, найденным вариационным согласованием	[80]
Пластина и образец с угловым галтельным переходом после ЛУО	Прямое задание заранее определенного поля собственных деформаций	Предложена методика прогнозирования остаточных напряжений в деталях произвольной формы на основе библиотеки собственных деформаций, зависящих от материала и режима обработки. Показано согласование расчетных и экспериментальных данных. Установлено влияние радиуса перехода на величину и глубину поверхностных остаточных напряжений.	[78, 79]
Пластины после одиночной и многократной ЛУО	Задание предварительно рассчитанного поля пластических деформаций, вводимое, как собственные	Показана методика использования связи прямого моделирования и модели собственной деформации для переложения режима обработки на образцы другой геометрии при отсутствии краевых эффектов	[81]
Титановые пластины после ЛУО	Двухэтапная конечно-элементная реализация	Показана связь режимов обработки с полем собственных деформаций	[82]

1.5 Подходы к оптимизации режимов лазерной ударной обработки

Выбор режима лазерной ударной обработки связан с варьированием нескольких технологических параметров, от которых зависит формируемое остаточное напряжённое состояние.

Наиболее простой подход к выбору режима состоит в прямом переборе вариантов обработки с использованием КЭМ и последующей экспериментальной проверки [84, 85, 87]. Для нескольких сочетаний параметров рассчитывают формируемое поле остаточных напряжений, сравнивают полученные результаты и отбирают варианты, удовлетворяющие принятому критерию. Так в работе [87] расчётно-экспериментальный подбор режима был применён для стали 1Cr18Ni9Ti, используемой в авиационных трубопроводах. В качестве варьируемого параметра рассматривалось пиковое давление, которое затем сопоставлялось с технологическими режимами обработки. Показано, что увеличение интенсивности ЛУО не всегда является предпочтительным: режим, обеспечивающий наиболее высокие сжимающие напряжения, может одновременно формировать неблагоприятные растягивающие напряжения в более глубоких слоях материала, приводящий к снижению усталостной прочности.

Продолжением прямого перебора параметра является использование статистического планирования эксперимента и построение регрессионных моделей. В работе [86] такой подход использован применительно к алюминиевому сплаву AA2024-T3. Варьировались энергия лазерного импульса, размер пятна и степень перекрытия между пятнами. Остаточные напряжения определялись методом сверления с последующей коррекцией результатов с использованием конечно-элементного моделирования. В качестве откликов были приняты значения ОН у поверхности, на глубине 0,5 мм и интегральная характеристика профиля. На основе полученных данных была построена регрессионная модель, связывающая технологические

параметры обработки с характеристиками распределения остаточных напряжений. Такой подход позволил использовать модель для обратного подбора режима, обеспечивающего требуемую форму эпюры ОН. Применимость данной модели зависит от диапазона исходных данных, а при увеличении числа варьируемых параметров её построение также требует значительного объёма расчётной или экспериментальной информации.

Развитие вычислительных методов привело к использованию алгоритмов машинного обучения для прогнозирования остаточного напряжённого состояния и поиска рациональных параметров ЛУО [88, 89, 90]. В этих работах КЭМ обычно не заменяется полностью, его результаты используются для формирования обучающей выборки, после чего обученная модель применяется для оценки новых сочетаний технологических параметров без выполнения полного расчёта для каждого варианта. В основном авторы решают обратную задачу: по заданным ограничениям на максимальный уровень сжимающих напряжений и глубину упрочнённого слоя определяют технологические параметры ЛУО с помощью разработанных моделей.

Иной подход представлен в работе [38], где остаточные напряжения рассматриваются не только как результат упрочняющей обработки, но и как фактор, который необходимо учитывать при оценке высокоцикловой усталости деталей ДЛА и ЭУ. Авторы связывают требуемый уровень сжимающих остаточных напряжений с необходимостью компенсировать влияние поверхностных дефектов, фреттинга и повреждений от попадания посторонних предметов. Для этого используется модифицированная диаграмма Хэя, распространённая на область сжимающих средних напряжений, а также соотношение Smith–Watson–Topper и правило Нейбера. Предложенный подход позволяет оценить уровень сжимающих ОН, необходимый для сохранения усталостной прочности при заданном повреждении.

Таким образом, можно выделить три направления оптимизации режимов ЛУО: прямой перебор технологических параметров; применение регрессионных моделей; использование методов машинного обучения для ускоренного прогноза и подбора режимов при большом числе факторов. Во всех случаях основным критерием выбора обычно остаются параметры остаточного напряжённого состояния. Совместный учёт поля остаточных напряжений, динамического напряжённого состояния конкретной детали и её усталостной прочности при заданной схеме нагружения представлен ограниченно. Это определяет необходимость разработки методики, в которой режим ЛУО оценивается не только по формируемой эпюре ОН, но и по его влиянию на ресурс детали.

1.6 Выводы по главе

1. Усталостное разрушение является одним из основных факторов, снижающих ресурс и надёжность деталей ГТД и ЭУ. Зарождение и рост усталостных трещин в значительной степени определяются локальным напряжённо-деформированным состоянием, наличием концентраторов напряжений, производственных дефектов и эксплуатационных повреждений.

2. Повышение усталостной прочности деталей ГТД может обеспечиваться методами поверхностного упрочнения, направленными на формирование сжимающих остаточных напряжений в поверхностном слое. Среди рассмотренных методов ЛУО представляет интерес за счёт возможности формирования сравнительно глубокого слоя сжимающих остаточных напряжений без прямого механического контакта с инструментом.

3. Эффективность ЛУО определяется совокупностью энергетических, геометрических и технологических параметров обработки, а также условиями последующего циклического нагружения. Поэтому выбор

режима ЛУО должен рассматриваться как многофакторная задача, а не как подбор одного технологического параметра.

4. Для численного моделирования ЛУО применяются два основных подхода: прямое моделирование и метод собственных деформаций. Прямое моделирование более полно воспроизводит физические стадии процесса, но требует значительных вычислительных затрат. Метод собственных деформаций является более экономичным, однако требует обоснованного задания или идентификации эквивалентного поля деформаций.

5. Анализ существующих работ показал, что валидация моделей ЛУО чаще выполняется по отдельным параметрам: остаточным напряжениям, деформациям поверхности, изгибу образцов или микротвёрдости. Комплексная проверка модели по нескольким уровням отклика материала и детали применяется ограниченно.

6. Существующие подходы к оптимизации режимов ЛУО ориентированы на достижение заданной величины и глубины залегания остаточных напряжений. Влияние сформированного напряжённо-деформированного состояния на работоспособность детали при последующем эксплуатационном нагружении учитывается недостаточно полно, что обосновывает необходимость разработки расчётной методики выбора режимов ЛУО.

ГЛАВА 2. ЧИСЛЕННАЯ МОДЕЛЬ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ

2.1 Алгоритм численного моделирования лазерной ударной обработки

Как было показано в разделе 1.4.1, одним из наиболее распространённых подходов к численному моделированию процесса лазерной ударной обработки является прямое моделирование. В рамках данного подхода последовательно воспроизводятся основные физические стадии процесса, а результатом расчёта является остаточное напряжённо-деформированное состояние, формирующееся после ударно-волнового воздействия. Общая схема методики прямого моделирования ЛУО представлена на рисунке 2.1.

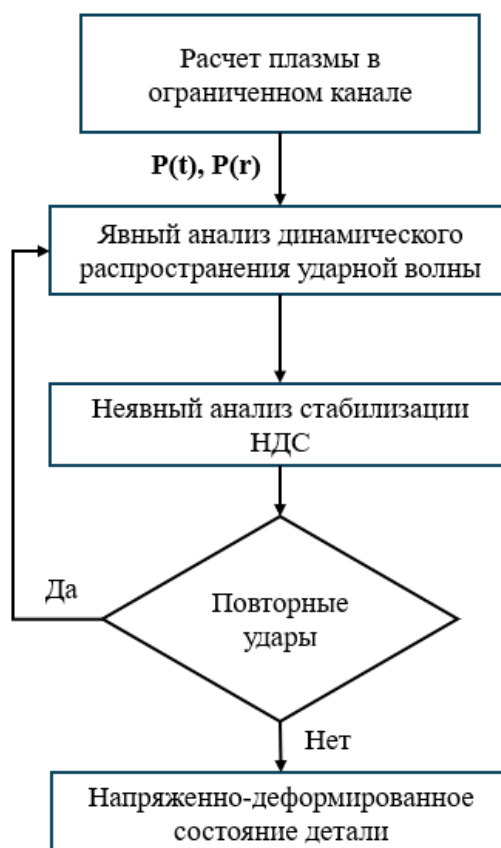


Рисунок 2.1 – Схема прямого моделирования процесса ЛУО

В общем виде подход включает несколько взаимосвязанных этапов.

На первом этапе выполняется анализ расширения плазмы в ограниченном канале. Целью данного этапа является определение пространственных и временных характеристик давления, которые в дальнейшем используются в качестве граничных условий в конечно-элементной модели.

На втором этапе осуществляется конечно-элементное моделирование распространения ударной волны и динамического отклика материала на действие импульсной нагрузки. Особое значение имеет выбор модели поведения материала, которая должна корректно описывать его отклик при высоких скоростях деформации. На этом этапе формируются основные параметры расчётной схемы: геометрия модели, типы конечных элементов, граничные условия, временная схема расчёта и способ приложения давления. В настоящей работе для выполнения явного динамического анализа используется программный комплекс ANSYS LS-DYNA.

На третьем этапе результаты, полученные на втором этапе, передаются в неявный конечно-элементный анализ, где определяются остаточное, статическое уравновешенное напряжённо-деформированное состояние детали, формирующееся после завершения волновых процессов. Именно результаты данного этапа используются для анализа распределения остаточных напряжений по сечению детали, а также для оценки деформации и изгиба образцов.

При моделировании серии импульсов указанная последовательность расчётов повторяется для каждого отдельного воздействия, что позволяет учитывать накопление пластической деформации и эволюцию поверхностных остаточных напряжений детали. Поэтому общая методика прямого моделирования ЛУО может быть представлена как совокупность взаимосвязанных блоков, включающих модель плазмы, модель поведения материала и конечно-элементную реализацию процесса ударного нагружения с последующим определением остаточного напряжённо-деформированного состояния.

При моделировании многократных ударов классическая последовательная схема оказывается вычислительно трудоёмкой, особенно при необходимости проведения серии расчётов с варьированием параметров обработки. В связи с этим получили развитие расчётные схемы, направленные на сокращение вычислительных затрат [75]. Одним из таких решений является использование численного демпфирования, позволяющего ускорить затухание волновых процессов и переход модели к остаточному состоянию в рамках прямой конечно-элементной постановки. Соответствующая схема расчёта представлена на рисунке 2.2.

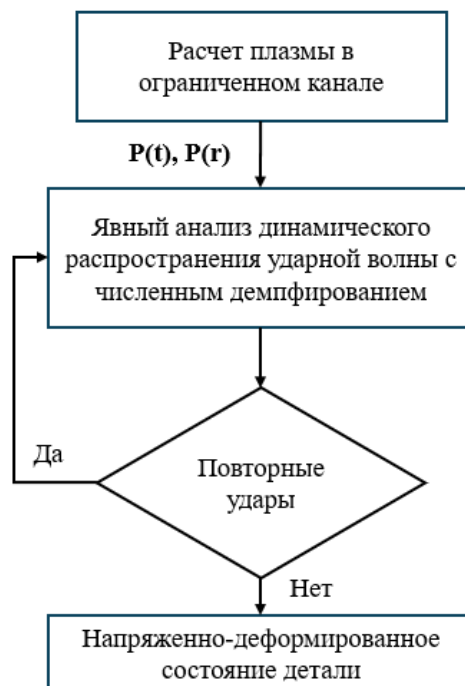


Рисунок 2.2 – Схема прямого моделирования процесса ЛУО с численным демпфированием

Схема с численным демпфированием используется как расчётное допущение, позволяющее сократить время перехода модели к остаточному состоянию. Влияние этого допущения далее контролируется при валидации расчётных результатов. В настоящей работе в качестве базовой принимается расчётная схема с численным демпфированием.

2.2 Анализ подходов к описанию плазмы в ограниченном канале при лазерной ударной обработке

При лазерной ударной обработке механическое воздействие на материал формируется давлением плазмы, возникающей в зоне взаимодействия лазерного излучения с поверхностью абляционного покрытия. В условиях свободного расширения плазма быстро охлаждается, поэтому длительность действия давления близка к длительности лазерного импульса. Наличие прозрачного ограничивающего слоя сдерживает расширение плазмы, что приводит к увеличению амплитуды давления и времени его действия [7, 91].

Для реализации прямого моделирования ЛУО необходимо задать максимальное давление плазмы, его временную зависимость и распределение давления по пятну.

Подходы к описанию плазмы развивались от простых аналитических оценок к аналитико-численным и полностью численным моделям. В ранних работах основное внимание уделялось оценке максимального давления в режиме ограниченного расширения. В дальнейшем были разработаны модели, ориентированные на описание временного закона давления, используемого в расчетах ударно-волнового воздействия. Как показано в обзорной работе [91], большинство аналитических моделей [7, 13] строилось в одномерной постановке.

Ключевым этапом развития аналитического описания плазмы стала работа Фаббро 1990 года [13], в которой предложена одномерная модель расширения плазмы в ограниченном канале. В рамках этой модели процесс включает три стадии: рост давления в течение действия лазерного импульса, последующее адиабатическое охлаждение плазмы после выключения излучения и более позднюю стадию расширения, в течение которой плазма продолжает передавать дополнительный импульс материалу.

Согласно результатам Фаббро, временной профиль давления близок к временному профилю лазерного импульса. Сравнение этих зависимостей, полученных с использованием быстрого фотодиода и кварцевой измерительной системы x-cut, приведено на рисунке 2.3.

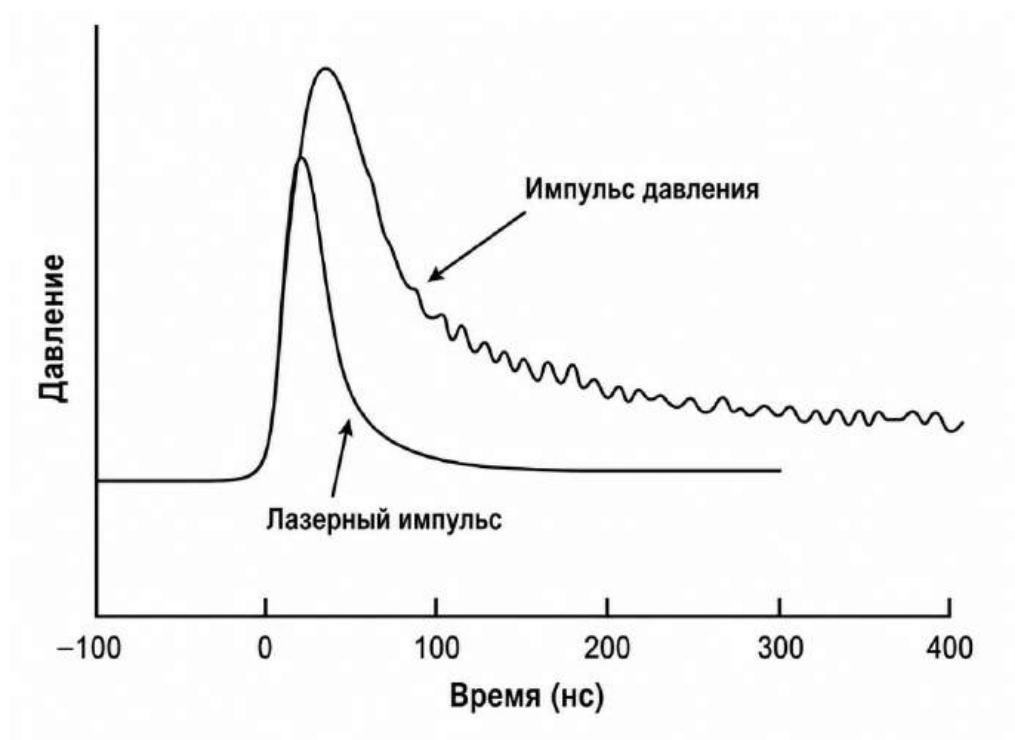


Рисунок 2.3. Лазерный импульс гауссовой формы и измеренное давление на детали [13].

Схема модели представлена на рисунке 2.4. Согласно модели, после появления ограниченной плазмы (L), из-за поглощения лазерного излучения, граница между образцом (1) и прозрачным слоем (2) увеличивается, из-за возрастания давления в плазме.

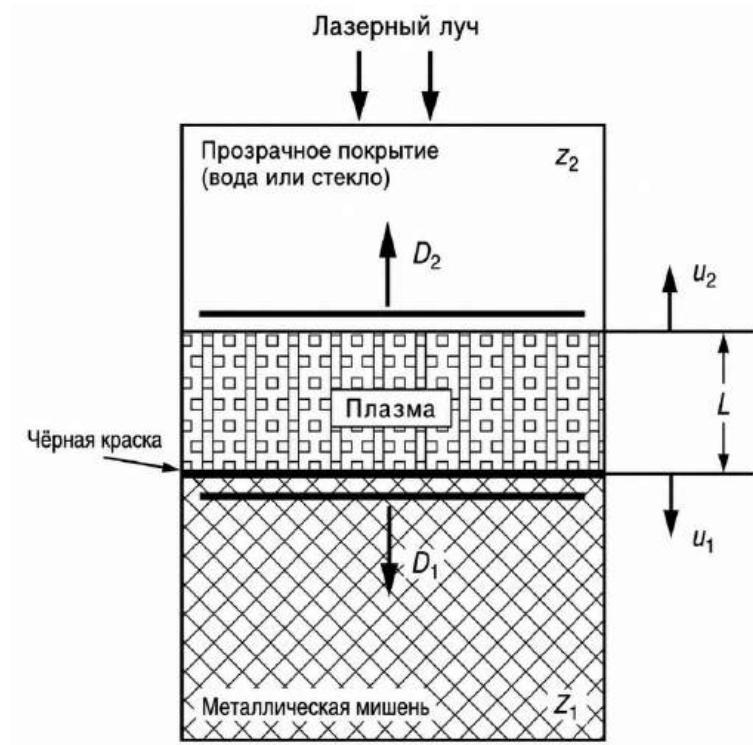


Рисунок 2.4 Схема процесса расширения ограниченной плазмы [13].

Тогда пусть $L(t)$ – толщина плазмы во времени t . Тогда ее изменение определяется скоростью расширения плазмы. Давление, создаваемое ударной волной, связано со скоростью расширения и акустическими свойствами материала.

$$L(t) = \int_0^t [u_1(t) + u_2(t)] dt \quad (2.1)$$

, где u_i – скорость расширения плазмы.

С учетом связи через акустический импеданс выражение для давления может быть записано в виде (2.2) – (2.5).

$$P(t) = \rho_i * D_i * u_i(t) \quad (2.2)$$

, где ρ_i – плотность материала, D_i – скорость звука в материале.

$$Z_i = \rho_i * D_i \quad (2.3)$$

$$\frac{2}{Z} = \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2} \quad (2.4)$$

$$\frac{dL(t)}{dt} = \frac{P(t)}{Z_1} + \frac{P(t)}{Z_2} \quad (2.5)$$

$$\frac{dL(t)}{dt} = \frac{2 * P(t)}{Z} \quad (2.6)$$

Поглощённая лазерная энергия используется для увеличения внутренней энергии плазмы внутри ограниченного канала и работы по его расширению. В течение времени dt , ширина плазмы увеличивается на dL . Интенсивность лазерного излучения $I(t)$ идет на увеличение внутренней энергии $E_i(t)$ [Дж/м³] на величину $d[E_i(t)*L(t)]$ и на работу расширения канала $P(t)dL(t)$.

$$I(t) = P(t) * \frac{dL(t)}{dt} + \frac{d[E_i(t)L(t)]}{dt} \quad (2.7)$$

Тогда α представляет собой долю внутренней энергии, преобразующейся в тепловую. Тогда $(1-\alpha)$ внутренней энергии идет на ионизацию газа. Для идеального газа, связь давления с тепловой энергии:

$$P(t) = \frac{2}{3} E_T(t) = \frac{2}{3} * \alpha * E_i(t) \quad (2.8)$$

Тогда уравнение (2.7) примет вид:

$$I(t) = P(t) * \frac{dL(t)}{dt} + \frac{3}{2\alpha} \frac{d[P(t)L(t)]}{dt} \quad (2.9)$$

Решив уравнение с $I_0 = \text{const}$. Получим пиковое давление, генерируемое плазмой и максимальную толщину плазмы:

$$P[\text{ГПа}] = 0.01 * \sqrt{\frac{\alpha}{2\alpha + 3}} * \sqrt{Z[\frac{\Gamma}{\text{см}^2 * \text{с}}]} * \sqrt{I_0[\frac{\text{ГВт}}{\text{см}^2}]} \quad (2.10)$$

$$L(\tau)[\text{мкм}] = \frac{2 * 10^4 * P[\text{ГПа}] * \tau[\text{нс}]}{Z[\frac{\Gamma}{\text{см}^2 * \text{с}}]} \quad (2.11)$$

Таким образом, модель Фаббро позволяет связать пиковое давление с интенсивностью лазерного излучения и приведенным акустическим импедансом системы. Важным результатом этой модели является также описание стадии адиабатического охлаждения плазмы после окончания импульса. Давление на этой стадии уменьшается по закону Лапласа:

$$P(t) = P(\tau) * \left(\frac{L(\tau)}{L(t)}\right)^\gamma \quad (2.12)$$

В дальнейшем аналитические модели развивались в нескольких направлениях. Были предложены подходы, учитывающие пробой в ограничивающей среде, массоперенос и механизм насыщения давления [92, 93]. По мере перехода к малым диаметрам пятна возникла необходимость учитывать радиальную разгрузку плазмы [94].

Наряду с этим получили развитие численные модели, позволяющие учитывать более широкий набор физических процессов, включая пробой ограничивающей среды, тепломассоперенос и пространственное расширение плазмы [91].

Для инженерных расчетов сохраняют актуальность комбинированные схемы, в которых временная характеристика давления задается аналитически, а пространственная – отдельно.

В литературе временная зависимость давления задается по-разному. В конечно-элементных расчетах часто используют треугольные, трапециевидные и кусочно-линейные импульсы [16]. В более физически обоснованных постановках временной профиль принимается по аналитическим моделям, прежде всего по модели Фаббро, либо по результатам численного моделирования.

В рамках разрабатываемой методики давление задается с отдельным учетом временной и пространственной зависимостей. Исходной экспериментальной величиной служит интенсивность лазерного излучения, измеряемая с помощью Ophir, рисунок 2.5, а временной профиль импульса определяется по данным фотодиодного датчика, рисунок 2.6. Интегральное значение интенсивности преобразуется в радиальное распределение по пятну воздействия, что позволяет учитывать неоднородность энергии по радиусу.

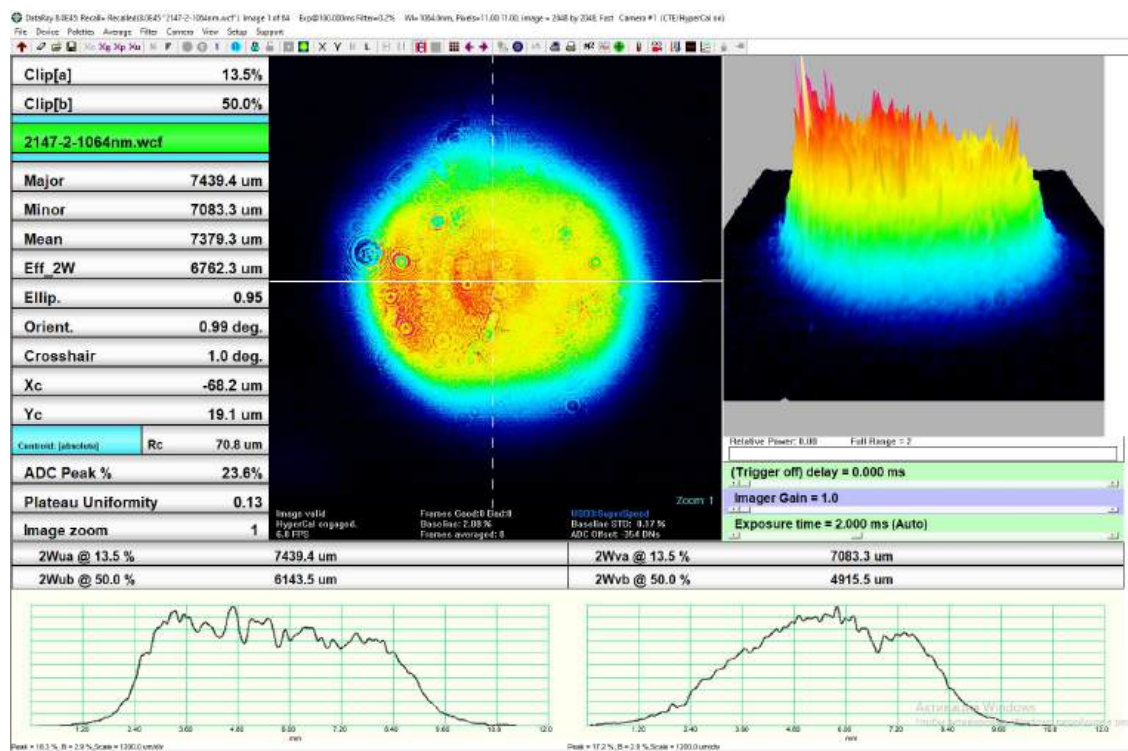


Рисунок 2.5 – Экспериментально измеренное распределение интенсивности лазерного излучения по пятну воздействия

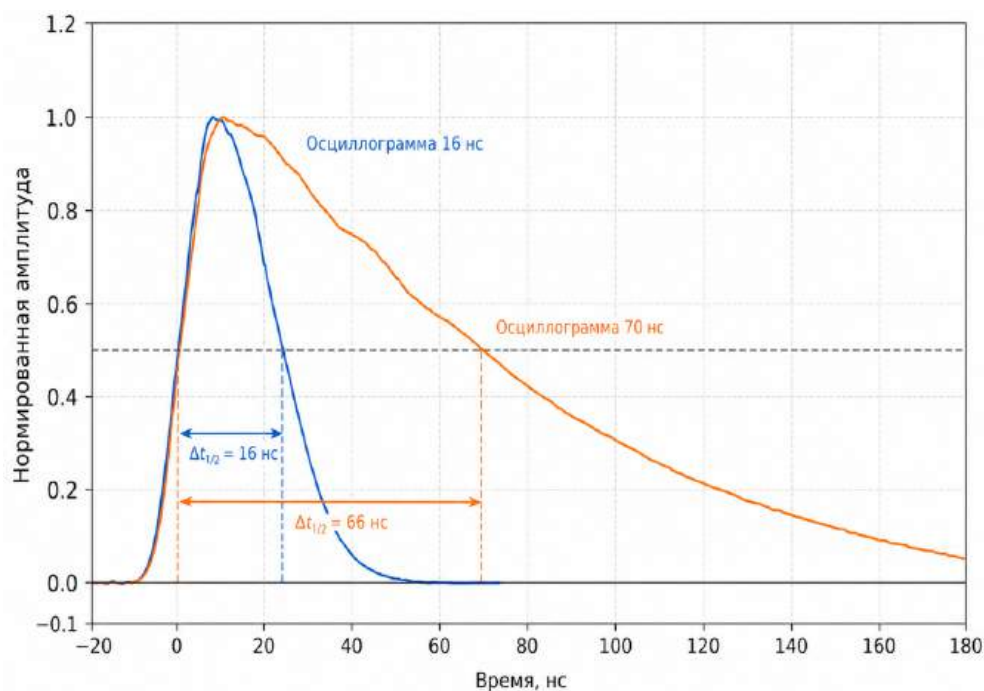


Рисунок 2.6 – Осциллограмма сигнала фотодиода, характеризующая временной профиль лазерного импульса для двух типов лазерных устройств

Для каждой точки пятна по локальному значению интенсивности определяется пиковое давление на основе одномерной модели Фаббро. Таким

образом, амплитуда нагрузки зависит от радиальной координаты и задается локальной интенсивностью лазерного излучения.

Временная зависимость давления принимается одинаковой по форме для всей области воздействия, поскольку длительность лазерного импульса в расчетах постоянна. В конечно-элементной реализации временной закон, полученный по модели Фаббро, предварительно нормируется к безразмерному виду от 0 до 1. Затем в каждой точке поверхности эта функция умножается на локальное пиковое давление. В результате давление задается как функция времени и радиальной координаты:

$$P(r, t) = P_{\text{пик}} * P(t) * \exp\left(-2 \left(\frac{r}{a}\right)^b\right) \quad (2.13)$$

Такой подход позволяет учитывать пространственную неоднородность лазерного пятна без перехода к полной газодинамической модели расширения плазмы и использовать в конечно-элементном расчете нагрузку, связанную как с параметрами импульса, так и с реальным распределением интенсивности по пятну.

2.3 Выбор модели поведения материала при динамическом нагружении в процессе лазерной ударной обработке

Процесс лазерной ударной обработки характеризуется высокими скоростями деформации, при которых отклик материала может существенно отличаться от его поведения при статическом и квазистатическом нагружении. В этих условиях для численного моделирования необходимо задать такую модель пластичности, которая позволяет описывать упругопластический отклик материала при кратковременном импульсном воздействии и может быть реализована в конечно-элементной постановке. В работах, посвящённых моделированию процессов, близких к лазерной ударной обработке, для этой цели применяются модели поведения материала, такие как Боднер [95].

Миллер [96], Джонсона-Кука [97] и Зерилли-Армстронга [98]. Наиболее распространёнными в задачах, связанных с ударно-волновым нагружением, являются идеально упругопластическая модель, модель Джонсона Кука и модель Зерилли-Армстронга.

Идеально упругопластическая модель (ЕРР) используется как наиболее простое приближение поведения материала при ударно-волновом воздействии. В рамках этой модели пластическое течение связывается с достижением предела упругости Гюгонио, поскольку ЛУО рассматривается как процесс распространения ударной волны в материале. Предел упругости Гюгонио соответствует осевому напряжению, при котором в условиях одноосной деформации начинается пластическое течение. Связь между пределом упругости Гюгонио и пределом текучести материала задаётся выражением

$$\sigma_T = HEL * \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \quad (2.14)$$

где ν – коэффициент Пуассона.

Преимуществом данной модели является минимальный объём исходных данных, необходимых для её задания. Вместе с тем она не учитывает деформационное упрочнение и зависимость сопротивления деформированию от скорости деформации, что ограничивает её применимость при моделировании ЛУО.

Одной из наиболее распространённых феноменологических моделей для описания поведения материала при высокоскоростном нагружении является модель Джонсона Кука. В этой модели напряжение течения представляется как произведение трёх множителей, учитывающих влияние пластической деформации, скорости деформации и температуры. Соответствующая зависимость представлена в уравнении:

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C * \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})(1 - T'^m) \quad (2.15)$$

где A , B , C , n , $\dot{\epsilon}_0$, m – экспериментальные константы, ϵ – пластические деформации, $\dot{\epsilon}$ – скорость деформации. T' – безразмерная температура, определяемая, как:

$$T' = \frac{T - T_r}{T - T_m}, \quad (2.16)$$

где T_r и T_m – комнатная температура и температура плавления материала, соответственно.

Параметр A – является первоначальным пределом текучести при комнатной температуре, параметры B и n учитывают деформационное упрочнение, а m – моделирует термическое воздействие. Константа C отвечает за чувствительность модели к скорости деформации.

Преимуществом модели Джонсона Кука является сравнительно простая идентификация параметров и удобство использования в численных расчётах. В то же время такая форма записи предполагает отдельный учёт основных факторов и не отражает их возможное взаимное влияние.

Модель Зерилли-Армстронга основана на представлениях механики дислокаций и учитывает тип кристаллической решётки материала. Для материалов с гранецентрированной и объёмно-центрированной кубической решёткой напряжение течения описывается зависимостями (2.17) и (2.18)

$$\sigma = C_1 + C_5 \epsilon^n \exp(-C_3 T + C_4 T \ln(\dot{\epsilon})), \quad (2.17)$$

$$\sigma = C_1 + C_2 \exp(-C_3 T + C_4 T \ln(\dot{\epsilon})) + C_5 \epsilon^n, \quad (2.18)$$

где C_1 , C_2 , C_3 , C_4 , C_5 и n – экспериментально определяемые константы материала.

Для материалов с гексагональной плотноупакованной решёткой используется модифицированная форма модели, записываемая выражением (2.19)

$\sigma = \sigma_a + B \times \exp(-(\beta_0 - \beta_1 \times \ln \dot{\epsilon})$ $\times T)$ $+ B_0$ $\times \sqrt{\varepsilon_r(1 - \exp(-\varepsilon/\varepsilon_r))}$ $\times \exp(-(\alpha_0 - \alpha_1 \ln(\dot{\epsilon})T),$	(2.19)
---	--------

где σ_a , B , β_0 , β_1 , B_0 , ε_r , α_0 и α_1 – также являются экспериментально определяемыми константами. В отличие от модели Джонсона Кука модель Зерилли-Амстронга в большей степени учитывает пластическое течение и взаимодействие температуры со скоростью деформации. Однако её практическое применение связано с необходимостью определения большего числа констант, что усложняет параметрическую идентификацию и последующее использование в инженерных расчётах.

Сравнение указанных моделей показывает, что EPP удобна для предварительных оценок, однако её возможности ограничены из-за отсутствия учёта упрочнения и скоростной чувствительности. Модель Зерилли-Амстронга позволяет более детально описывать поведение материала, но требует расширенной экспериментальной базы для определения параметров. Модель Джонсона Кука занимает промежуточное положение: она сохраняет сравнительно простую структуру, учитывает основные факторы, определяющие сопротивление пластическому течению, и обеспечивает удовлетворительное согласование расчётных и экспериментальных результатов в задачах, связанных с лазерной ударной обработкой. По этой причине в настоящей работе для расчётов, связанных с прямым моделированием процесса ЛУО принята модель Джонсона Кука.

Поскольку в расчётной постановке моделируется механическое действие давления плазмы на защищённую поверхность, а тепловой вклад в объёмное пластическое деформирование материала не рассматривается, температурный множитель модели Джонсона Кука в данной работе не

учитывался. В этом случае определяющее соотношение записывается в виде уравнения (2.20).

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C * \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}) \quad (2.20)$$

Параметры модели пластичности Джонсона Кука для титанового сплава ВТ6 либо отсутствуют, либо применимы только в рамках рассматриваемой задачи [99]. Поэтому для разрабатываемой модели использовались параметры для титанового сплава Ti6Al4V – зарубежного аналога титанового сплава ВТ6. Существует большое количество наборов параметров модели пластичности [100, 101, 102, 103, 104, 105, 106, 107], в настоящей работе используется наиболее консервативная [100]. Используемые параметры представлены в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Параметры модели пластичности

A, МПа	B, МПа	n	C	m	$\dot{\varepsilon}_p$	Источни к
862,5	331,2	0,34	0,012	0,8	1	Johnson [100]

2.4 Конечно-элементная реализация

Конечно-элементная реализация модели процесса лазерной ударной обработки выполняется в динамической постановке, в программном комплексе ANSYS LS-DYNA [108], поскольку импульс давления имеет малую длительность, а отклик материала развивается во времени. В континуальной форме движение деформируемого тела описывается уравнением баланса импульса:

$$\rho \ddot{\mathbf{u}} = \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{b}, \quad (2.21)$$

где ρ – плотность материала, $\mathbf{u}$ – вектор перемещений, $\boldsymbol{\sigma}$ – тензор напряжений, $\mathbf{b}$ – массовые силы. После конечно-элементной дискретизации задача записывается в матричной форме как:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{U}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{U}} + \mathbf{F}_{int} = \mathbf{F}_{ext}, \quad (2.22)$$

где $\mathbf{M}$ – матрица масс, $\mathbf{C}$ – матрица демпфирования, $\mathbf{F}_{int}$ – вектор внутренних сил, $\mathbf{F}_{ext}$ – вектор внешних сил.

Интегрирование уравнений движения по времени выполняется явной схемой центральных разностей. На каждом шаге по известным внутренним и внешним силам вычисляются ускорения узлов:

$$\ddot{\mathbf{U}}_n = \mathbf{M}^{-1}(\mathbf{F}_{ext,n} - \mathbf{F}_{int,n} - \mathbf{C}\dot{\mathbf{U}}_n) \quad (2.23)$$

После этого последовательно обновляются скорости и перемещения:

$$\dot{\mathbf{U}}_{n+1/2} = \dot{\mathbf{U}}_{n-1/2} + \ddot{\mathbf{U}}_n \Delta t, \quad (2.24)$$

$$\mathbf{U}_{n+1} = \mathbf{U}_n + \dot{\mathbf{U}}_{n+1/2} \Delta t. \quad (2.25)$$

Выбор явной схемы обусловлен необходимостью прямого отслеживания распространения волновой нагрузки и последующего формирования остаточного напряженно-деформированного состояния.

Устойчивость явной схемы определяется условием Куранта, согласно которому шаг интегрирования не должен превышать времени прохождения упругой волны через конечный элемент:

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} \approx \frac{l_e}{c}, \quad (2.26)$$

где l_e – характерный размер конечного элемента, c – скорость распространения волны в материале. Для изотропного упругого материала скорость продольной волны может быть записана как:

$$c = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}}, \quad (2.27)$$

где E – модуль Юнга, ν – коэффициент Пуассона, ρ – плотность материала. Следовательно, уменьшение размера конечных элементов приводит к уменьшению допустимого шага по времени и увеличению вычислительных затрат.

Пространственная дискретизация осуществляется объемными конечными элементами. Поле перемещений внутри элемента аппроксимируется через узловые значения:

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}, t) \approx \mathbf{N}(\mathbf{x})\mathbf{d}(t), \quad (2.28)$$

где $\mathbf{N}$ – матрица функций формы, $\mathbf{d}$ – вектор узловых перемещений элемента. Тогда деформации определяются соотношением

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B}\mathbf{d}, \quad (2.29)$$

где $\mathbf{B}$ – матрица связи деформаций с узловыми перемещениями. Внутренние силы на уровне дискретной модели вычисляются в виде:

$$\mathbf{F}_{int} = \int_V \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma} dV, \quad (2.30)$$

а вектор внешней нагрузки, как поверхностный интеграл по нагружаемой области:

$$\mathbf{F}_{ext} = \int_{S_p} \mathbf{N}^T p(r, t) dS. \quad (2.31)$$

Тем самым в расчетной схеме связываются импульсная поверхностная нагрузка, неупругое деформирование материала и итоговое остаточное состояние после завершения динамической стадии.

Внешняя нагрузка вводится как нестационарное давление, распределенное по обрабатываемой поверхности и зависящее от времени:

$$P = P(r, t). \quad (2.32)$$

При этом расчетная схема должна учитывать, как временную эволюцию давления в течение импульса, так и его пространственное распределение по пятну воздействия. Граничное условие на нагружаемой поверхности может быть записано в виде

$$\boldsymbol{\sigma}\mathbf{n} = -P(r, t)\mathbf{n}, \quad (2.33)$$

где $\mathbf{n}$ – внешняя нормаль к поверхности. Для последовательной обработки нескольких зон нагрузка задается как серия смещающихся во времени и пространстве импульсов. Такой способ позволяет непосредственно

перейти от модели ударного давления к конечно-элементному расчету отклика материала.

При импульсном нагружении существенное значение имеет демпфирование. В рассматриваемой задаче оно вводится не как самостоятельный физический механизм процесса, а как элемент численной стабилизации динамического расчета. После прохождения ударной волны в модели могут сохраняться остаточные колебания, которые при последовательном приложении импульсов увеличивают время расчета и могут приводить к накоплению численной неустойчивости. В общем случае демпфирование может быть задано в форме Рэлея:

$$\mathbf{C} = \alpha \mathbf{M} + \beta \mathbf{K}, \quad (2.34)$$

где α и β – коэффициенты массового и жесткостного демпфирования, $\mathbf{K}$ – матрица жесткости. Такая запись позволяет учитывать затухание колебаний без изменения общей структуры дискретного уравнения движения.

Конечно-элементная реализация модели сводится к решению нестационарной динамической задачи в дискретной форме с явным интегрированием по времени, заданием импульсной поверхностной нагрузки и учетом численного демпфирования. Такая постановка составляет математическую основу последующих расчетов, связанных с прямым моделированием процесса.

2.5 Выводы по главе

1. Описана численная модель лазерной ударной обработки, основанная на прямом моделировании ударно-волнового воздействия лазерного излучения на материал. В принятой постановке действие лазерно-индуцированной плазмы заменяется импульсным давлением, приложенным к поверхности материала.

2. Для задания давления плазмы использована одномерная модель расширения плазмы в ограниченном канале. Пиковое давление определяется по локальной интенсивности лазерного излучения, а временная зависимость давления задаётся на основе экспериментально полученного профиля импульса.

3. Давление в конечно-элементной модели задаётся как функция радиальной координаты и времени $P(r,t)$, что позволяет учитывать как временную форму импульса, так и пространственную неоднородность распределения энергии по пятну воздействия.

4. Для описания упругопластического отклика материала при высокоскоростном нагружении выбрана модель Джонсона Кука. В расчётах используется её упрощённая форма без температурного множителя, поскольку в данной постановке рассматривается механическое действие давления плазмы.

5. Конечно-элементная реализация модели выполнена в динамической постановке с явным интегрированием по времени. Такая схема позволяет описывать распространение ударной волны, развитие пластической деформации и формирование остаточного напряжённо-деформированного состояния после завершения импульсного воздействия.

6. Для моделирования последовательной обработки используется серия смещающихся во времени и пространстве импульсов давления. При многократном воздействии применяется численное демпфирование, позволяющее сократить время затухания остаточных колебаний и снизить вычислительные затраты.

ГЛАВА 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ БАЗА И МЕТОДИКИ ИССЛЕДОВАНИЯ

3.1 Материал и геометрические параметры исследуемых образцов

Для валидации численной модели лазерной ударной обработки, разработанной в главе 2, использовались образцы из прутка титанового сплава ВТ6. Выбор данного материала обусловлен его широким применением в деталях газотурбинных двигателей и высокой чувствительностью эксплуатационных характеристик к состоянию поверхностного слоя. Химический состав сплава ВТ6 приведен в таблице 3.1.

Таблица 3.1 – Химический состав титанового сплава ВТ6

Марка сплава	Химический состав в % материала										
ВТ6	Fe	C	Si	V	N	Ti	Al	Zr	O	H	Прочее
	До 0,6	До 0,1	До 0,1	3,5 - 5,3	До 0,05	86.45 - 90.9	5.3 - 6.8	До 0,3	До 0,2	До 0,015	До 0,1

В рамках работы валидация численной модели ЛУО проводилась по трем группам параметров:

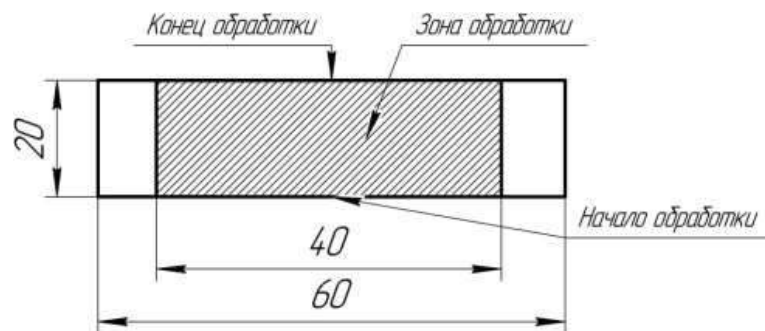
- распределению остаточных напряжений по глубине;
- профилю поверхностных отпечатков;
- изменению формы образца под действием внутренних напряжений.

Такой подход позволяет сопоставить результаты численного моделирования и эксперимента не по одному частному показателю, а по совокупности параметров, отражающих как локальный, так и интегральный отклик детали на обработку.

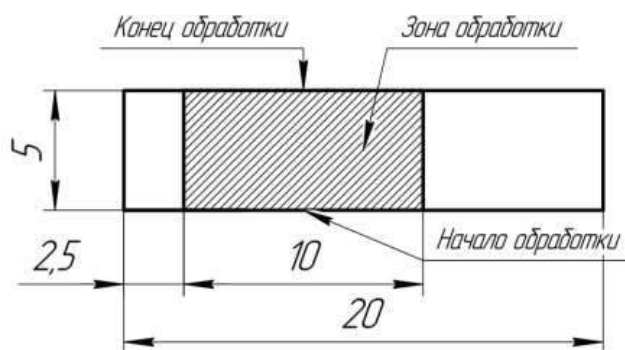
Для исследования распределения остаточных напряжений использовались прямоугольные образцы размером 20×60 мм толщиной 1, 2 и 4 мм. Эскиз образца данного типа представлен на рисунке 3.1, а. Выбор нескольких значений толщины обусловлен необходимостью оценки влияния геометрического фактора на формирование напряженно-деформированного состояния после лазерной ударной обработки.

Для исследования профиля поверхностных отпечатков и сопоставления с численными результатами после единичных лазерных воздействий использовались образцы круглой формы, представленные на рисунке 3.2.

Для оценки изменения формы образца после обработки использовались прямоугольные образцы размером 5×20 мм толщиной 1 мм, эскиз которых представлен на рисунке 3.1, б. Образцы данного типа применялись для сравнения изгиба, возникающего вследствие перераспределения внутренних напряжений при односторонней лазерной ударной обработке.



а)



б)

Рисунок 3.1 – Эскизы образцов: а – для измерения остаточных напряжений, б – для измерения изгиба образца



Рисунок 3.2 – Образец для исследования поверхностных отпечатков после однократных лазерных воздействий

Для снижения влияния исходной технологической наследственности остаточных напряжений образцы перед обработкой подвергались предварительной подготовке. Образцы вырезались электроэрозионным способом, после чего поверхности шлифовались и полировались до шероховатости $Ra = 0,2$ мкм. После механической обработки проводился вакуумный отжиг при температуре $630\text{ }^{\circ}\text{C}$ в течение 1,5 ч с последующим остыванием в печи до комнатной температуры.

3.2 Установка лазерной ударной обработки и ее составляющие

Экспериментальные исследования, использованные для валидации численной модели процесса лазерной ударной обработки, проводились на установке LS85 производства ООО «Прогрессивные производственные технологии». Общий вид установки и рабочая зона обработки представлены на рисунке 3.3.

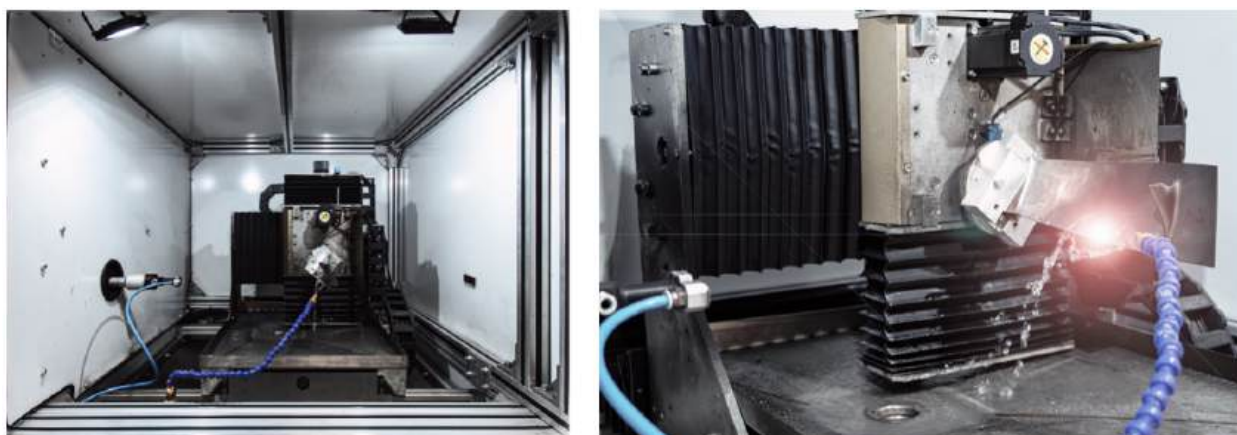
Экспериментальный комплекс включает следующие основные элементы:

- персональный компьютер (ПК);
- система управления (контроллер);

- лазерное устройство;
- четырехосевая система позиционирования;
- система подачи и сбора воды;
- система подачи воздуха.



а)



б)

Рисунок 3.3 – Экспериментальная установка для лазерной ударной обработки LS85: а – общий вид; б – рабочая зона обработки [109]

В комплекс может быть интегрировано два лазерных устройства. Первое устройство выполненное на основе активного элемента Nd:YAG с длиной волны излучения 1064 нм. Согласно результатам предварительной настройки и контроля параметров излучения, распределение интенсивности лазерного излучения по радиусу пятна имеет П-образный профиль, представленный на рисунке 2.5. Второе устройство выполнено на основе активного элемента Nd:стекло с длиной волны излучения 1064 нм и гауссовым пространственным распределением интенсивности. Основные параметры лазерных устройств приведены в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Параметры лазерного устройства

Активный элемент	Длина волны, нм	Энергия ЛИ, Дж	Длительность импульса, нс	Форма пятна
Nd:YAG	1064	до 1	16	П-образное
Nd:стекло	1064	до 10	70	Гаусс

Работа комплекса осуществляется следующим образом. На персональном компьютере в программном комплексе NX CAM предварительно формируется управляющая программа обработки, содержащая траекторию перемещения и последовательность лазерных воздействий. После этого программа загружается в контроллер, который обеспечивает автономное управление системой позиционирования, лазерным устройством, а также системами подачи воды и воздуха. Энергетические параметры технологического процесса также задаются на этапе предварительной подготовки.

После отладки траекторий движения системы позиционирования и настройки параметров системы подачи воды происходит запуск обработки с контроллера.

3.3 Оборудование и методики определения свойств материалов

Для контроля энергетических параметров лазерного излучения использовались измеритель Ophir Nova II и сенсор Ophir PE-25-C. С их помощью проводилось измерение энергии лазерного импульса в используемых режимах обработки. Полученные результаты использовались как исходные данные для оценки воспроизводимости энергетических параметров излучения и последующего определения интенсивности лазерного воздействия с учетом длительности импульса и геометрических параметров пятна.

Для экспериментального исследования результатов лазерной ударной обработки использовались методы, позволяющие оценить как локальные изменения геометрии поверхности, так и интегральное изменение формы образца, а также распределение остаточных напряжений.

Профили поверхностных отпечатков, глубина впадин после единичных лазерных воздействий и изгиб образцов измерялись с использованием лазерного конфокального сканирующего микроскопа Olympus LEXT OLS 5000, представленного на рисунке 3.4. Он позволяет получать трехмерную информацию о микрорельефе поверхности и определять геометрические параметры деформированной зоны.



Рисунок 3.4 – Лазерный конфокальный сканирующий микроскоп Olympus LEXT OLS 5000

Измерение изгиба образцов, представленных на рисунке 3.1, б, проводилось по боковой грани образца. Схема измерения и характерные геометрические параметры приведены на рисунке 3.5. Для описания изменения формы после обработки определялись следующие величины: h – величина изгиба, α – угол изгиба, l_1 и l_2 – линейные размеры образца. На основе измеренных параметров выполнялось воспроизведение геометрии изогнутого образца и последующее сопоставление с результатами численного моделирования.

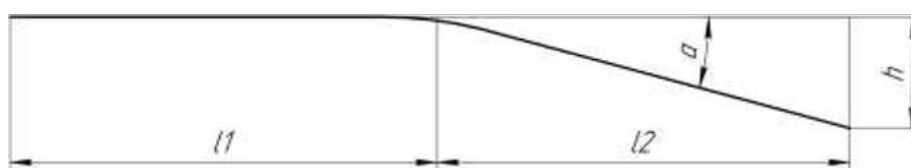


Рисунок 3.5 – Характерные размеры изогнутого образца

Поверхностные ОН исследовались механическим методом ак. Н.Н. Давиденкова на автоматизированной установке МерКулОН «Тензор-3», разработанной в филиале АО «ОДК» «НИИД».



Рисунок 3.6 – Подготовка образца к электрохимическому травливанию поверхностного слоя при измерении поверхностных ОН механическим методом

На рисунке 3.6 показано фото подготовки образцов к процессу электрохимического травления. Измерение поверхностных ОН проводился

на обработанной лазерным ударом площадке ≈ 10 мм, при этом неподлежащие травлению поверхности образца и приспособления защищались воском.

Перед началом травления и после удаления очередных слоев проводилось измерение прогиба образцов, возникающего вследствие односторонней упрочняющей обработки. В случаях, когда после стравливания обработанного объема материала сохранялся остаточный прогиб, не релаксировавший полностью, его величина также учитывалась при расчете эпюр остаточных напряжений.

ГЛАВА 4. ВАЛИДАЦИЯ ЧИСЛЕННОЙ МОДЕЛИ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГРАНИЦ ЕЁ ПРИМЕНИМОСТИ

4.1 Задача и методика валидации

Разработанная численная модель предназначена для расчёта напряжённо-деформированного состояния материала после лазерной ударной обработки. Для использования модели при выборе режимов обработки необходимо проверить не только корректность расчётной постановки, но и её согласование с экспериментальными данными.

Валидация результатов численного моделирования проводилась по трём параметрам:

- по отпечатку, полученному в результате воздействия на поверхность металла единичного импульса, который характеризует локальный пластический отклик материала в зоне действия импульса, но не показывает распределение остаточных напряжений по глубине;
- по эпюре распределения ОН, которая показывает отклик детали на комплексное повторяющееся воздействие ударной волны на материал и накопление остаточного напряженного состояния;
- по изгибу (короблению) образца, который характеризует интегральный отклик конструкции на сформированное остаточное напряженное состояние.

Таким образом, сопоставление расчета и эксперимента выполнялось последовательно на трёх уровнях.

Общая схема валидации модели приведена в таблице 4.1.

Таблица 4.1 – Критерии валидации численной модели лазерной ударной обработки

№	Уровень валидации	Параметр валидации	Единица измерения	Цель валидации
1	Локальный	профиль отпечатка	-	Проверка задания импульсного давления и начального пластического отклика
		максимальная глубина отпечатка	h, мкм	
2	По распределению остаточных напряжений	эпюра распределения ОН по глубине	-	Проверка формирования остаточного напряжённого состояния
		остаточные напряжения на поверхности	σ , МПа	
		глубина залегания сжимающих ОН	$h_{\text{ОН}}$, мм	
3	Интегральный	профиль изгиба образца	-	Проверка суммарного формоизменения после обработки
		максимальный изгиб	h, мм	

Для проверки поверхностных деформаций использовались режимы одиночного и повторного воздействия при различных значениях интенсивности излучения и различных длительностях импульса. Для сопоставления остаточных напряжений и изгиба применялись режимы

последовательной обработки с варьированием энергии импульса и толщины образцов. Описание материалов, подготовки образцов, параметров обработки и методик измерений приведено в главе 3.

4.2 Валидация численной модели по отпечатку после одиночного и повторного воздействия

На первом этапе проверялось, насколько модель воспроизводит остаточный отпечаток, формирующийся после лазерного импульса. Этот параметр выбран как наиболее прямой показатель локального пластического отклика материала в локальной зоне. В расчёте и эксперименте сопоставлялись форма профиля и максимальная глубина отпечатка.

Постановка эксперимента

Для расчёта одиночного воздействия использовалась трёхмерная конечно-элементная модель сегмента зоны обработки (рисунок 4.1). Расчётная область представляла собой цилиндрический сегмент, разделённый на несколько зон с различным характерным размером конечного элемента (рисунок 4.2). Наиболее мелкая сетка задавалась в зоне непосредственного действия лазерного импульса, где формируется максимальный градиент перемещений и пластических деформаций. Переходная область использовалась для более корректного описания распространения и релаксации ударной волны, а внешняя область – для снижения влияния границ расчётной области на результат моделирования.

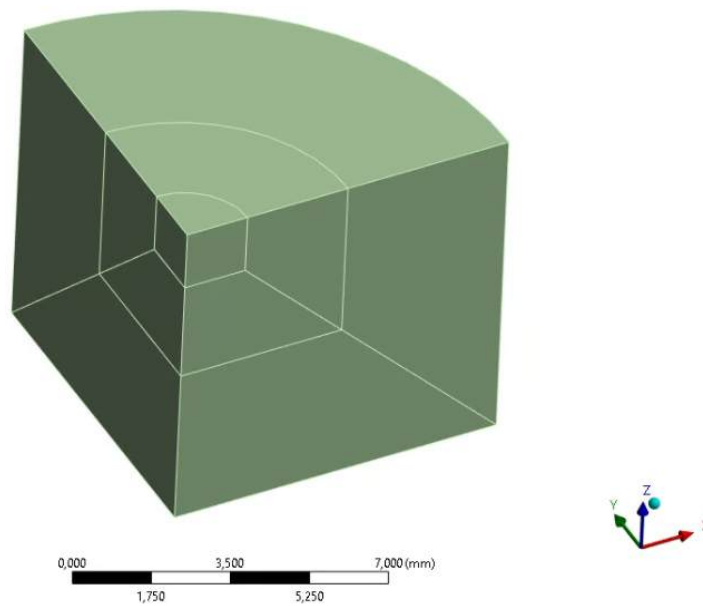


Рисунок 4.1 – Трёхмерная модель сегмента образца

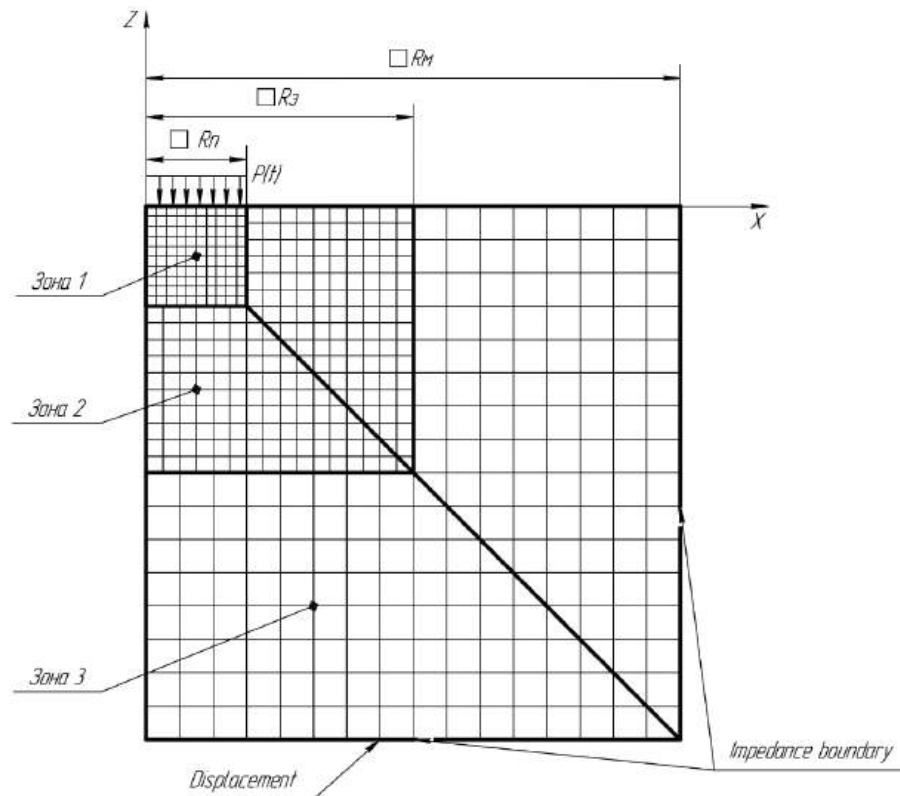


Рисунок 4.2 – Общий вид конечно-элементной модели сегмента зоны воздействия

По результатам предварительного анализа сеточной сходимости в зоне воздействия (Зона 1) был принят размер конечного элемента 50×50 мкм. В переходной зоне использовалась сетка размером 100×100 мкм, во внешней зоне – 250×250 мкм. Такое разбиение обеспечивало детализацию области

максимальных перемещений без чрезмерного увеличения общего числа конечных элементов.

Импульсное воздействие задавалось нормальным давлением, приложенным к поверхности материала в пределах пятна обработки. Давление рассматривалось как функция радиальной координаты и времени $P(r,t)$. Пространственное распределение давления (рисунок 4.3 а) задавалось исходя из картины распределения интенсивности лазерного излучения по радиусу лазерного пучка. Временной профиль давления (рисунок 4.3б) задавался длительностью лазерного импульса. Методика расчета пространственной и временной характеристики давления представлены в разделе 2.2.

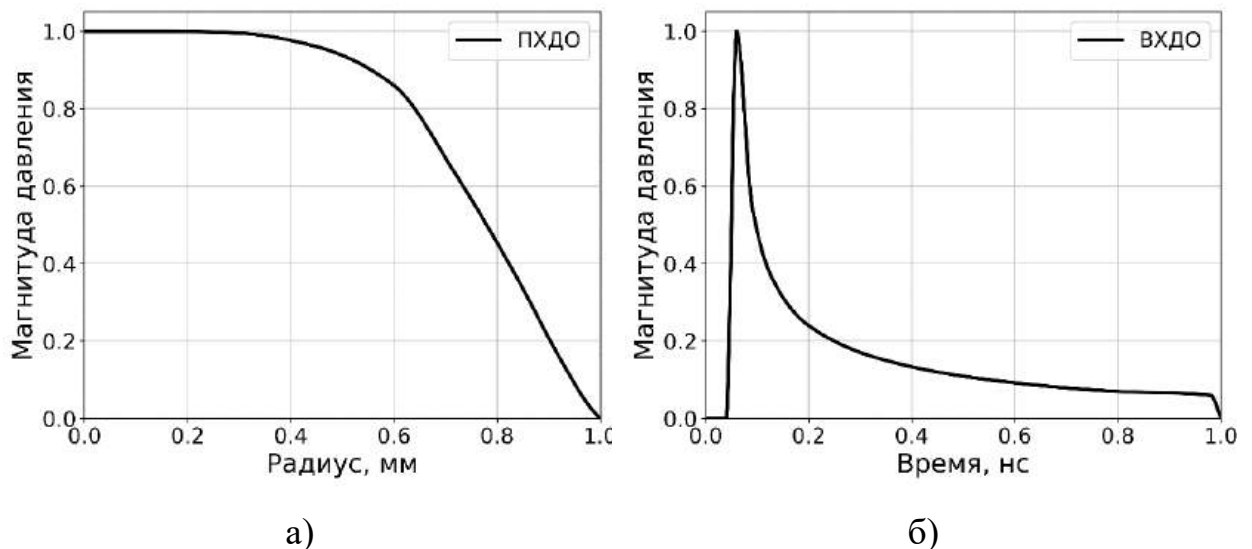


Рисунок 4.3 – Пространственная и временная характеристики давления: а – распределение давления по радиусу пучка, б – временной профиль давления.

Ограничение перемещения по трем осям прикладывались к нижней грани образца. На внешней цилиндрической границе использовалось условие типа Impedance Boundary, снижающее влияние отражённых волн от границ расчётной области. На боковых поверхностях сегмента использовались условия симметрии (рисунок 4.2).

Эксперименты по измерению геометрических размеров одиночных отпечатков выполнялись по одиночным пятнам, полученным для двух лазерных систем с длительностью импульса 16 нс при диаметре пятна 1,1 мм и 70 нс при диаметре пятна 1,4 мм. После обработки поверхность образцов

сканировалась с помощью лазерного конфокального микроскопа; по топографическим картам определялись профиль пятна и максимальная глубина отпечатка.

Исследование влияния длительности лазерного импульса на геометрию профиля отпечатка

Топографические карты поверхности после одиночных воздействий на системе с длительностью импульса 16 нс приведены на рисунке 4.4, а для системы с длительностью импульса 70 нс – на рисунке 4.5.

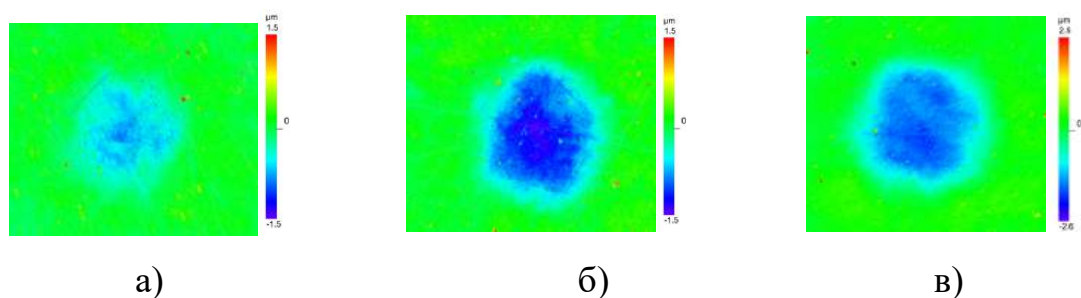


Рисунок 4.4 – Топографические карты отпечатков после обработки на системе с длительностью импульса 16 нс:

а – 1,6 ГВт/см²; б – 2,44 ГВт/см²; в – 3,45 ГВт/см²

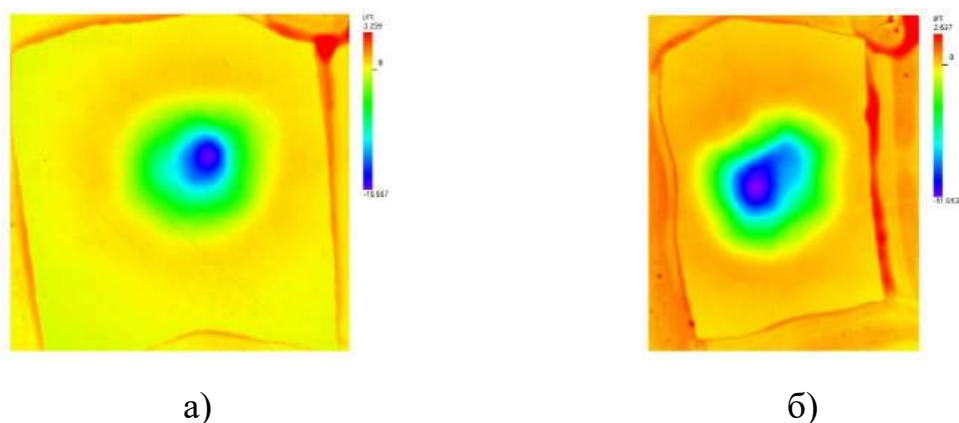


Рисунок 4.5 – Топографические карты деформированных пятен с длительностью импульса 70 нс: а – 6,5 ГВт/см²; б – 9,5 ГВт/см²

Усредненный профиль отпечатка для каждой длительности импульса строился по серии из трех отпечатков. Затем расчетные профили сопоставлялись с экспериментальными по нескольким параметрам:

1. по форме деформированной области;
2. максимальной глубине профиля;
3. радиальному размеру зоны отпечатка

Результаты сравнения для системы с длительностью импульса 16 нс представлены на рисунке 4.6, для системы с длительностью импульса 70 нс – на рисунке 4.7.

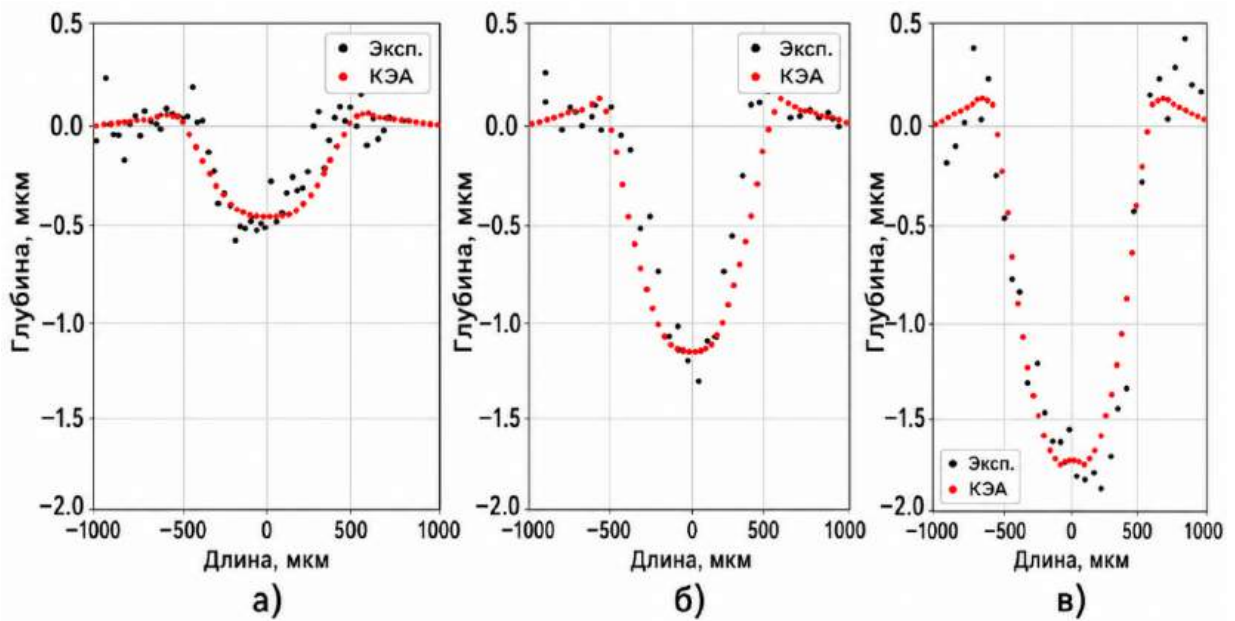


Рисунок 4.6 – Профили деформаций отпечатков, после обработки на системе с длительностью импульса 16 нс: а) 1.6 ГВт/см²; б) 2.44 ГВт/см²; в) 3.45 ГВт/см²

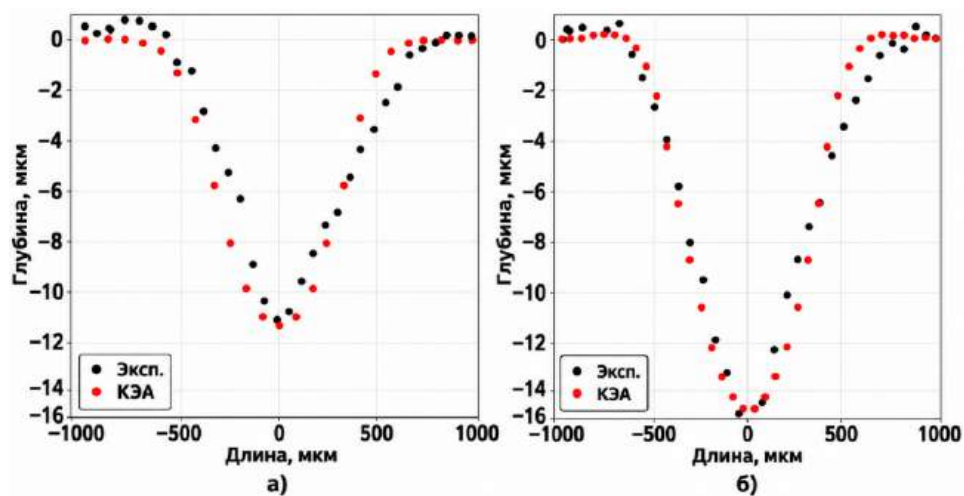


Рисунок 4.7 – Профили деформаций отпечатков, после обработки на системе с длительностью импульса 70 нс: а) 6.5 ГВт/см²; б) 9.5 ГВт/см²;

Сопоставление расчетных и экспериментальных профилей показывает, что численная модель как качественно, так и количественно прогнозирует геометрию профиля остаточного отпечатка после одиночного воздействия для различных длительностей импульса, а также распределений интенсивностей. При увеличении интенсивности лазерного излучения возрастает максимальная глубина деформированного отпечатка и увеличивается радиус отпечатка. Также из сравнения видно, что значения максимальной глубины отпечатка отличаются на порядок для системы с длительностью лазерного импульса 16 и 70 нс. Это связано с тем, что определяющим время воздействия давления плазмы на поверхность образца является длительность импульса. Так, согласно используемой модели Фаббро, длительность воздействия плазмы для системы с 16 нс составляет около 170 нс, в то время как для лазера с длительностью импульса 70 нс – около 1 мкс, что приводит к большей глубине отпечатка.

Необходимо отметить, что экспериментальные профили имеют неидеальную геометрию (рисунок 4.4 и 4.5), вероятными причинами которой являются неоднородность реального распределения интенсивности по лазерному пучку, неравномерность физико-механических свойств водяного слоя, защитного покрытия и обрабатываемого материала.

Исследование влияния интенсивности лазерного излучения на глубину профиля отпечатка

Исследование влияния интенсивности лазерного излучения на глубину профиля отпечатка проводилось на системе с длительностью импульса 70 нс, так как, согласно предыдущим результатам, получаемые отпечатки при таких параметрах являются более выраженными и легко измеримыми для построения зависимостей в широком диапазоне интенсивностей. Результаты приведены на рисунке 4.8.

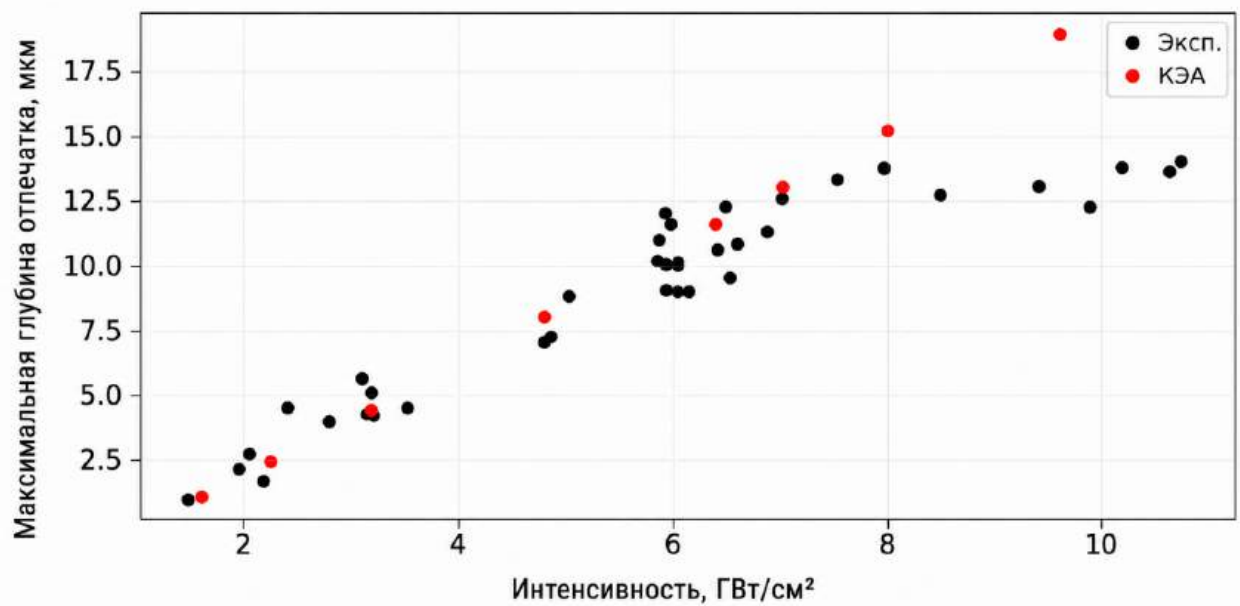


Рисунок 4.8 – Зависимость максимальной глубины отпечатка от интенсивности лазерного излучения.

Повышение интенсивности лазерного излучения до уровня $\sim 8 \text{ ГВт/см}^2$ сопровождается линейным увеличением максимальной глубины отпечатка. При дальнейшем повышении интенсивности экспериментальные значения выходят на плато, тогда как расчетные значения показывают дальнейшее линейное увеличение глубины. Это расхождение связано с дополнительными физическими эффектами не учитываемыми в модели расширения плазмы в ограниченном канале (глава 2.2): плазмообразование на границе воздух-водяной слой.

Исследование влияния отклика материала на повторное пластическое воздействие

На следующем этапе исследования оценивалась способность численной модели воспроизводить накопление поверхностной деформации при повторных воздействиях в одну и ту же область. Для этого использовалась лазерная система с длительностью импульса 16 нс. Процесс моделировался последовательностью импульсов с одинаковой интенсивностью - $3,45 \text{ ГВт/см}^2$. Временной интервал между импульсами в расчёте принимался равным 5000 нс [21], что позволяло завершить основной этап распространения и релаксации упругопластической волны перед приложением следующего импульса.

Сравнение расчётных и экспериментальных значений максимальной глубины деформации при различном числе воздействий приведено на рисунке 4.9.

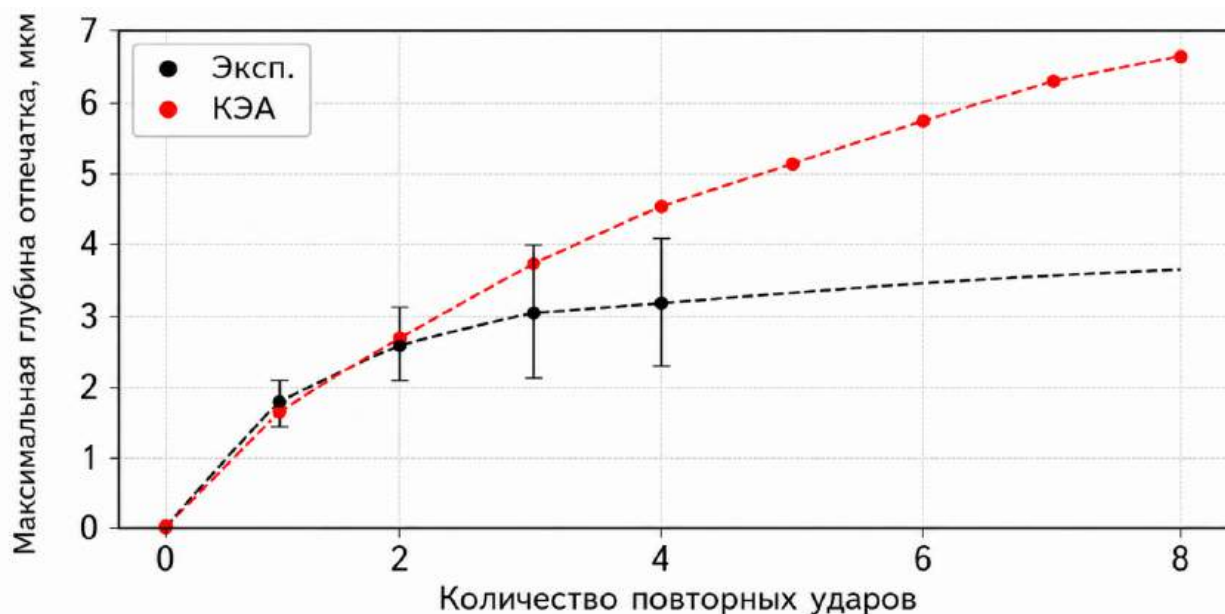


Рисунок 4.9 – Зависимость максимальной глубины отпечатка от числа повторных воздействий

Эксперимент показывает, что с увеличением числа воздействий глубина отпечатка возрастает, однако прирост деформации постепенно уменьшается. Такой характер зависимости указывает на процесс насыщения материала при повторном нагружении, что соответствует классическим представлениям об упрочнении поликристаллических материалов методами ППД.

Численная модель, также показывает чувствительность к числу повторных ударов, но насыщение происходит менее интенсивно в сравнении с экспериментом. Наиболее заметное расхождение наблюдается после четвёртого воздействия и достигает величины $\sim 40\%$.

Такое расхождение, связано с тем, что принятая модель материала хуже описывает стадию насыщения при многократном импульсном нагружении. Она передаёт начальный пластический отклик, но не учитывает все изменения состояния поверхностного слоя после предыдущих импульсов.

Таким образом, проведенные экспериментальные и численные исследования на отдельных отпечатках показали, что численная модель хорошо предсказывает экспериментальные результаты как качественно, так и

количественно для различных длительностей импульса лазерного излучения величиной 16 и 70 нс.

Основное расхождение наблюдается при интенсивностях лазерного излучения более 8 ГВт/см^2 , что связано с физическими особенностями плазмообразования на границе раздела фаз воздух/вода. Эти данные хорошо согласуются с ранее проведенными исследованиями в работах [53, 91].

Дополнительное ограничение на применимость разработанной модели накладывает число повторных ударов. Модель чувствительна к увеличению степени деформации материала, но ее расхождение с экспериментальными становится критичным после третьего воздействия.

Результаты расчётно-экспериментальной валидации модели по остаточному пятну опубликованы в работе [55, 110].

4.3 Валидация численной модели по распределению остаточных напряжений

На втором уровне валидации численная модель проверялась по распределению поверхностных остаточных напряжений, формирующихся после лазерной ударной обработки зоны образца. В отличие от одиночного воздействия, рассматриваемого в разделе 4.2, данный этап учитывал наложение нескольких импульсов при заданной траектории обработки и перекрытии соседних пятен, имитируя обработку поверхности детали. Сравнение выполнялось для образцов толщиной 1, 2 и 4 мм обработанных при различных энергиях импульса с диаметром пятна 1.1 мм, длительностью импульса 16 нс.

Постановка эксперимента

Для моделирования ЛУО использовалась конечно-элементная модель образца с расчётной областью размером $10 \times 10 \text{ мм}$. Размер обрабатываемой зоны составлял $5 \times 5 \text{ мм}$. В расчётах рассматривались образцы толщиной 1, 2 и

4 мм. Общий вид конечно-элементных моделей различной толщины представлен на рисунке 4.10.

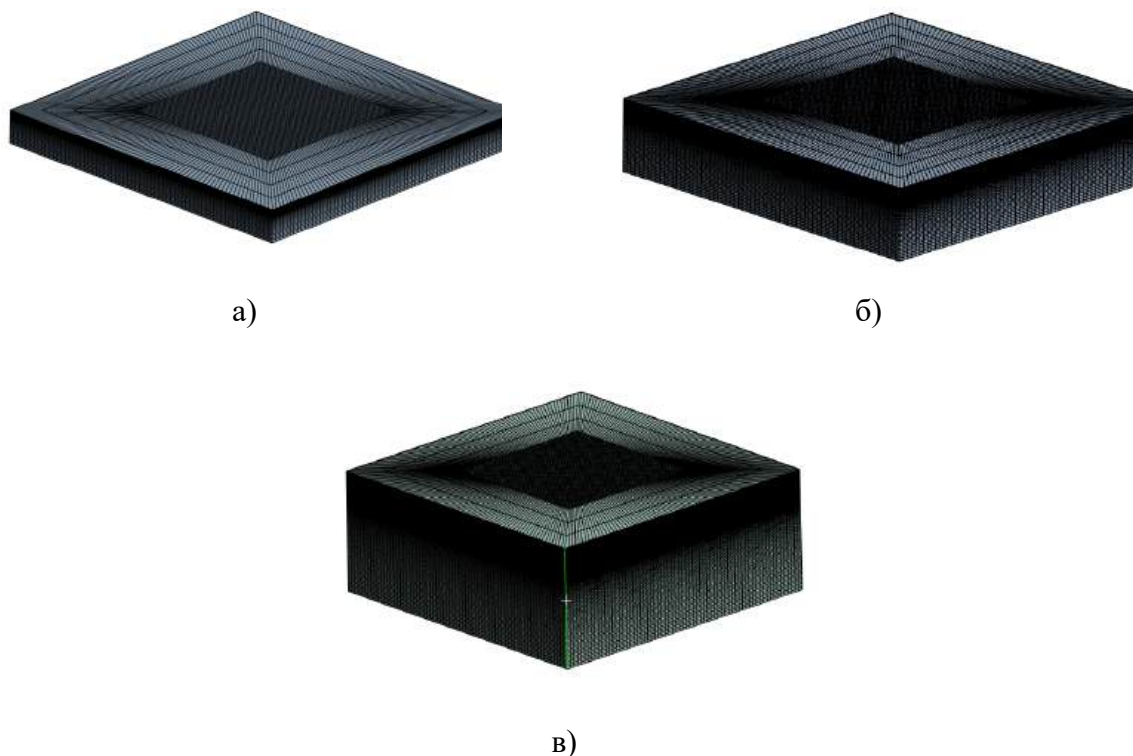


Рисунок 4.10 – Конечно-элементные модели различной толщины: а – 1 мм; б – 2 мм; в – 4 мм.

Расчётная область, как и при моделировании одиночного воздействия, делилась на зоны с различным размером конечных элементов. Наиболее мелкая сетка задавалась в зоне обработки. Размеры конечных элементов в зоне воздействия, переходной и внешней областях соответствовали значениям, использованным в разделе 4.2. Суммарное количество конечных элементов для моделей толщиной 1, 2 и 4 мм составило 416 000, 832 000 и 1 301 120 соответственно.

Воздействие плазмы задавалось в виде нормального давления, приложенного к поверхности образца в пределах пятна обработки. Пространственное и временное распределения давления соответствовали характеристикам, использованным в разделе 4.2. Центр каждого последующего пятна определялся заданной траекторией обработки и величиной перекрытия между пятнами.

Обработка моделировалась последовательным приложением лазерных импульсов по параллельной траектории. Перекрытие соседних пятен составляло 60 %. Величина перекрытия определялась по выражению:

$$O = \frac{d - h}{d} * 100\%, \quad (4.1)$$

где O – перекрытие %, d – диаметр лазерного пятна, h – шаг между центрами соседних пятен.

Схема траектории обработки приведена на рисунке 4.11.

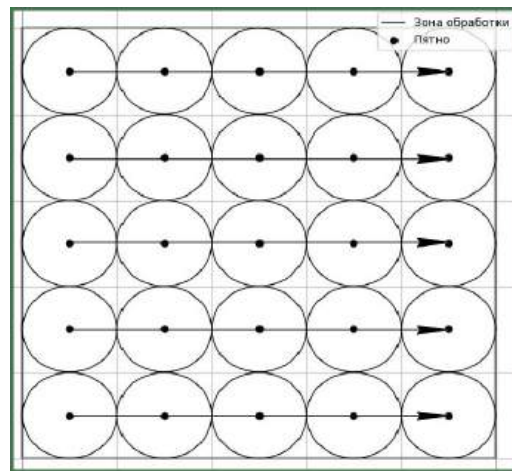


Рисунок 4.11 – Схема последовательной обработки зоны образца

В качестве граничных условий, рисунок 4.12, использовалось ограничение перемещения нижней грани образца в направлении нормали к поверхности. На боковые грани модели накладывалось условие Impedance Boundary, предназначенное для снижения влияния отражённых волн от внешних границ расчётной области. К центральной части образца, рисунок 4.10, прикладывалось давление, в зависимости от координаты и времени расчета.

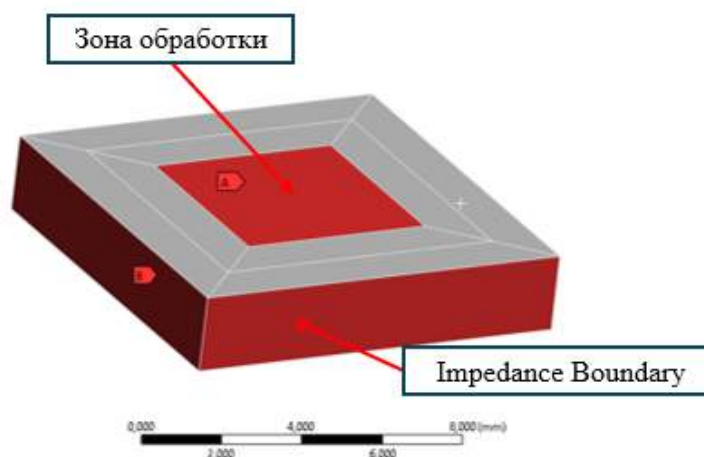


Рисунок 4.12 – Граничные условия

Для сопоставления с экспериментальными данными расчётные значения остаточных напряжений извлекались не по одному узлу, а усреднялись по площадке размером 4×4 мм в зоне обработки. Для каждой глубины рассчитывалось среднее значение напряжений по всем узлам, расположенным на соответствующей координате по глубине в пределах данной площадки. Это позволяло снизить влияние локальных численных неоднородностей и приблизить расчётную процедуру к экспериментальному определению распределения остаточных напряжений по глубине.

Исследование влияния интенсивности излучения на эпюру поверхностных остаточных напряжений по глубине

Сравнение выполнялось для трёх режимов обработки: $3,3 \text{ ГВт/см}^2$, 16 нс при толщине образца 1 мм, $4,44 \text{ ГВт/см}^2$, 16 нс при толщине 2 мм и $5,6 \text{ ГВт/см}^2$, 16 нс при толщине 4 мм. Экспериментальные и расчётные эпюры остаточных напряжений представлены на рисунке 4.13-4.15.

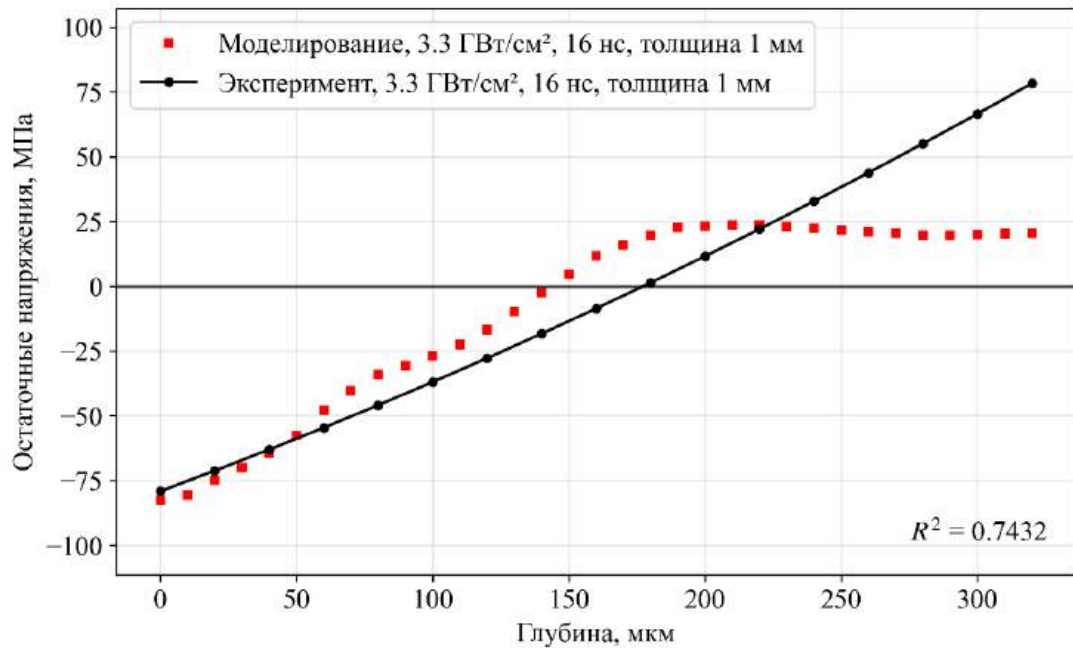


Рисунок 4.13 – Сравнение экспериментальных и расчетных эпюр поверхностных остаточных напряжений по глубине после ЛУО на образце 1 мм при режиме 3,3 ГВт/см²

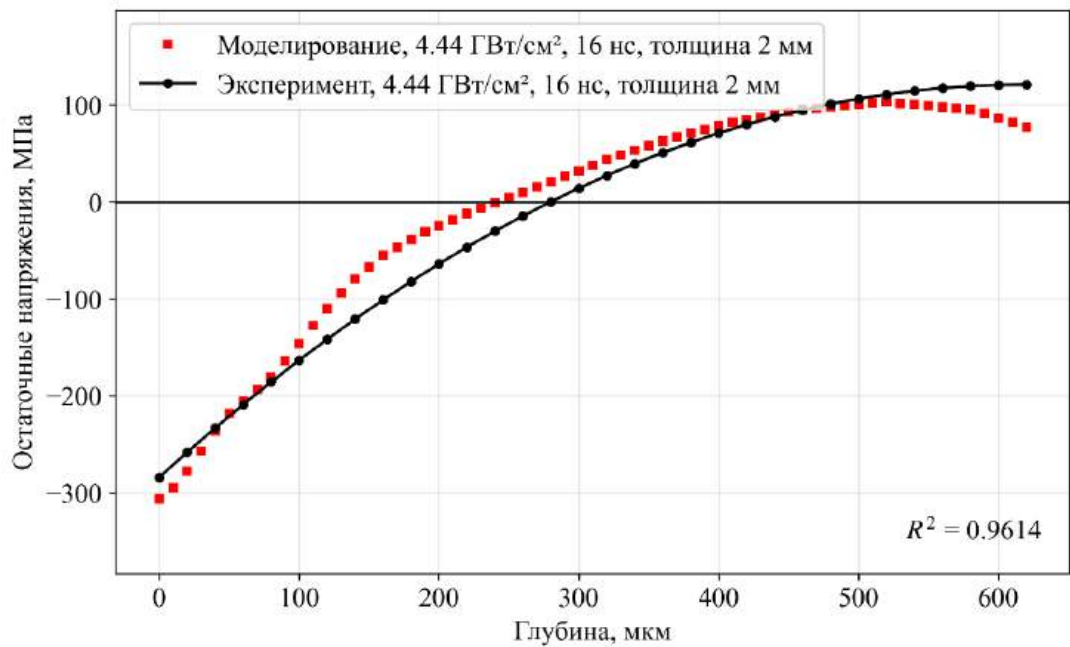


Рисунок 4.14 – Сравнение экспериментальных и расчетных эпюр поверхностных остаточных напряжений по глубине после ЛУО на образце 2 мм при режиме 4,44 ГВт/см²

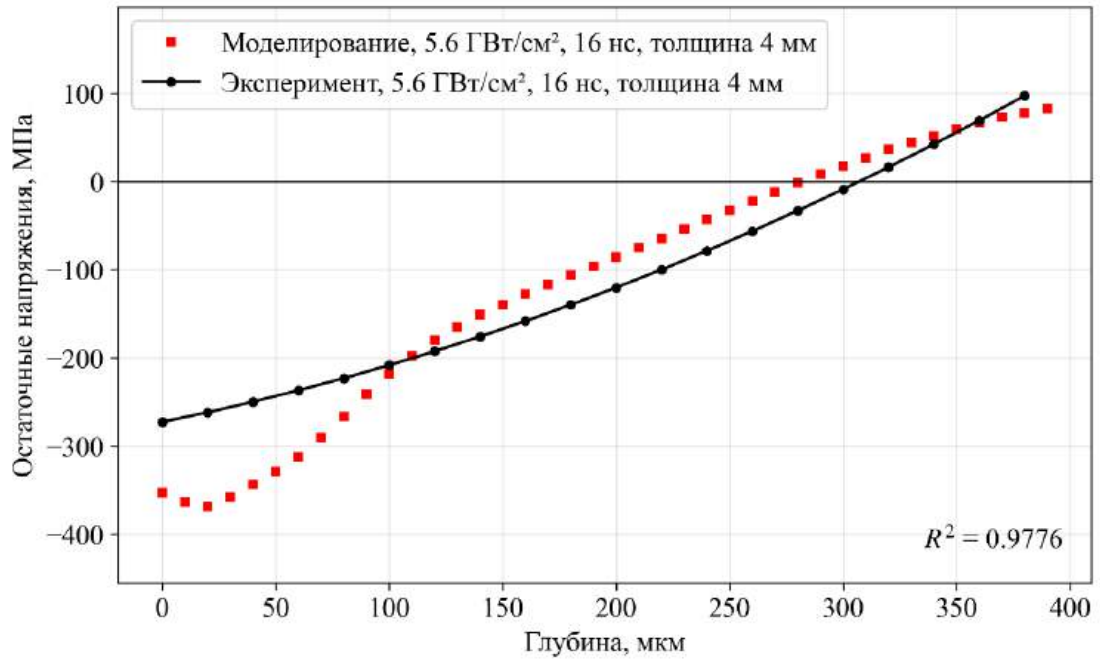


Рисунок 4.15 – Сравнение экспериментальных и расчетных эпюр поверхностных остаточных напряжений по глубине после ЛУО на образце 4 мм при режиме 5,6 ГВт/см²

Количественное сравнение выполнялось по средней абсолютной ошибке (MAE) и среднеквадратичной ошибке (RMSE), также для оценки совпадения рассчитывалась нормированная среднеквадратичная ошибка (NRSME), выраженная в процентах от размаха экспериментальной кривой.

$$MAE = \frac{1}{n} \times \sum_{i=1}^n (\sigma_{\text{КЭА},i} - \sigma_{\text{Эксп},i}), \quad (4.2)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \times \sum_{i=1}^n (\sigma_{\text{КЭА},i} - \sigma_{\text{Эксп},i})^2}, \quad (4.3)$$

$$NRSME = \frac{RMSE}{\sigma_{\text{Эксп},\text{max}} - \sigma_{\text{Эксп},\text{min}}} \times 100\%, \quad (4.4)$$

где $\sigma_{\text{КЭА},i}$ – расчетное напряжение на i -й глубине; $\sigma_{\text{Эксп},i}$ – экспериментальное значение на i -й глубине.

Результаты представлены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Количественное сравнение между экспериментальными и расчетными эпюрами остаточных напряжений.

Режим	MAE, МПа	RMSE, МПа	NRMSE, %
3,3 ГВт/см ² , 1 мм	16,56	22,06	14%
4,44 ГВт/см ² , 2 мм	19,18	23,48	5,8%
5,6 ГВт/см ² , 4 мм	37,37	46,55	12,12%

Сопоставление расчетных и экспериментальных данных показывает, что модель передаёт основные особенности экспериментальных профилей: наличие сжимающих напряжений у поверхности, изменение их уровня по глубине и переход к области растягивающих напряжений.

Режим 3,3 ГВт/см² характеризуется малыми значениями остаточных напряжений на поверхности и малыми глубинами залегания. Нормированная ошибка по размаху между расчетом и экспериментом для этого режима обработки составляет 14%. На полученный результат большее влияние оказывает различия не в приповерхностной зоне сжимающих ОН, а в зоне растяжения. Значения растягивающих напряжений в глубине сопоставимых по модулю с сжимающими является нетипичной картиной для НДС формирующегося методами ППД и скорее всего может быть связан с погрешностью измерения и последующего пересчета ОН.

Сопоставление эпюр при 4,44 ГВт/см² и толщиной образца 2 мм получило наилучшее согласование, как по величине остаточных напряжений, так и по глубине залегания. Также, в данном эксперименте модель хорошо описывает зону растягивающих ОН, вызванных упругой реакцией материала на пластическую деформацию. Нормированная ошибка составила 5,8%.

Для режима 5,6 ГВт/см² ошибка составила 12,12%. Результаты моделирования хорошо описывают качественную картину распределения остаточных напряжений и хорошо согласуются по глубине залегания ОН и зоне растяжения внутри образца. Основные расхождения наблюдаются в

приповерхностной области, где расчет переоценивает уровень сжимающих поверхностных ОН.

Количественное сопоставление показало, что нормированная ошибка для рассмотренных режимов составляет 5,8–14 %. Численная модель передаёт основные признаки распределения остаточных напряжений по глубине: формирование сжимающей области у поверхности, изменение напряжений по глубине и переход к растягивающей зоне.

Наименьшее расхождение получено для режима 4,44 ГВт/см². Для режима 3,3 ГВт/см² неопределённость связана преимущественно с зоной растягивающих напряжений в глубине образца, а для режима 5,6 ГВт/см² - с переоценкой приповерхностных сжимающих напряжений. Численная модель прямого моделирования ЛУО может использоваться для сравнительной оценки режимов обработки и анализа эпюры ОН.

Результаты расчётно-экспериментальной валидации модели по остаточным напряжениям опубликованы в работе [111].

4.4 Валидация по изгибу образцов

Постановка эксперимента

Для численного моделирования изгиба использовалась трёхмерная конечно-элементная модель образца размером 20×5 мм и толщиной 1 мм. Общий вид расчётной модели представлен на рисунке 4.16. Расчётная область включала зону обработки и зону закрепления. Размер конечного элемента в зоне обработки составлял 50 мкм в направлении, параллельном поверхности, и 50 мкм по глубине. Суммарное количество конечных элементов составило 1 325 410.

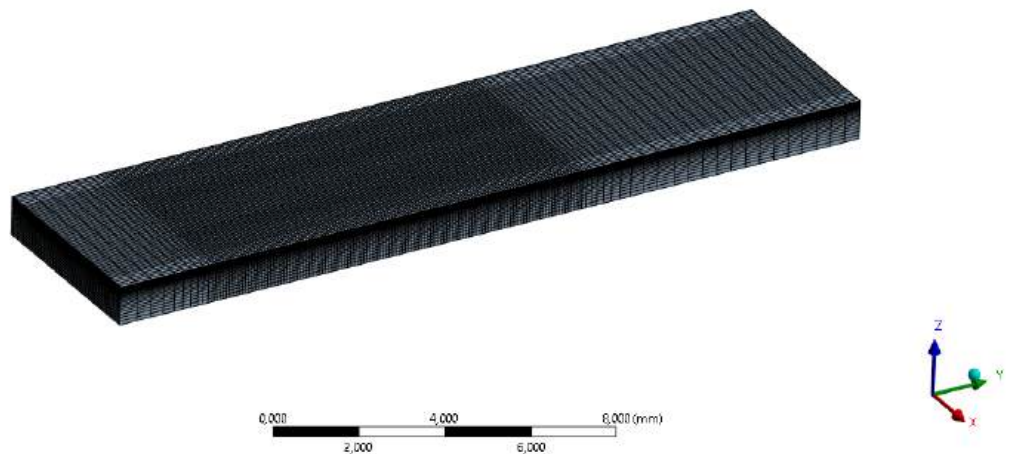


Рисунок 4.16 – Конечно-элементная модель образца для расчёта изгиба

Расчётная постановка воспроизводила экспериментальную схему обработки консольно закреплённого образца (рисунок 4.17). Закрепление задавалось на участке длиной 5 мм. Зона обработки располагалась на расстоянии 5 мм от области закрепления и имела размер 10×5 мм.

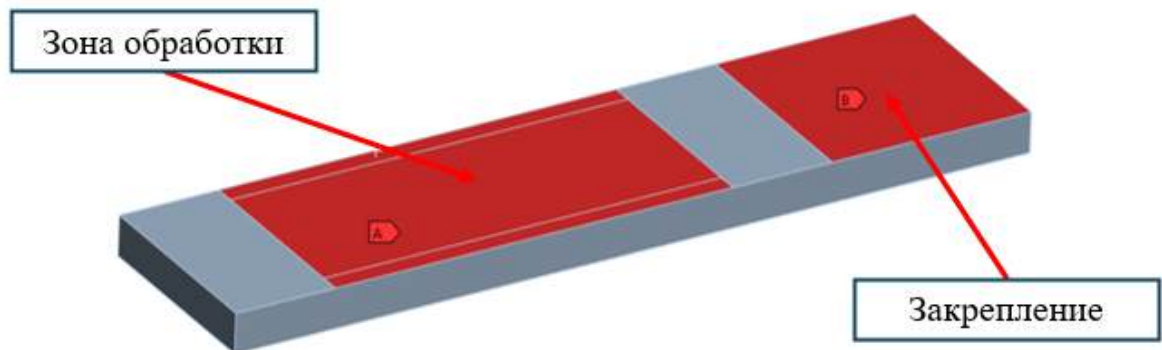


Рисунок 4.17 – Граничные условия

Давление задавалось таким же образом, как и в разделе 4.3. На поверхность образца прикладывалось нормальное давление с заданным пространственным и временным распределением, аналогично разделу 4.2. Центры пятен определялись траекторией обработки и величиной перекрытия (рисунок 4.11). После завершения последовательности воздействий рассчитывалось остаточное напряжённое состояние и деформированная форма образца.

Экспериментально изгиб определялся по профилю деформированной поверхности после обработки, в режимах, представленных в разделе 4.3. Измерение выполнялось по двум продольным кромкам образца, что позволяло оценивать не только величину прогиба, но и асимметрию деформирования, связанную с последовательностью нанесения импульсов. Для сопоставления с расчётными данными использовались форма кривой прогиба по длине образца, максимальное значение прогиба, положение зоны начала изгиба и различие профилей по двум кромкам. На рисунке 4.18 представлено фото изогнутого образца после ЛУО.

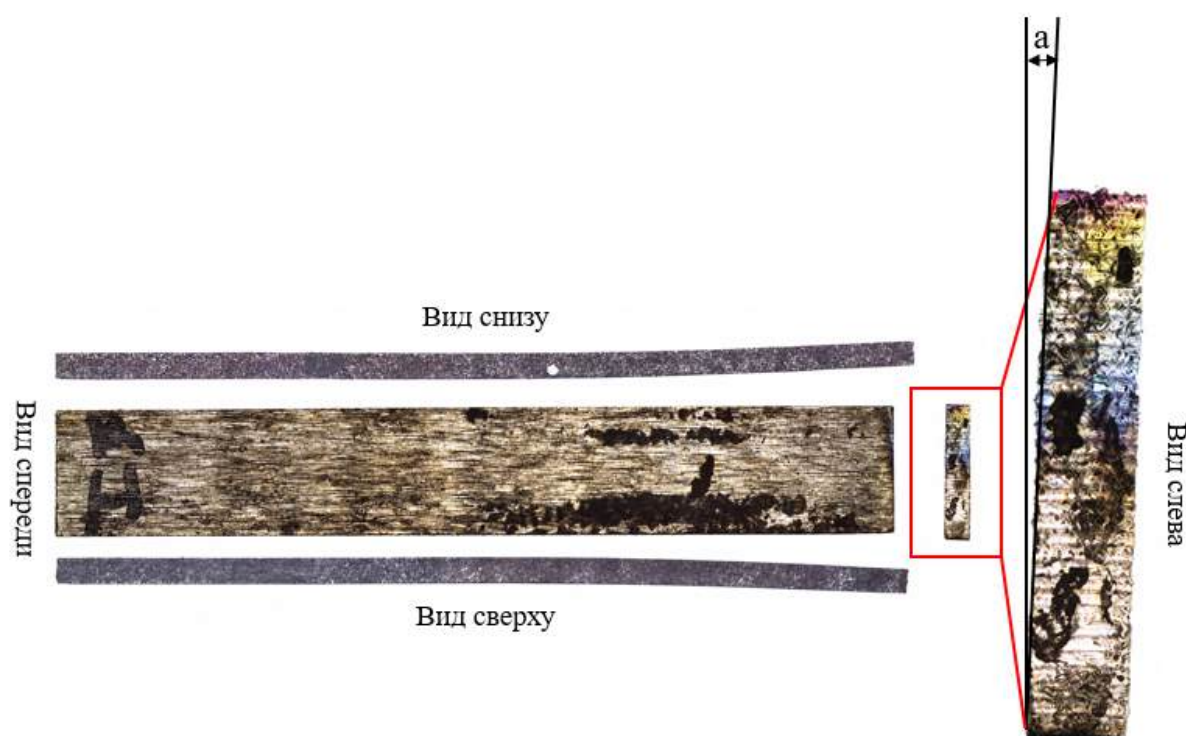


Рисунок 4.18 – Фотография изгиба образца 20x5 мм после лазерной ударной обработки

Экспериментальные профили изгиба образца после обработки в режиме 5,6 ГВт/см² представлены на рисунке 4.19. Обозначения начальной и конечной сторон соответствуют направлению последовательной обработки.

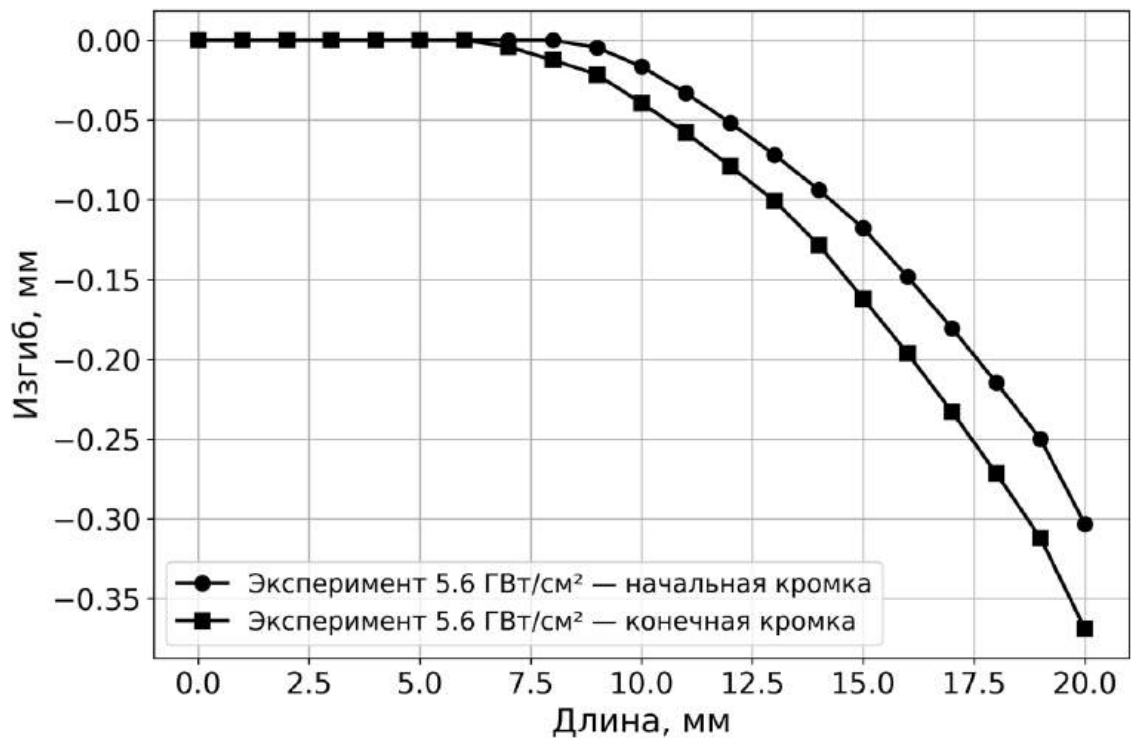


Рисунок 4.19 – Экспериментальные профили изгиба образца по двум кромкам после обработки в режиме 5,6 ГВт/см²

После обработки образец деформируется неравномерно. Основной изгиб развивается за зоной закрепления, а профили по двум кромкам отличаются по величине прогиба. Для режима 5,6 ГВт/см² различие между максимальными значениями прогиба составляет ~ 18 % (рисунок 4.19). Это показывает, что деформирование образца не сводится к плоскому изгибу, наряду с изгибной составляющей проявляется крутильная.

Результаты численного моделирования также показывают формирование изгиба после последовательной обработки. В поверхностном слое образца возникает область сжимающих остаточных напряжений, распределённых неравномерно по толщине. Такое распределение приводит к появлению изгибающего момента и отклонению образца от исходной формы. Расчётные поля деформированная форма образца приведены на рисунке 4.20.

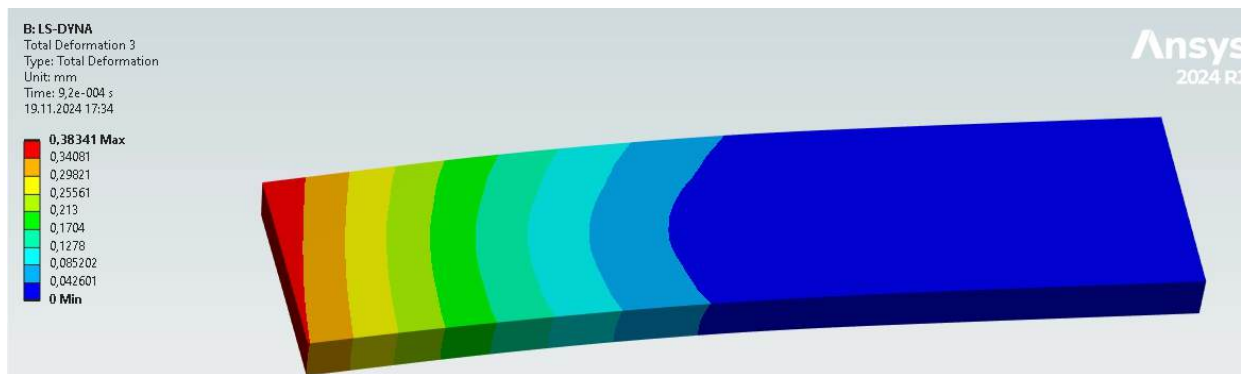


Рисунок 4.20 – Расчетная деформированная форма образца после ЛУО

Сравнение экспериментальных и расчётных профилей изгиба приведено на рисунках 4.21 – 4.24. Для режима $5,6 \text{ ГВт/см}^2$ расчёт совпадает с экспериментом по направлению изгиба и характеру изменения прогиба вдоль образца. В обоих случаях прогиб увеличивается по мере удаления от зоны закрепления. Расчёт также передаёт различие профилей по двум кромкам, то есть воспроизводит крутильную составляющую.

Для режима $4,44 \text{ ГВт/см}^2$ величина изгиба меньше, однако характер сопоставления остаётся аналогичным. Наблюдается большее различие между экспериментальными и расчетными результатами. Вероятной причиной этого, является то, что с уменьшением величины и глубины залегания ОН, большее влияние на изгиб начинают оказывать условия закрепления, точность позиционирования пятен при обработке и воспроизведение траекторий.

Для режима $3,3 \text{ ГВт/см}^2$ измеренный прогиб находился на уровне, близком к разрешающей способности используемой методики измерения. Поэтому надёжное количественное сопоставление расчёта и эксперимента для этого режима не достигалось. Малый изгиб согласуется с меньшим уровнем остаточных напряжений, полученных для данного режима.

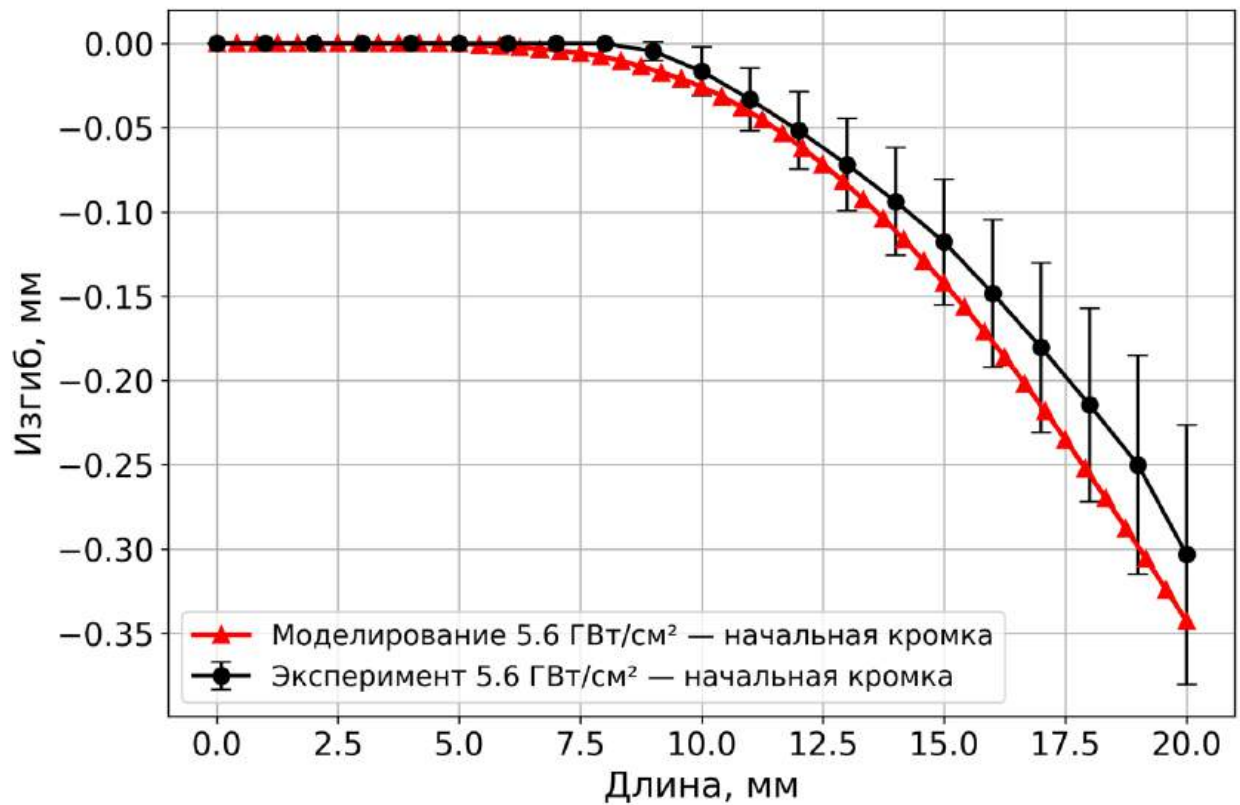


Рисунок 4.21 – Сравнение изгиба образца после лазерной ударной обработки кромки начала обработки на режиме 5,6 ГВт/см²

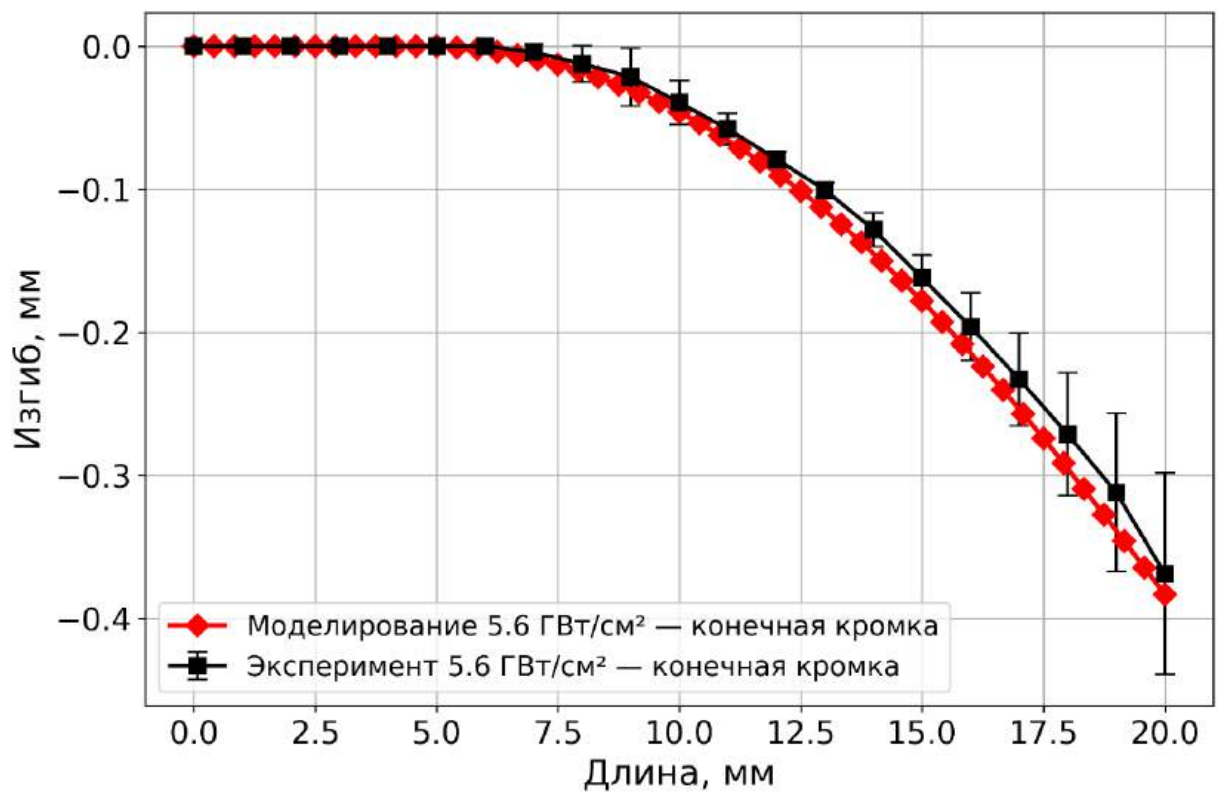


Рисунок 4.22 – Сравнение изгиба образца после лазерной ударной обработки кромки конца обработки на режиме 5,6 ГВт/см²

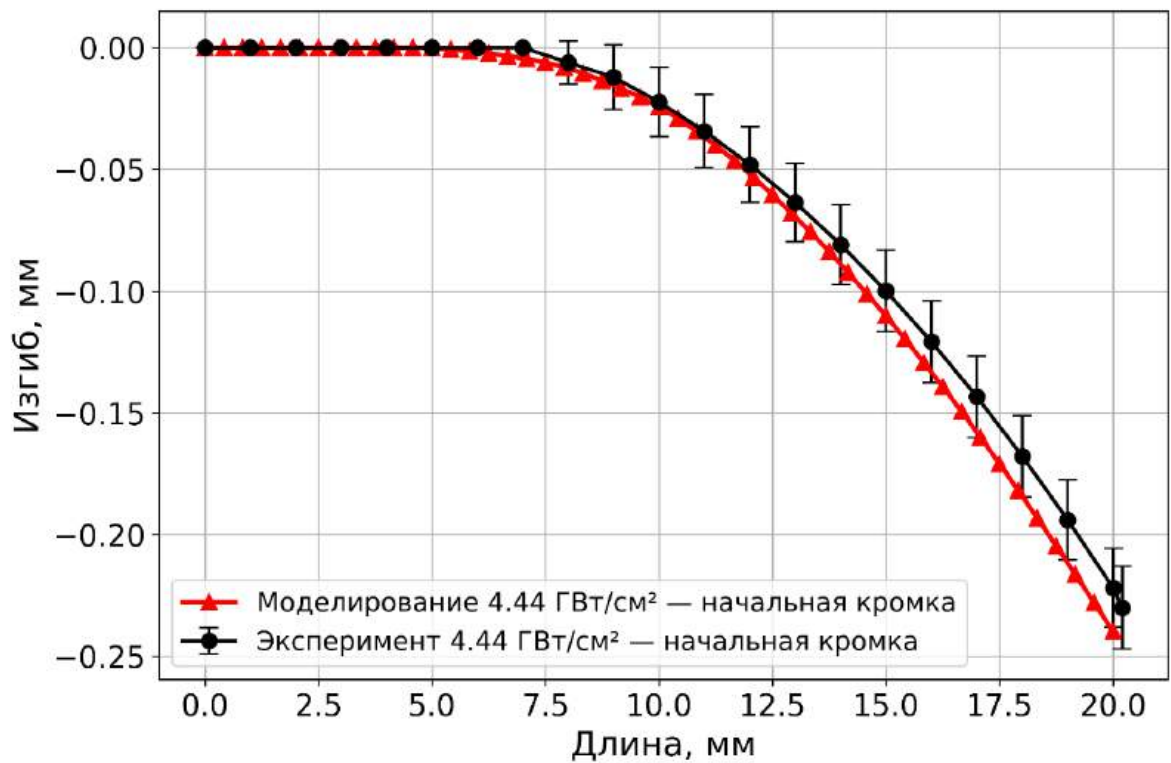


Рисунок 4.23 – Сравнение изгиба образца после лазерной ударной обработки кромки начала обработки на режиме 4,44 ГВт/см²

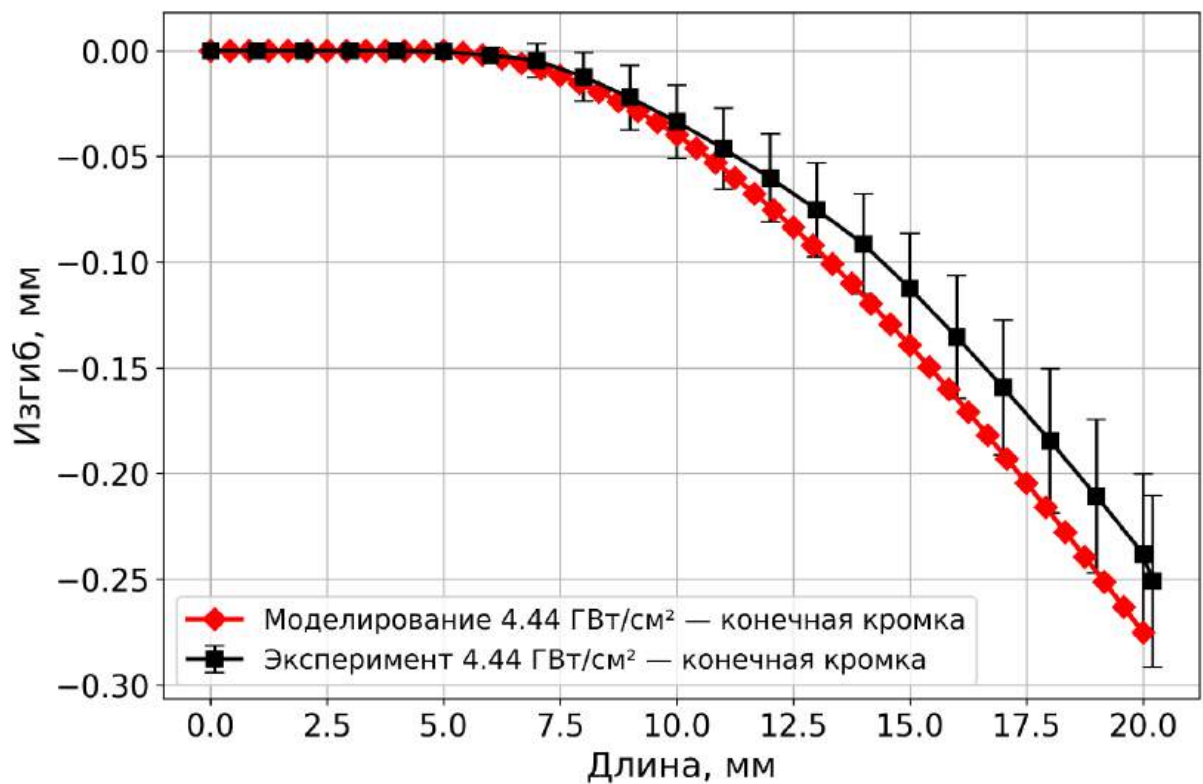


Рисунок 4.24 – Сравнение изгиба образца после лазерной ударной обработки кромки конца обработки на режиме 4,44 ГВт/см²

Валидация по изгибу показала, что модель передаёт интегральное формоизменение образца после последовательной обработки. Численная модель показывает направление изгиба, рост прогиба вдоль свободной части образца и асимметрию изгиба по двум кромкам. Это дополняет проверку по остаточному отпечатку и остаточным напряжениям: модель описывает не только локальный отклик в зоне пятна, но и суммарный результат сформированного остаточного напряжённого состояния.

Результаты расчётно-экспериментальной валидации модели по остаточным напряжениям опубликованы в работе [111].

4.5 Выводы по главе

1 Выполнена расчётно-экспериментальная проверка численной модели лазерной ударной обработки по трём параметрам: форме одиночного отпечатка, параметрам эпюры остаточных напряжений и изгибу образцов после упрочнения.

2 По форме одиночного отпечатка разработанная численная модель качественно и количественно передает геометрию профиля: максимальную глубину и радиальный размер зоны пластической деформации для импульсов длительностью 16 и 70 нс. Увеличение длительности импульса приводит к более выраженному остаточному отпечатку, что связано с увеличением времени действия давления плазмы на поверхность образца.

3 Повышение интенсивности лазерного излучения до уровня ~ 8 ГВт/см² сопровождается линейным увеличением максимальной глубины отпечатка. При дальнейшем повышении интенсивности экспериментальные значения выходят на плато, тогда как расчетные значения показывают дальнейшее линейное увеличение глубины. Это расхождение связано с дополнительными физическими эффектами не учитывающимися в модели расширения плазмы в ограниченном канале.

4 Дополнительное ограничение на применимость разработанной численной модели накладывает число повторных ударов. Модель чувствительна к увеличению степени деформации материала, но ее расхождение с экспериментальными становится критичным после третьего воздействия и для четвёртого воздействия достигает около 40 %.

5 По распределению остаточных напряжений по глубине модель воспроизводит основные признаки экспериментальных эпюр: формирование сжимающей области у поверхности, изменение уровня напряжений по глубине и переход к растягивающей зоне. Нормированная среднеквадратичная ошибка для рассмотренных режимов составила 5,8–14 %. Наименьшее расхождение получено для режима 4,44 ГВт/см² при толщине образца 2 мм. Для режима 3,3 ГВт/см² основная неопределённость сопоставления связана с зоной растягивающих напряжений в глубине образца, а для режима 5,6 ГВт/см² - с переоценкой приповерхностных сжимающих остаточных напряжений.

6 Валидация по изгибу показала, что модель воспроизводит интегральное формоизменение образца после последовательной обработки при разных значениях интенсивности лазерного излучения: направление изгиба, рост прогиба вдоль свободной части, а также асимметрию изгиба, связанную с выбором стратегии и направления обработки.

Полученные результаты позволяют использовать разработанную модель как расчётный инструмент для выбора и сравнения режимов лазерной ударной обработки при разработке методики повышения усталостной прочности деталей ГТД.

ГЛАВА 5. МЕТОДИКА ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ И ЕЁ ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ

5.1 Структура методики оптимизации режимов лазерной ударной обработки

Прямой поиск оптимального режима ЛУО с помощью разработанной валидированной модели нерационален: один расчет требует моделирования последовательности обработки, а число возможных сочетаний энергии, диаметра пятна, длительности импульса и перекрытия крайне велико. Поэтому задача оптимизации была разделена на два этапа:

1. независимое определение целевого профиля поверхностных остаточных напряжений при динамическом нагружении детали/образца;
2. подбор технологических параметров ЛУО для воспроизведения целевого профиля с помощью разработанной численной модели.

Разработанная методика, представленная на рисунке 5.1, состоит из четырех основных этапов [115]:

1. Подготовительный этап.

Выполняется анализ геометрии детали, строится её трёхмерная модель, определяются материал и технологические ограничения, связанные с допустимыми отклонениями формы после обработки. На основании этих данных создаётся конечно-элементная модель, используемая на последующих этапах расчёта.

2. Определение динамических напряжений.

Проводится модальный анализ, позволяющий определить собственные частоты и формы колебаний, а также установить зоны локализации максимальных напряжений. Поскольку результаты модального анализа носят качественный характер, они нормализуются по данным тензометрирования,

полученным в ходе вибрационных испытаний. В результате формируется расчётное распределение динамических напряжений, соответствующее реальному уровню нагружения детали или образца. Также на данном этапе определяются исходные характеристики усталостной прочности, необходимые для последующей оценки эффективности обработки.

3. Оптимизация целевого профиля остаточных напряжений.

Решается задача оптимизации профиля поверхностных ОН. В качестве переменных величин на этом этапе рассматриваются значение остаточных напряжений на поверхности и глубина залегания сжимающей зоны. Для каждого заданного профиля рассчитывается напряжённое состояние детали с учётом динамического нагружения и определяется коэффициент запаса усталостной прочности. Целью этапа является определение такого профиля остаточных напряжений, при котором достигается максимальный запас усталостной прочности.

4. Определение режима лазерной ударной обработки.

Проводится подбор технологических параметров ЛУО, обеспечивающих наиболее близкое повторение профиля, полученного на этапе 3. В качестве варьируемых параметров рассматриваются энергия импульса, диаметр пятна, длительность импульса и степень перекрытия. Для каждого набора параметров выполняется прямое моделирование ЛУО, после чего полученный профиль остаточных напряжений сравнивается с целевым.

После расчётного выбора режима выполняется экспериментальная проверка методики. Образцы или детали обрабатываются в найденном режиме, затем оценивается остаточное напряжённое состояние, при необходимости контролируется изменение формы и проводятся усталостные испытания.

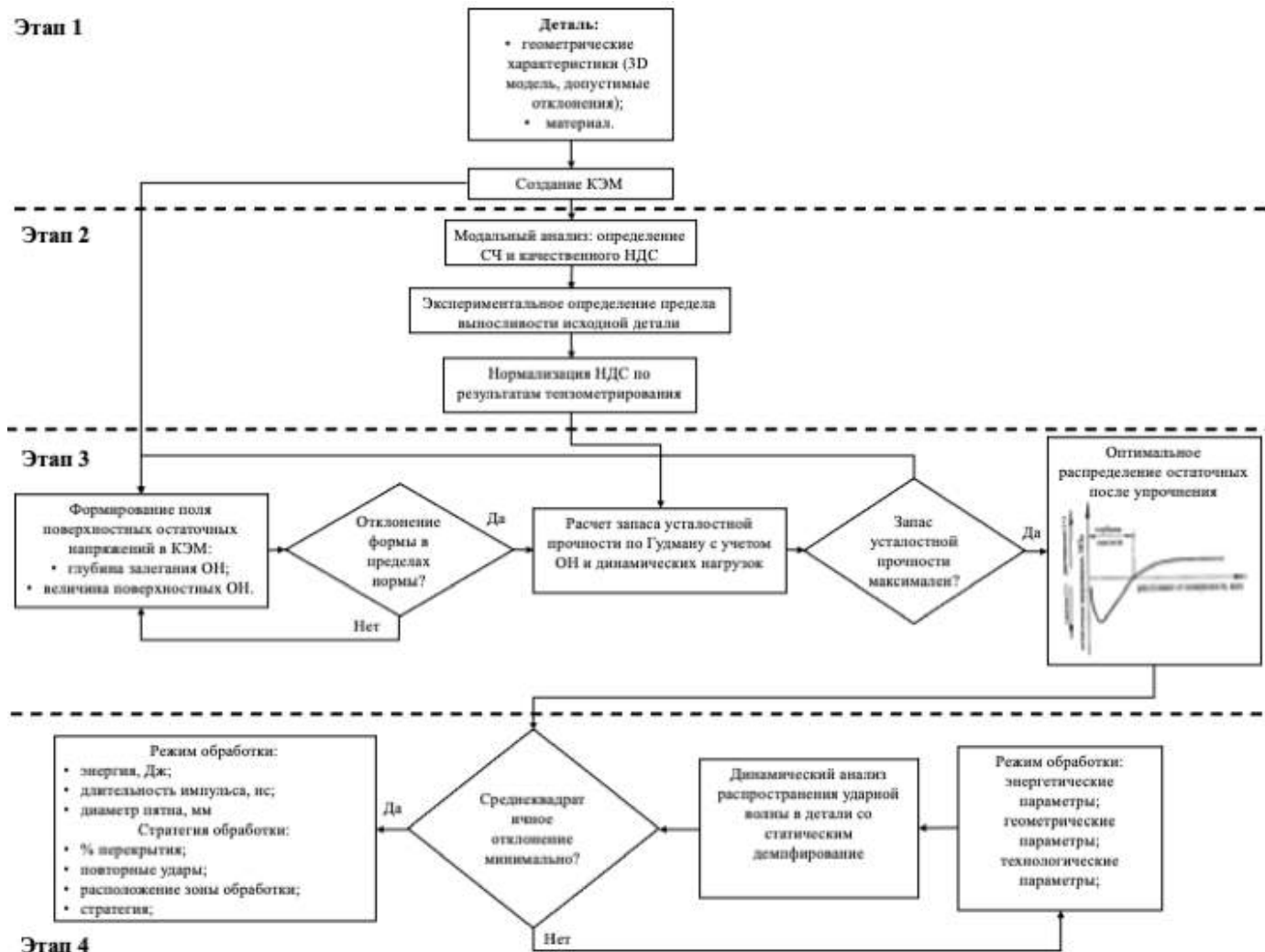


Рисунок 5.1 – Методика оптимизации режимов лазерной ударной обработки для повышения усталостной прочности деталей газотурбинных двигателей

5.2 Обоснование выбора критерия оценки усталостной прочности

Одним из основных элементов методики является оптимизация эпюры ОН на образце или детали с учетом динамической нагрузки. В качестве целевой функции нельзя использовать только величину сжимающих остаточных напряжений на поверхности или глубину их залегания. Эти параметры характеризуют результат обработки, но сами по себе не показывают, как изменится напряжённое состояние детали при рабочем нагружении.

В разработанной методике эффективность обработки оценивается не по отдельному параметру остаточного напряжённого состояния, а по изменению запаса усталостной прочности с учётом совместного действия динамических и остаточных напряжений.

Для учёта влияния среднего напряжения на усталостную прочность могут использоваться критерии Гудмана, Содерберга и Гербера [112]. Диаграмма усталостной прочности представлена на рисунке 5.2.



Рисунок 5.2 – Диаграмма усталостной прочности

Критерий Содерберга является более консервативным, поскольку использует предел текучести материала. Критерий Гербера задаёт нелинейную

зависимость между амплитудой и средним напряжением. В настоящей работе принят критерий Гудмана, так как он широко применяется в инженерных расчётах и позволяет связать амплитуду динамических напряжений, среднее напряжение и предел прочности материала в простой расчётной форме. Данный критерий используется не как универсальная модель усталостного разрушения, а как инженерный критерий сравнительной оценки вариантов остаточного напряжённого состояния при фиксированной геометрии, материале и схеме динамического нагружения.

В рамках рассматриваемой задачи амплитуда цикла определяется динамическими напряжениями, возникающими при вибрационном нагружении (этап 2), а среднее напряжение – остаточными напряжениями (этап 3), сформированными после обработки. Тогда локальный коэффициент запаса усталостной прочности в i -м узле конечно-элементной модели определяется по выражению:

$$n_i = \frac{\sigma_{-1} * (1 - \frac{\sigma_m^{(i)}}{\sigma_B})}{\sigma_a^{(i)}}, \quad (5.1)$$

где n_i – коэффициент запаса усталостной прочности в i -м узле; $\sigma_a^{(i)}$ – амплитуда динамических напряжений, $\sigma_m^{(i)}$ – среднее напряжение цикла, определяемое остаточными напряжениями; σ_{-1} – предел выносливости материала; σ_B – предел прочности материала.

Усталостное разрушение определяется состоянием наиболее нагруженной локальной области, в качестве целевой функции оптимизации принимается минимальное значение коэффициента запаса усталостной прочности по всем узлам конечно-элементной модели:

$$n_{min} = \min(n_i), \quad (5.2)$$

Тогда задача выбора целевого профиля остаточных напряжений формулируется как задача максимизации минимального коэффициента запаса:

$$n_{min} \rightarrow \max \quad (5.3)$$

Такой критерий позволяет учитывать не только формирование сжимающих напряжений у поверхности, но и возможное появление растягивающей зоны в глубине материала. Поэтому оптимальным считается не профиль с максимальной величиной сжимающих остаточных напряжений, а профиль, при котором наиболее нагруженная точка детали имеет наибольший запас усталостной прочности.

5.3 Обоснование выбора метода оптимизации

В рамках разработанной методики решаются две задачи оптимизации:

- определение распределения поверхностных ОН, которое обеспечивает максимальное значение запаса усталостной прочности;
- определение режима лазерной ударной обработки, обеспечивающего формирование профиля остаточных напряжений, максимально близкого к целевому.

Обе задачи относятся к вычислительно затратным оптимизационным задачам. Значение целевой функции определяется только после КЭА. Аналитическое выражение целевой функции и её производные в такой постановке отсутствуют. Полный перебор параметров требует больших вычислительных ресурсов, также как и применение эволюционных алгоритмов. Поэтому в работе использована байесовская оптимизация, позволяющая искать экстремум функции при ограниченном числе вычислений [113].

Первая задача связана с поиском целевого профиля ОН. Вектор переменных задается как:

$$x^{(1)} = \begin{bmatrix} h_{\text{ОН}} \\ \sigma_{\text{ОН}} \end{bmatrix}, \quad (5.4)$$

где $h_{\text{ОН}}$ – глубина залегания поверхностных ОН, $\sigma_{\text{ОН}}$ – величина поверхностных ОН на поверхности детали.

Для каждого вектора в КЭМ задается соответствующий профиль ОН после чего рассчитывается минимальный коэффициент усталостной прочности. Целевая функция первой задачи записывается в виде:

$$f_1(x^{(1)}) = -n_{min}(x^{(1)}) * P(x^{(1)}) \rightarrow \min, \quad (5.5)$$

где n_{min} – минимальный коэффициент запаса усталостной прочности по Гудману, P – штрафной коэффициент, учитывающий физическую реализуемость сформированного профиля остаточных напряжений.

Знак минус вводится в связи с тем, что численная реализация байесовской оптимизации выполняется в постановке минимизации. Следовательно, задача максимизации минимального коэффициента запаса усталостной прочности сводится к задаче минимизации величины $-n_{min}$. Штрафной коэффициент $P(x^{(1)})$ вводится для исключения нефизичных профилей остаточных напряжений. Его значение определяется по форме расчётного профиля остаточных напряжений по глубине. Учитывается глубина перехода от сжимающих напряжений к растягивающим и уровень напряжений в центральной части сечения. При выполнении принятых ограничений $P = 1$, а при их нарушении $0 < P < 1$, что приводит к ухудшению значений целевой функции и исключает смещение оптимизации в область нефизичных решений.

Для второй задачи, связанной с подбором параметров ЛУО, вектор переменных имеет вид:

$$x^{(2)} = \begin{bmatrix} O \\ d \\ \tau \\ E \end{bmatrix}, \quad (5.6)$$

где O – степень перекрытия пятен, d – диаметр пятна, τ – длительность импульса, E – энергия импульса.

Для каждого вектора параметров выполнялось прямое моделирование процесса ЛУО. Полученный расчетный профиль ОН интерполировался на глубины, соответствующие точкам целевого профиля. В качестве меры расхождения используется среднеквадратичное отклонение:

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} * \sum_{i=1}^N (\sigma_{\text{Инт.ЛУО}}(h_i) - \sigma_{\text{ОН}}(h_i))^2}, \quad (5.7)$$

где N – количество точек для сравнения, h – глубина i -точки целевого профиля мм, $\sigma_{\text{Инт.ЛУО}}$ – интерполированное расчетное напряжение МПа, $\sigma_{\text{ОН}}$ – целевое напряжение МПа.

Тогда целевая функция записывается, как:

$$f_2(x^{(2)}) = RMSE(x^{(2)}) \rightarrow \min, \quad (5.8)$$

При постановке задачи учитывались не все возможные параметры ЛУО, а только те, которые могли изменяться на использованной экспериментальной установке. Тип абляционного и ограничивающего слоя, длина волны излучения и схема закрепления образца и др. на данном этапе принимались фиксированными. Такое ограничение области поиска было принято для того, чтобы результаты оптимизации могли быть затем воспроизведены экспериментально.

В обеих задачах начальная выборка точек формировалась методом латинского гиперкуба [114]. Дальнейший поиск выполнялся итерационно с использованием гауссовского процесса и функции приобретения Expected Improvement. Расчёт останавливался при достижении заданного числа итераций или при стабилизации значения целевой функции.

Таким образом, байесовская оптимизация используется в методике не как универсальный алгоритм поиска, а как способ сократить число дорогостоящих КЭА. В первой задаче она позволяет определить профиль остаточных напряжений, повышающий минимальный запас усталостной прочности, во второй – подобрать физически реализуемый режим ЛУО, наиболее близко воспроизводящий этот профиль.

5.4 Аprobация методики оптимизации режима лазерной ударной обработки на образцах-имитаторах спинки рабочей лопатки ГТД.

Аprobация выполнялась по четырём этапам методики, описанной в разделе 5.1.

Этап 1. Подготовка расчётной модели.

На первом этапе был выбран объект аprobации методики – образец-имитатор спинки рабочей лопатки. Геометрия образца выбрана так, чтобы при вибрационном нагружении воспроизводить локализацию напряжений, характерную для спинки рабочей лопатки компрессора.

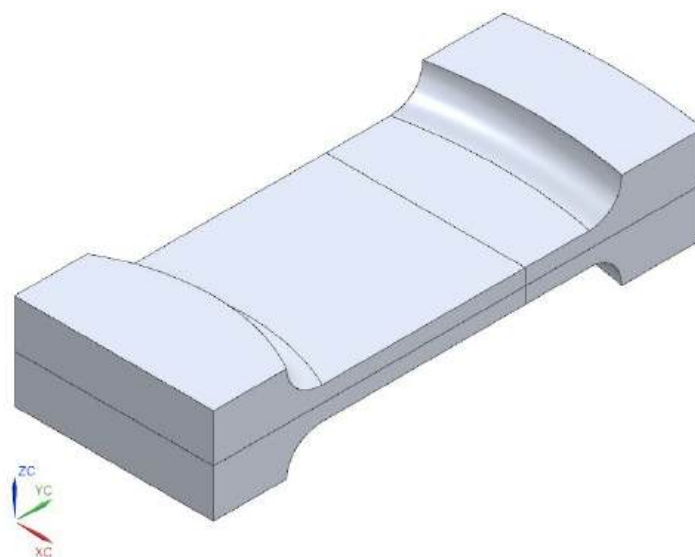


Рисунок 5.3 – Образец-имитатор спинки рабочей лопатки

Для последующего численного моделирования была разработана конечно-элементная модель образца, представленная на рисунке 5.4. Сеточная модель состоит из 458 745 элементов типа Hex20 и 1 929 767 узлов. Характерный размер конечного элемента был выбран по результатам анализа сеточной сходимости и составил 50 мкм.

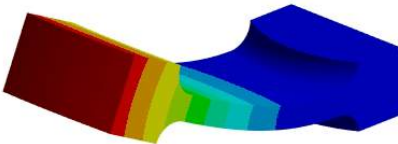


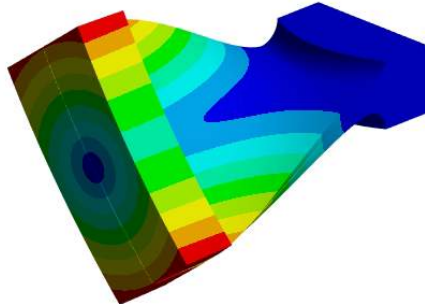
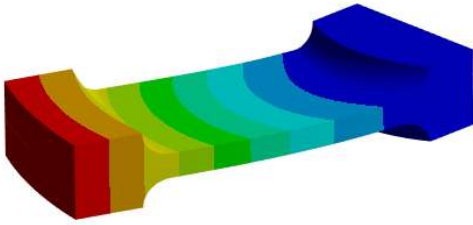
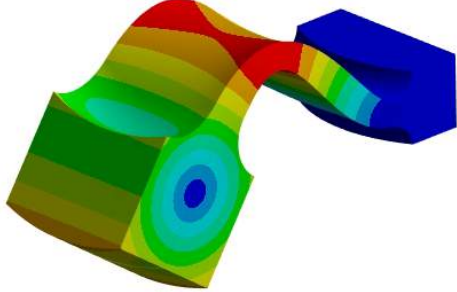
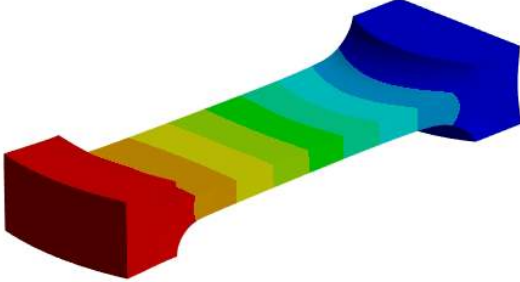
Рисунок 5.4 – Конечно-элементная модель образца-имитатора спинки РЛ

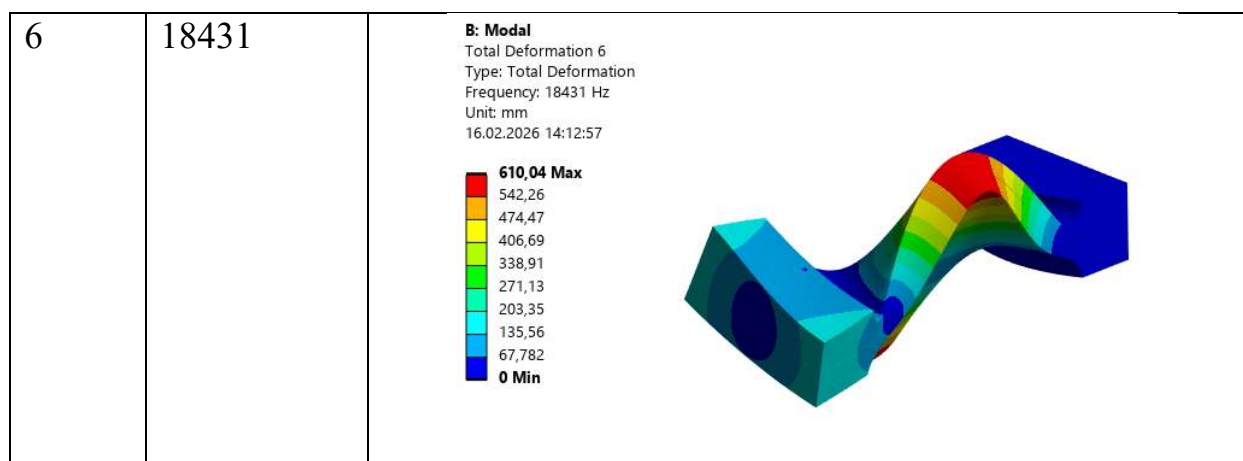
Этап 2. Определение динамических напряжений.

На втором этапе выполнялось определение напряжённо-деформированного состояния образца при динамическом нагружении. Для этого проводился модальный анализ, по результатам которого были определены собственные формы и частоты колебаний образца. Результаты расчёта приведены в таблице 5.1. Для последующей реализации методики была выбрана первая форма колебаний, поскольку при ней максимальные напряжения (рисунок 5.5) локализуются в области перехода, что соответствует характеру напряжённого состояния спинки рабочей лопатки компрессора.

Таблица 5.1 – Частоты и формы собственных колебаний образца-имитатора спинки.

Форма	Частота, Гц	
1	896	B: Modal Total Deformation Type: Total Deformation Frequency: 896,91 Hz Unit: mm 16.02.2026 14:11:34  290,04 Max 257,81 225,59 193,36 161,13 128,91 96,68 64,454 32,227 0 Min

2	3791	B: Modal Total Deformation 2 Type: Total Deformation Frequency: 3791,6 Hz Unit: mm 16.02.2026 14:11:49 393,54 Max 349,81 306,09 262,36 218,63 174,91 131,18 87,454 43,727 0 Min 
3	4169	B: Modal Total Deformation 3 Type: Total Deformation Frequency: 4169,6 Hz Unit: mm 16.02.2026 14:12:06 269,52 Max 239,57 209,63 179,68 149,73 119,79 89,84 59,893 29,947 0 Min 
4	6948	B: Modal Total Deformation 4 Type: Total Deformation Frequency: 6948,5 Hz Unit: mm 16.02.2026 14:12:29 317,38 Max 282,11 246,85 211,59 176,32 141,06 105,79 70,529 35,264 0 Min 
5	17576	B: Modal Total Deformation 5 Type: Total Deformation Frequency: 17576 Hz Unit: mm 16.02.2026 14:12:44 222,12 Max 197,44 172,76 148,08 123,4 98,719 74,039 49,36 24,68 0 Min 



B: Modal
Normal Stress
Type: Normal Stress(Y Axis)
Frequency: 896,91 Hz
Unit: MPa
Global Coordinate System
16.02.2026 12:15:23

1,1509e5 Max
89531
63972
38414
12856
-12702
-38261
-63819
-89377
-1,1494e5 Min

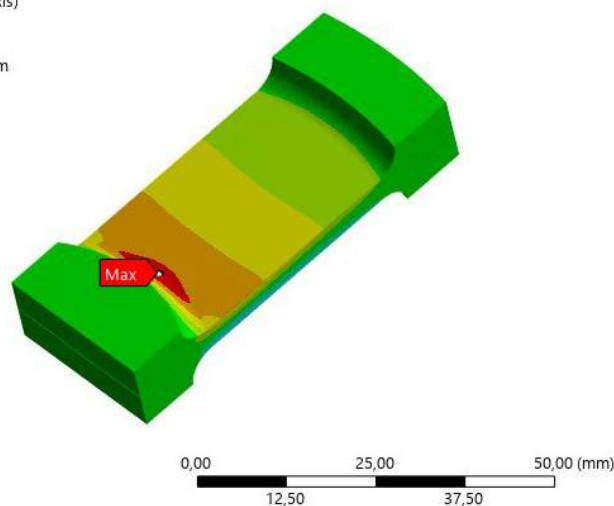


Рисунок 5.5 – Качественное распределение нормальных напряжений вдоль оси Y

Поскольку результаты модального анализа имеют относительный характер, далее выполнялась их нормализация по данным тензометрирования. Для этого в ходе вибрационных испытаний образца на усталостном стенде определялись напряжения в области установки тензорезистора (рисунок 5.6) после чего они сопоставлялись с расчётными напряжениями в соответствующих зонах КЭМ. Отношение экспериментальных и расчётных значений использовалось как коэффициент нормализации. После этого перемещения, полученные в рамках модального анализа, прикладывались к конечно-элементной модели в статической постановке с учётом найденного коэффициента.

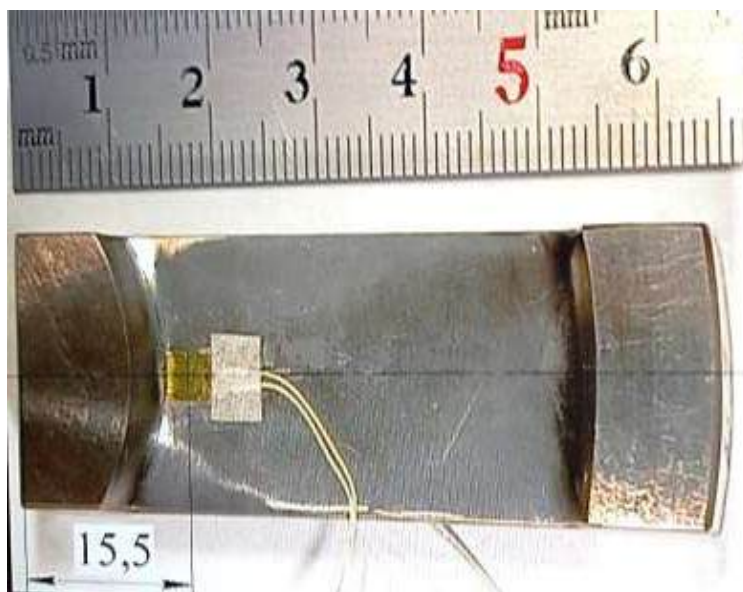


Рисунок 5.6 – Образец-имитатор спинки рабочей лопатки с тензорезистором

В результате был определен коэффициент нормализации, который составил $5,01 \times 10^{-3}$. Далее экспортированные перемещения прикладывались к той же КЭМ в модуле Static Structural с умножением на коэффициент нормализации. В результате проведенного анализа была получено нормализованное распределение динамических напряжений, компонента нормальных напряжений вдоль оси Y представлена на рисунке 5.7.

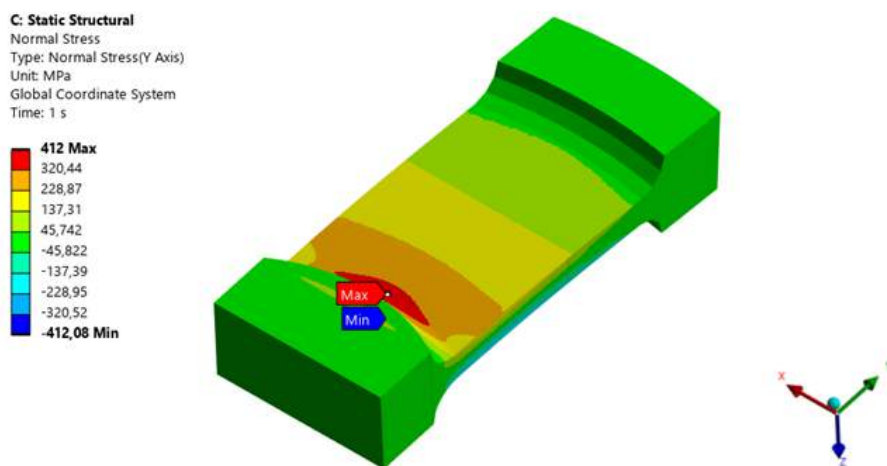


Рисунок 5.7 – Нормализованное распределение нормальных напряжений по оси

Y

Также на данном же этапе по результатам предварительных усталостных испытаний был определён предел выносливости исходных образцов-имитаторов. Для базы испытаний $N = 20 \times 10^6$ циклов предел выносливости составил $\sigma_{-1} = 42 \text{ кгс/мм}^2$, согласно ГОСТ РВ 2840-001-2008 [2] по шести не сломавшимся подряд образцам.

Напряжения, полученные в рамках динамического анализа образца, экспортируются в текстовый с привязкой к ID узлов сетки для дальнейшего использования при оптимизации поля напряжений.

Этап 3. Оптимизация целевого профиля поверхностных ОН.

Следующим этапом являлась оптимизация целевого профиля поверхностных ОН. На основе распределения динамических напряжений были выбраны зоны обработки, показанные на рисунке 5.8.

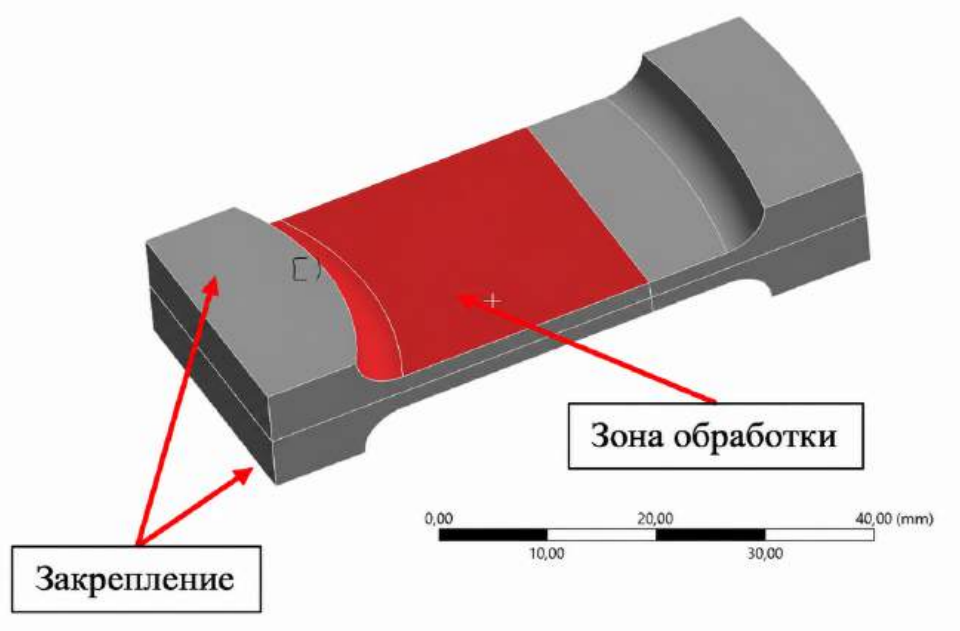


Рисунок 5.8 – Граничные условия

Поверхностные остаточные напряжения прикладывались симметрично с двух сторон образца. Закрепление задавалось консольным. В качестве параметров, определяющих целевой профиль, рассматривались величина поверхностных ОН на поверхности и глубина их залегания. Формирование произвольного профиля поверхностных ОН в КЭМ осуществлялось с использованием термоупругого подхода. К зоне обработки прикладывалось поле

температуры, соответствующее заданному распределению эквивалентных собственных деформаций, после чего, выполнялся статический анализ при коэффициенте линейного температурного расширения, равном единице. В результате формировалось поле остаточных напряжений, которое затем использовалось совместно с полем динамических напряжений для расчёта минимального коэффициента запаса усталостной прочности по Гудману. Результат моделирования поверхностных ОН термоупругим подходом представлен на рисунке 5.9.

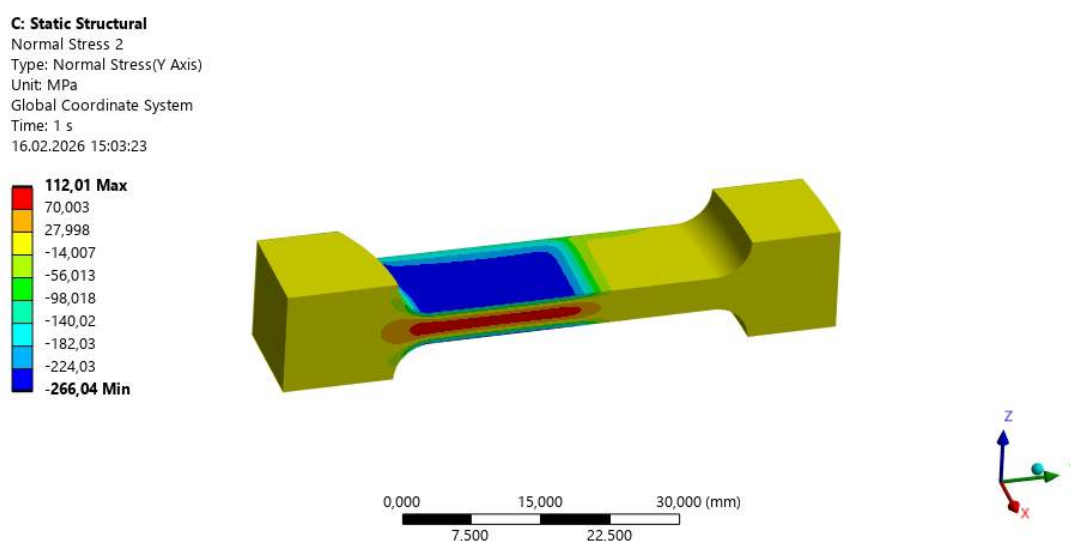


Рисунок 5.9 – Распределение поверхностных ОН в конечно-элементной модели

Результаты статического анализа с распределением ОН и привязкой к номеру узла экспортируются в отдельный текстовый файл.

Изменение формы при апробации методики на данном образце не оценивалось, так как было не существенно в связи с высокой жесткостью образца.

В качестве ограничений термоупругого подхода были выбраны следующие параметры:

Ограничениями оптимизации являлись:

- Глубина залегания – от 0 до 40 % от толщины образца;

Ограничение по глубине залегания выбрано исходя из физичности процесса формирования поверхностных ОН. В рамках апробации методики,

глубина варьировалась от 0 до 1.6 мм. Для глубин более 1.6 мм использовалась штрафная функция, описанная в разделе 5.3.

- Величина остаточных напряжений – от 0 до $\sigma_{0,2}$;

Оптимизация проводилась в 2 шага. На первом выполнялась локализация области экстремума целевой функции в широких пределах изменения параметров, рисунок 5.10, в рамках которого было определено, что оптимальное значение находится в пределах от -200 до -300 МПа ОН на поверхности и глубиной залегания более 800 мкм. Второй шаг оптимизации направлен на определение оптимального значения величины и глубины залегания остаточных напряжений, рисунок 5.11. В результате которой было получено, что оптимальным распределением поверхностных ОН для образца-имитатора спинки рабочей лопатки из титанового сплава ВТ6 является глубина залегания $h_{ОН} = 1.11$ мм, величина остаточных напряжений на поверхности $\sigma_{ОН} = -250$ МПа. Максимальное значение запаса усталостной прочности по Гудману составило 3.93. Профиль распределения остаточных напряжений по толщине образца представлен на рисунке 5.12.

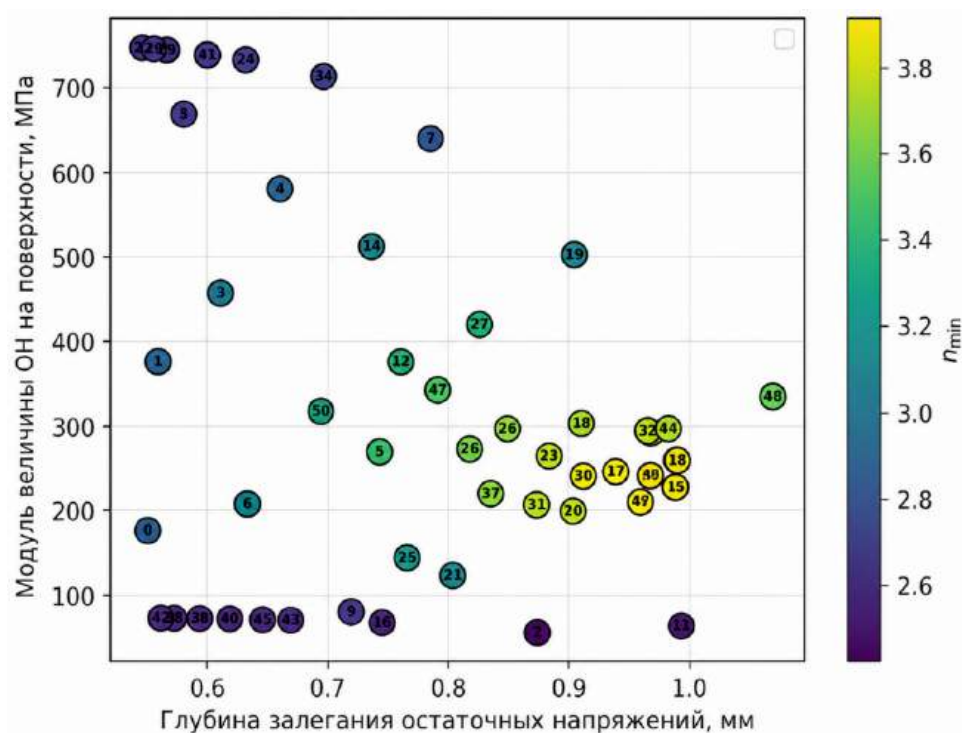
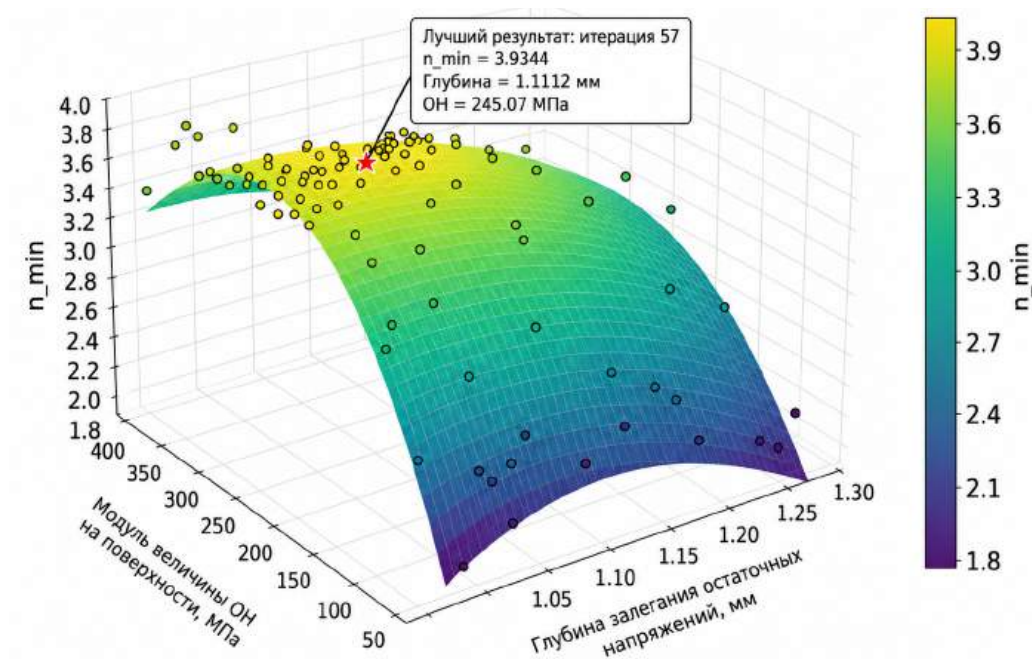
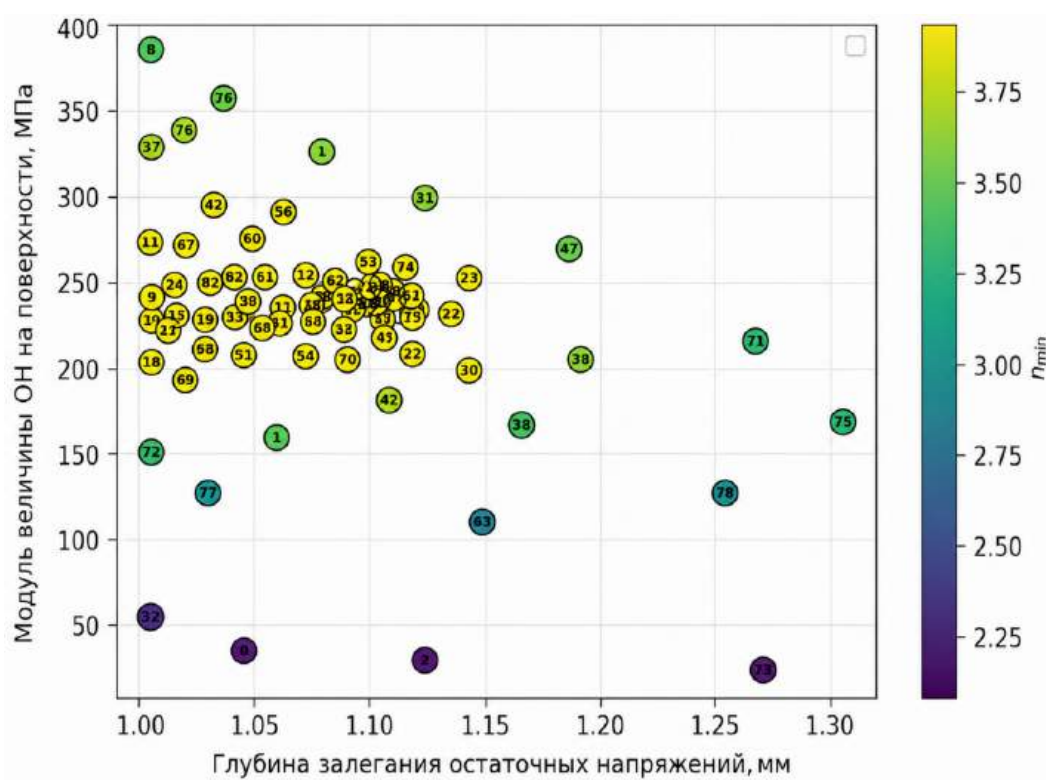


Рисунок 5.10 – Результат оптимизации остаточного напряженного состояния по критерию Гудмана (шаг 1)



а)



б)

Рисунок 5.11 – Результат оптимизации остаточного напряженного состояния по критерию Гудмана (шаг 2): а – поверхность отклика, б – проекция поверхности отклика

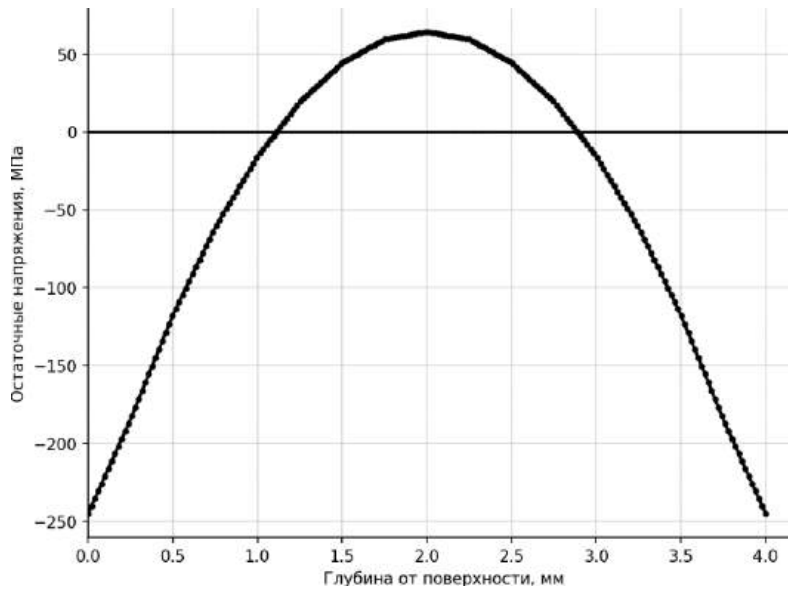


Рисунок 5.12 – Оптимизированный профиль распределения ОН

Для интерпретации полученного результата было выполнено дополнительное численное исследование влияния величины поверхностных остаточных напряжений на распределение главных напряжений в критическом сечении образца. На рисунке 5.13 представлены распределения остаточных и рабочих напряжений для трех конфигураций упрочненного слоя при фиксированной глубине его залегания. Для сравнения приведена кривая распределения напряжений для исходного образца без упрочнения (серая линия).

Анализ полученных зависимостей показал, что увеличение модуля сжимающих остаточных напряжений на поверхности приводит к закономерному росту растягивающих напряжений в центральной части сечения, что обусловлено необходимостью обеспечения статического равновесия системы. В результате суперпозиции рабочих и остаточных напряжений происходит перераспределение главных напряжений: значения в глубинных слоях возрастают до величин, сопоставимых с напряжениями в исходном образце, что снижает эффективность упрочнения и уменьшает запас усталостной прочности.

Установлено, что при величине поверхностных ОН -250 МПа достигается оптимальное распределение напряжений: максимум главных напряжений локализуется в поверхностном слое, а не смещается в глубину материала, что

обеспечивает равномерное распределение напряжений в пределах глубины упрочненного слоя и предотвращает преждевременное усталостное разрушение.

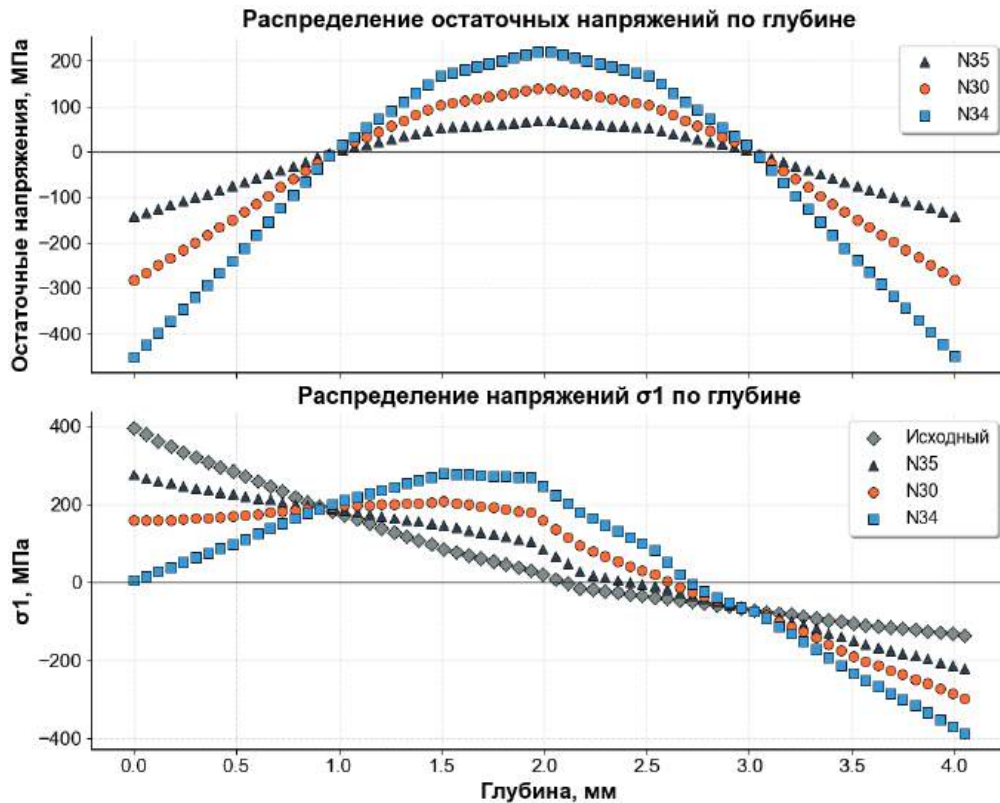


Рисунок 5.13 – Графики распределения поверхностных ОН по глубине и распределения главного напряжения по глубине в критическом сечении образца-имитатора рабочей лопатки

Этап 4. Подбор режима ЛУО.

После определения целевого профиля остаточных напряжений решалась вторая оптимизационная задача – подбор параметров лазерной ударной обработки, обеспечивающих его формирование. В качестве вектора оптимизируемых параметров были выбраны: энергия (E), диаметр пятна (d), длительность импульса, процент перекрытия (O).

$$x = \begin{cases} 0.5 \leq E, \text{ Дж} \leq 10 \\ 1 \leq d, \text{ мм} \leq 2 \\ 15 \leq \tau, \text{ нс} \leq 90 \\ 32 \leq O, \% \leq 60 \end{cases}$$

Границы энергии, диаметра пятна и длительности импульса определены в связи с возможностями оборудования, представленного в главе 3. Нижняя граница перекрытия определена в связи с тем, что 32 % - минимальный процент,

при котором покрывается вся обрабатываемая область. Верхняя граница определена в связи с максимально возможной стойкостью абляционного покрытия к воздействию лазерного излучения.

В результате решения задачи поиска был определён оптимальный режим обработки для образца-имитатора спинки рабочей лопатки: энергия импульса 3,83 Дж, длительность импульса 70 нс, диаметр пятна 2 мм, степень перекрытия 50 %. Полученный режим обеспечивал минимальное значение среднеквадратичного отклонения, равное 34 МПа, и был принят для последующей экспериментальной проверки эффективности разработанной методики. Сходимость второй оптимизационной задачи приведена на рисунке 5.14.

Полученный результат (рисунок 5.15) показывает, что целевой профиль, оптимальный с точки зрения критерия Гудмана, не полностью воспроизводится реальным процессом ЛУО в заданных технологических границах. Поэтому результатом второго этапа является не точное совпадение с целевым профилем, а наиболее близкий физически реализуемый режим.

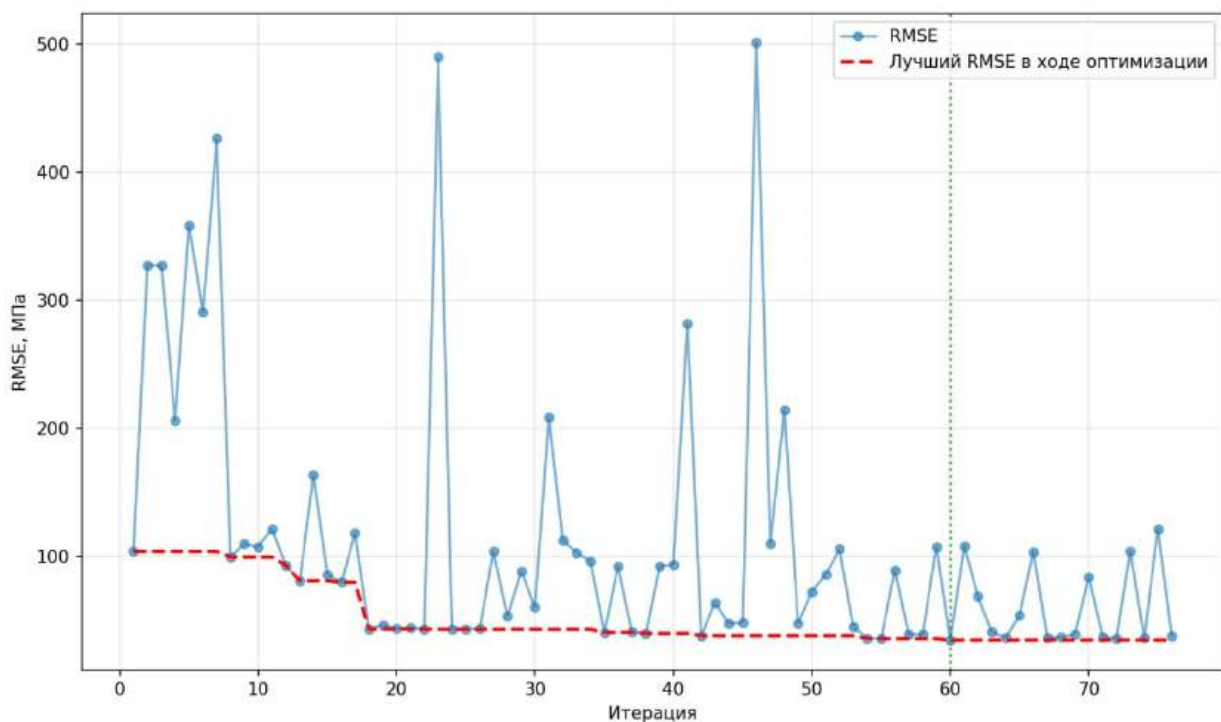


Рисунок 5.14 – График сходимости оптимизации

Также в полученном режиме были обработаны прямоугольные образцы толщиной 4 мм из титанового сплава ВТ6, что соответствовало сечению образца-имитатора. На рисунке 5.15 представлено сравнение целевого профиля ОН, полученного на третьем этапе оптимизации, профиля, рассчитанного методом прямого моделирования, и экспериментальных данных.

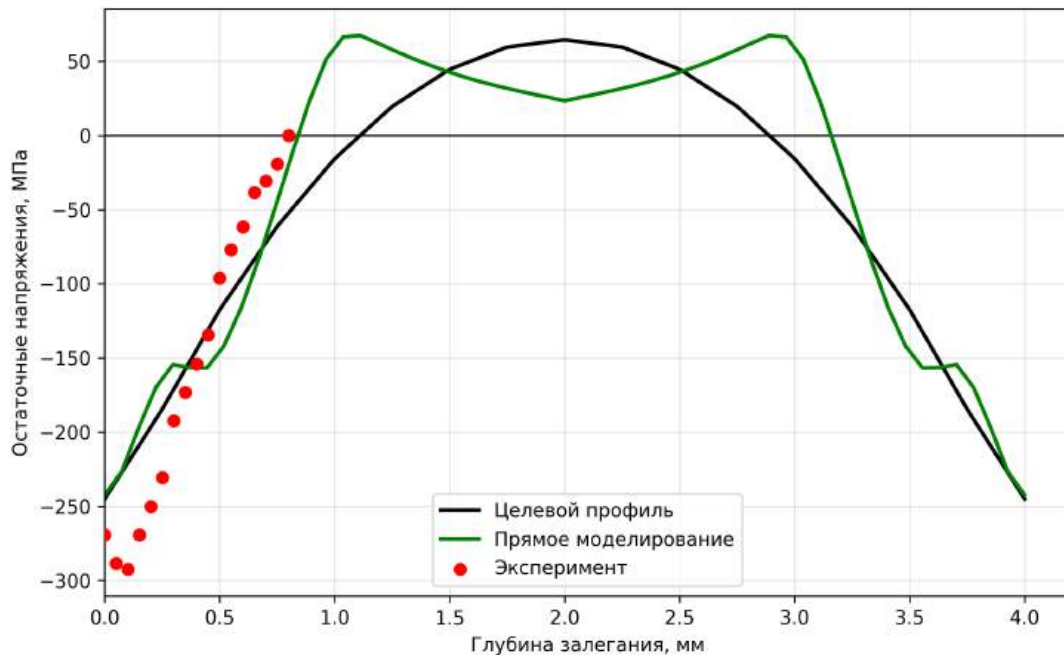


Рисунок 5.15 – График распределения ОН по глубине

Таким образом, поэтапная реализация методики на образце-имитаторе спинки рабочей лопатки позволила определить целевой профиль поверхностных ОН, обеспечивающий максимальное значение минимального коэффициента запаса усталостной прочности в заданных ограничениях. Для данного образца целевой профиль характеризуется глубиной залегания ОН – 1,11 мм и величиной на поверхности около -250 МПа. Подбор технологических параметров ЛУО показал, что этот профиль может быть воспроизведён только с конечной точностью; наиболее близкий режим составил $E=3,83$ Дж, $\tau=70$ нс, $d=2$ мм и $O=50$ %.

5.5 Результаты усталостных испытаний образца имитатора спинки рабочей лопатки ГТД

Для экспериментальной проверки режима ЛУО, выбранного в разделе 5.4, были проведены усталостные испытания на вибрационном стенде. Сравнение предела выносливости выполнялось по 6 образцам, обработанным в режиме, полученном в разделе 5.4.

Результаты испытаний приведены на рисунке 5.16.

Среднее значение предела выносливости после ЛУО составило 526,6 МПа, максимальное – 588,4 МПа. По сравнению с исходным состоянием, для которого предел выносливости составлял 412 МПа, среднее значение после ЛУО увеличилось на 28 %. Выбранный по результатам расчётной оптимизации, обеспечил повышение усталостной прочности образцов-имитаторов.

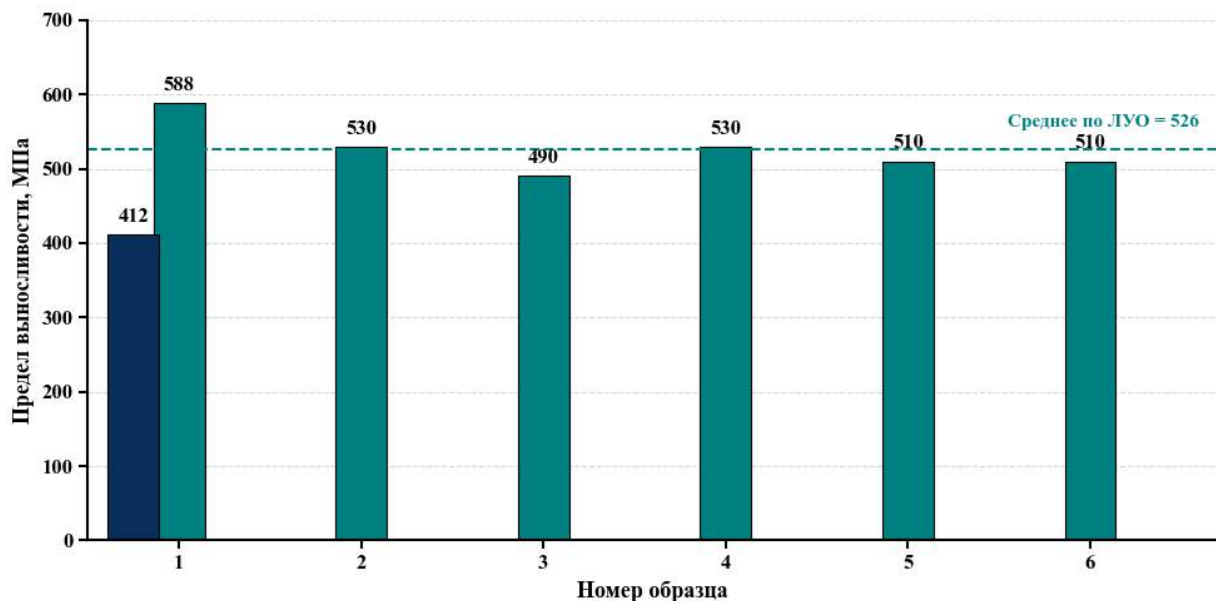
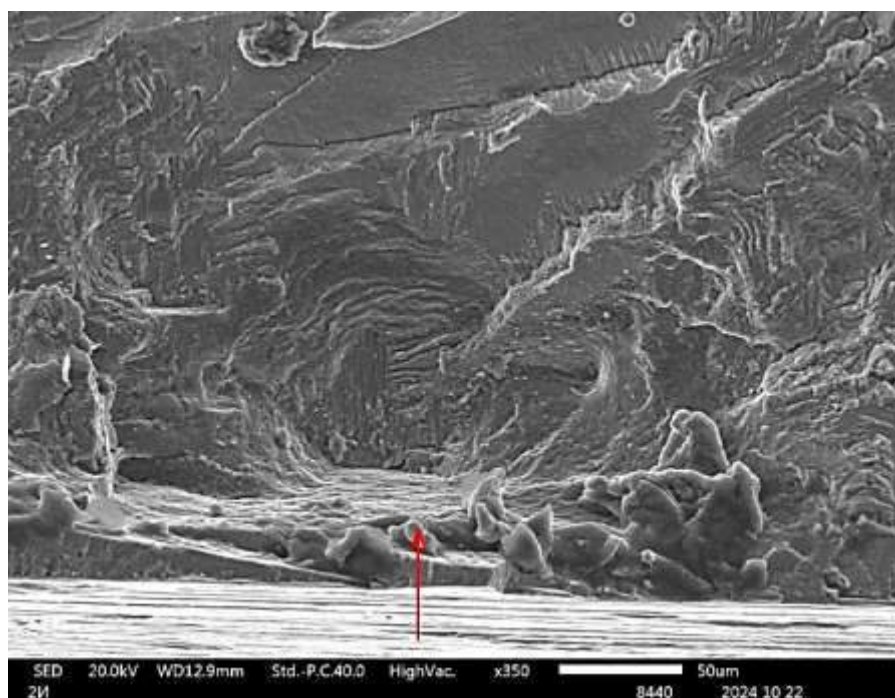


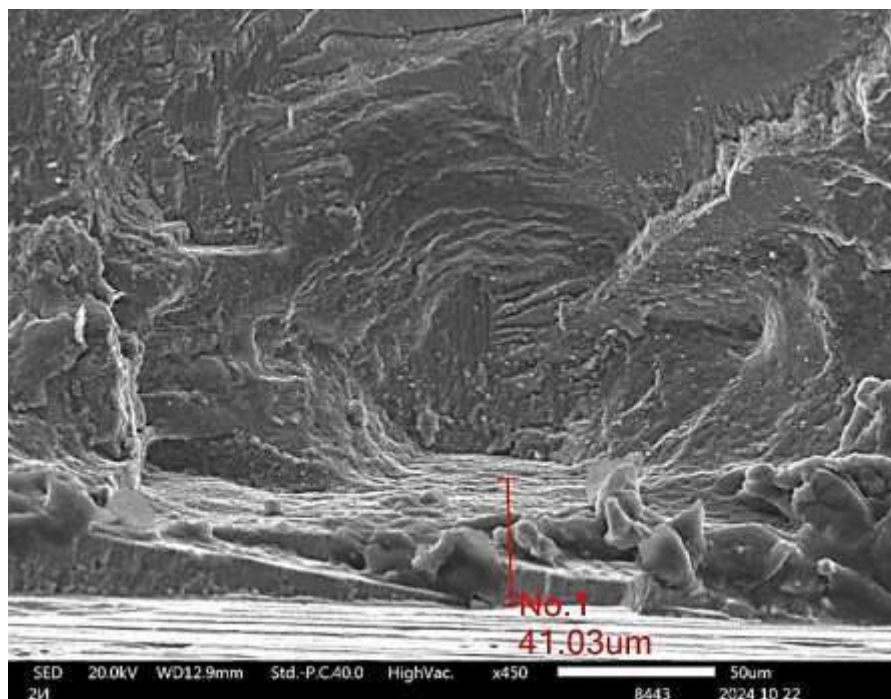
Рисунок 5.16 – Результаты усталостных испытаний

После завершения усталостных испытаний трещины на образцах были раскрыты для проведения фрактографического анализа изломов. В исходных образцах очаги зарождения усталостных трещин располагались на поверхности или в непосредственной близости от неё. На рисунке 5.17 приведён пример

исходного образца, в котором очаг разрушения расположен на глубине 41 мкм от поверхности.



a)



б)

Рисунок 5.17 – Очаг разрушения исходного образца: а – очаг разрушения, б – глубина расположения очага.

Фрактографический анализ образцов после лазерной ударной обработки показал изменение механизма зарождения усталостной трещины. Как видно из рисунков 5.18–5.20, в большинстве случаев очаги разрушения располагались не на поверхности, а в глубине материала – на межзеренных или межфазных границах на глубине 0,5–0,9 мм. Только в одном случае очаг разрушения был связан с поверхностным дефектом типа «складки», оставшимся после механической обработки.

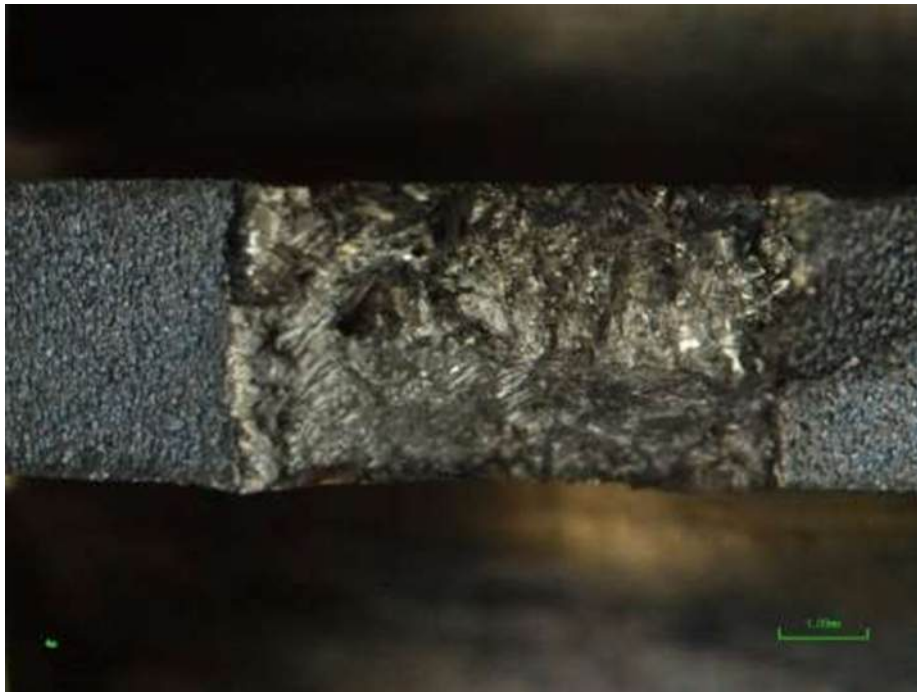


Рисунок 5.18 – Общий вид трещины излома образца после ЛУО

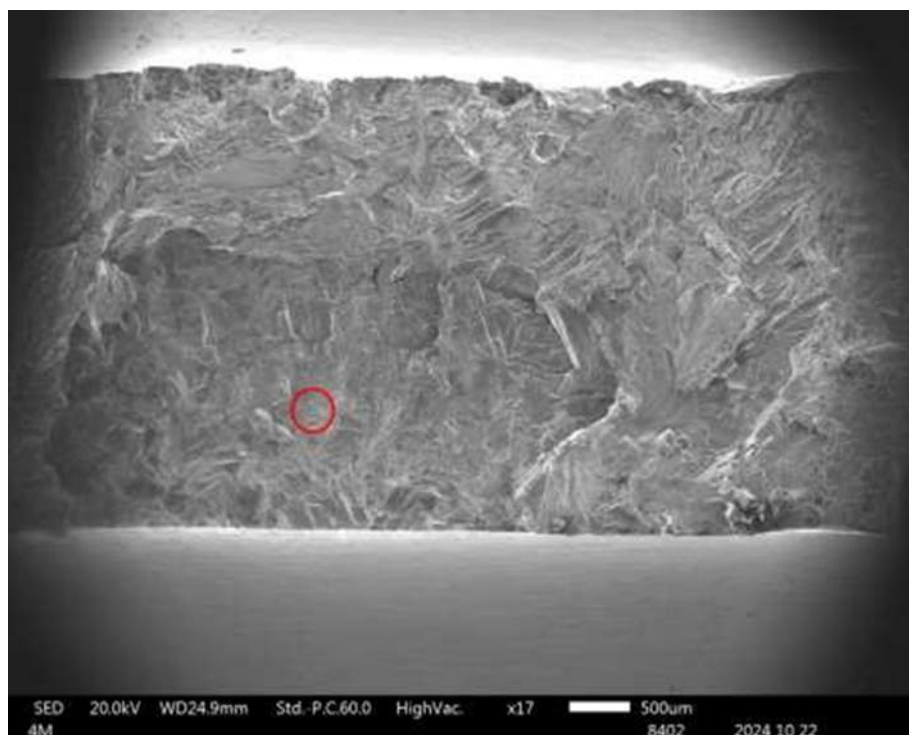
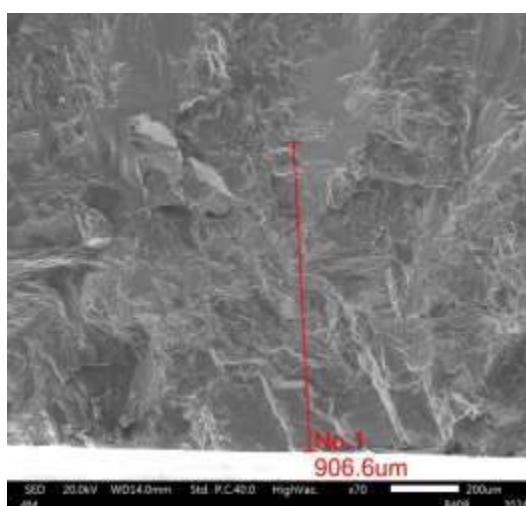
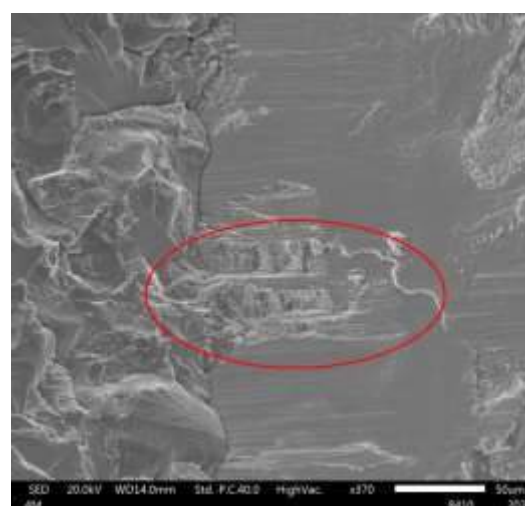


Рисунок 5.19 – Очаг зарождения трещины на образце после ЛУО



а)



б)

Рисунок 5.20 – Очаговая зона образца после ЛУО

Смещение очага зарождения трещины в глубину материала согласуется с расчётной логикой выбранного режима, что сформированные сжимающие остаточные напряжения снижают опасность поверхностного зарождения трещины. При этом разрушение начинает определяться состоянием подповерхностной области, где влияние сжимающих напряжений меньше, а суммарные рабочие и остаточные напряжения могут достигать критического

уровня. Полученные результаты подтверждают работоспособность предложенной методики для рассматриваемого образца-имитатора.

Результаты апробации расчетно-экспериментальной методики оптимизации режимов лазерной ударной обработки для повышения усталостной прочности на образце имитаторе представлены на конференциях и в работе [115].

5.6 Разработка опытного технологического процесса лазерной ударной обработки спинки рабочей лопатки газотурбинного двигателя

Применение разработанной методики к рабочей лопатки газотурбинного двигателя имеет ряд особенностей по сравнению с образцом-имитатором спинки рабочей лопатки. Основными из них являются переменная толщина профиля пера и более неоднородное распределение динамических напряжений в детали.

Объектом исследования являлась рабочая лопатка компрессора низкого давления (КНД), изготовленная из титанового сплава ВТ6. Общий вид лопатки представлен на рисунке 5.21.



Рисунок 5.21 – Общий вид рабочей лопатки КНД из титанового сплава ВТ6

Для определения рациональных режимов лазерной ударной обработки использовалась методика, представленная в разделе 5.1. Для сокращения длительности усталостных испытаний часть пера удалялась электроэрозионным способом для повышения частоты собственных колебаний, поэтому реализация методики проводилась на обрезанной лопатке.

Этап 1. Подготовка расчётной модели.

Для оптимизации профиля ОН и последующего подбора режима ЛУО с помощью численной модели была разработана КЭМ, представленная на рисунке 5.22. Сгущение сетки как по поверхности, так и по величине выполнялось в зоне максимальных напряжений (рисунок 5.23). Общее количество элементов составило – 2 484 000.

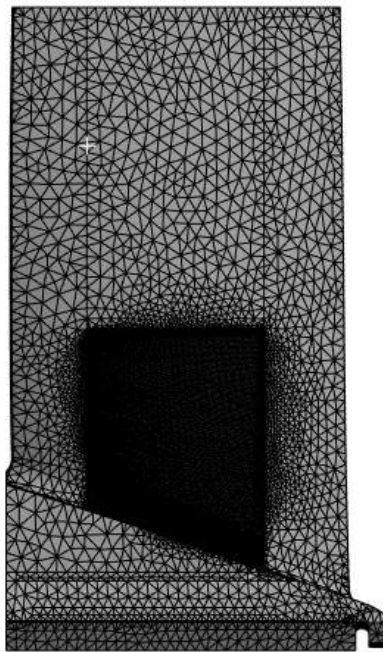


Рисунок 5.22 – Конечно-элементная модель рабочей лопатки КНД

Этап 2. Определение динамических напряжений

На втором этапе был выполнен модальный анализ рабочей лопатки КНД. В результате было получено относительное распределение напряжений в перо лопатки. Как видно из рисунка 5.23, максимальные значения напряжений при рассматриваемой форме колебаний локализуются в области выходной кромки и спинки лопатки. Поскольку целью оптимизации являлось повышение

усталостной прочности спинки рабочей лопатки, дальнейшая постановка задачи была ориентирована именно на эту область.

Для перехода от относительного распределения напряжений к уровню динамических напряжений, соответствующему условиям вибрационных испытаний, проводилось тензометрирование детали. Схема установки тензорезисторов для определения напряжений в процессе испытаний представлена на рисунке 5.24.

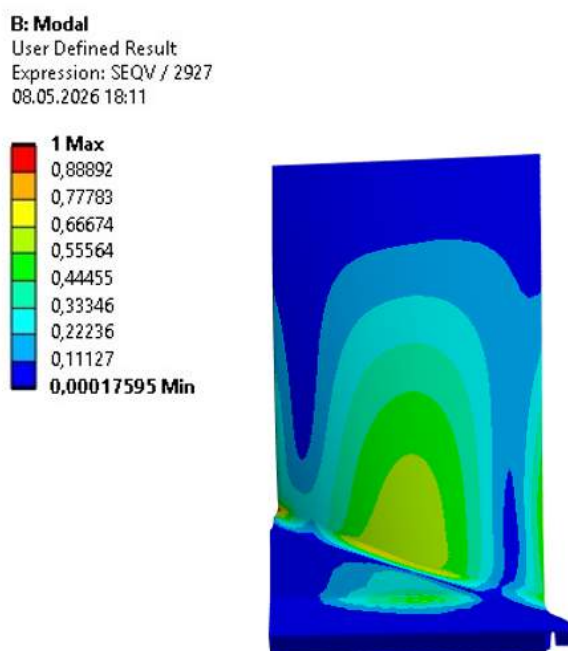


Рисунок 5.23 – Распределение относительных эквивалентных напряжений в рабочей лопатке КНД

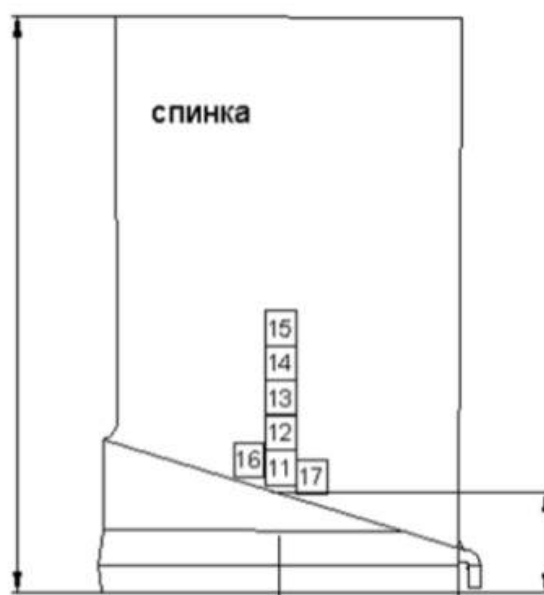


Рисунок 5.24 – Схема тензометрирования

По результатам тензометрирования была получена экспериментальная картина распределения относительных напряжений, представленная на рисунке 5.25. Экспериментальные данные согласуются с результатами модального анализа по расположению зон максимальных напряжений и по общей картине распределения напряжённого состояния.

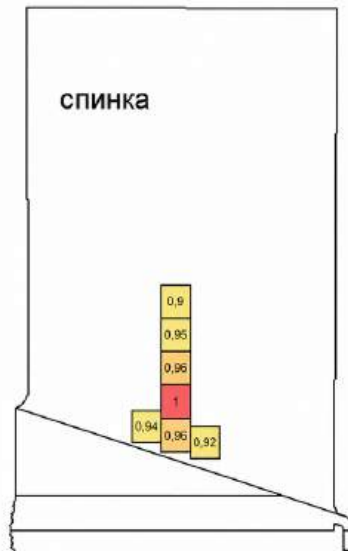


Рисунок 5.25 – Относительные результаты тензометрирования лопатки КНД

После нормализации расчётного распределения были получены динамические напряжения, соответствующие условиям вибрационных испытаний рабочей лопатки. Эти данные использовались на следующем этапе для расчёта коэффициента запаса усталостной прочности с учётом остаточных напряжений.

Этап 3. Оптимизация целевого профиля ОН

Оптимизация целевого профиля ОН выполнялась для области спинки лопатки, в которой уровень динамических напряжений превышал 0,5 от максимального значения. ОН задавались со стороны спинки лопатки. Диапазоны варьирования величины поверхностных остаточных напряжений и глубины их залегания были приняты аналогичными диапазонам, использованным при апробации методики на образце-имитаторе спинки рабочей лопатки в разделе 5.4.

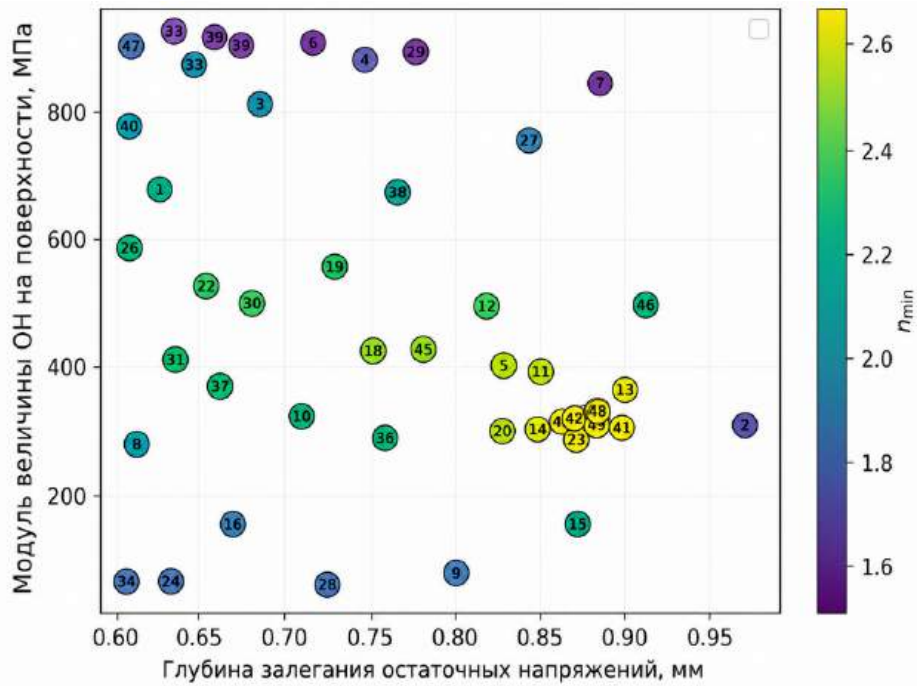


Рисунок 5.26 – Результат оптимизации остаточного напряженного состояния по критерию Гудмана

В результате, оптимальным профилем для спинки рабочей лопатки КНД является $\sigma_{ОН} = -332$ МПа на поверхности спинки с глубиной залегания остаточных напряжений около $h_{ОН} = 880$ мкм. Максимальный запас усталостной прочности составил 2,67. Целевой профиль поверхностных ОН представлен на рисунке 5.27, а также результаты моделирования ОН на рисунке 5.27.

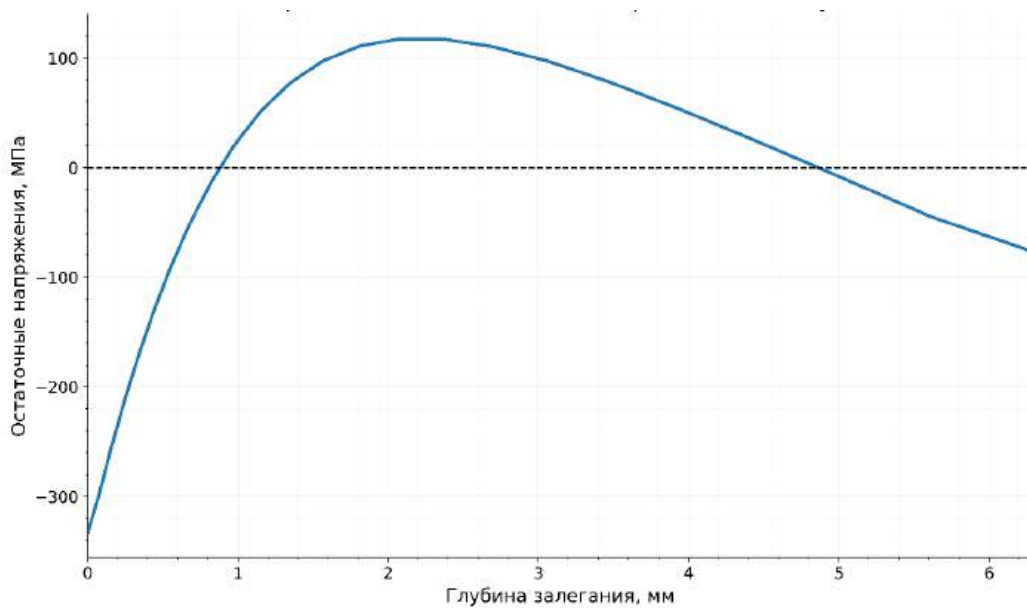
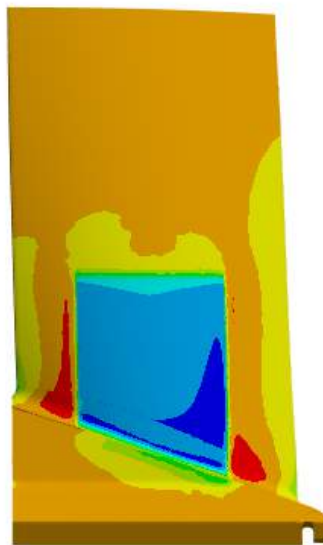


Рисунок 5.27 – Оптимизированный профиль распределения ОН

C: Static Structural
 Normal Stress 3
 Type: Normal Stress(Z Axis)
 Unit: MPa
 Global Coordinate System
 Time: 1 s
 12.05.2026 23:13

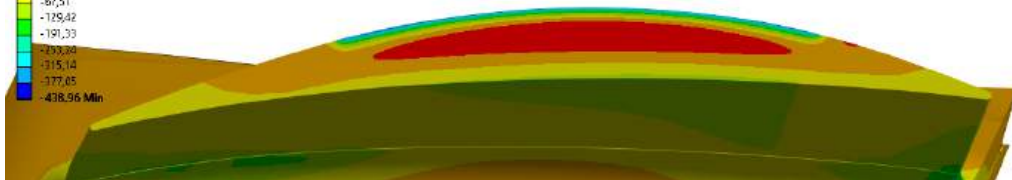
118,21 Max
 56,307
 -5,6018
 -67,51
 -129,42
 -191,33
 -253,24
 -315,14
 -377,05
-438,96 Min



а)

C: Static Structural
 Normal Stress 3
 Type: Normal Stress(Z Axis)
 Unit: MPa
 Global Coordinate System
 Time: 1 s
 12.05.2026 23:14

118,21 Max
 56,307
 -5,6018
 -67,51
 -129,42
 -191,33
 -253,24
 -315,14
 -377,05
-438,96 Min



б)

Рисунок 5.28 – Распределение остаточных напряжений в КЭМ: а – по поверхности; б – по сечению пера

Этап 4. Подбор режима ЛУО.

После определения целевого профиля остаточных напряжений была решена задача подбора технологических параметров лазерной ударной обработки. Расчёт выполнялся с использованием валидированной численной модели ЛУО. Границы варьирования параметров были приняты аналогичными границам, использованным при подборе режима для образца-имитатора спинки рабочей лопатки в разделе 5.4. В результате оптимизации были получены следующие параметры:

- энергия лазерного излучения – 2,43 Дж;
- время импульса – 20 нс;
- диаметр пятна – 1.72 мм;
- перекрытие – 34 %.

На рисунке 5.29 представлено сравнение целевого профиля и профиля полученного методом прямого моделирования процесса ЛУО.

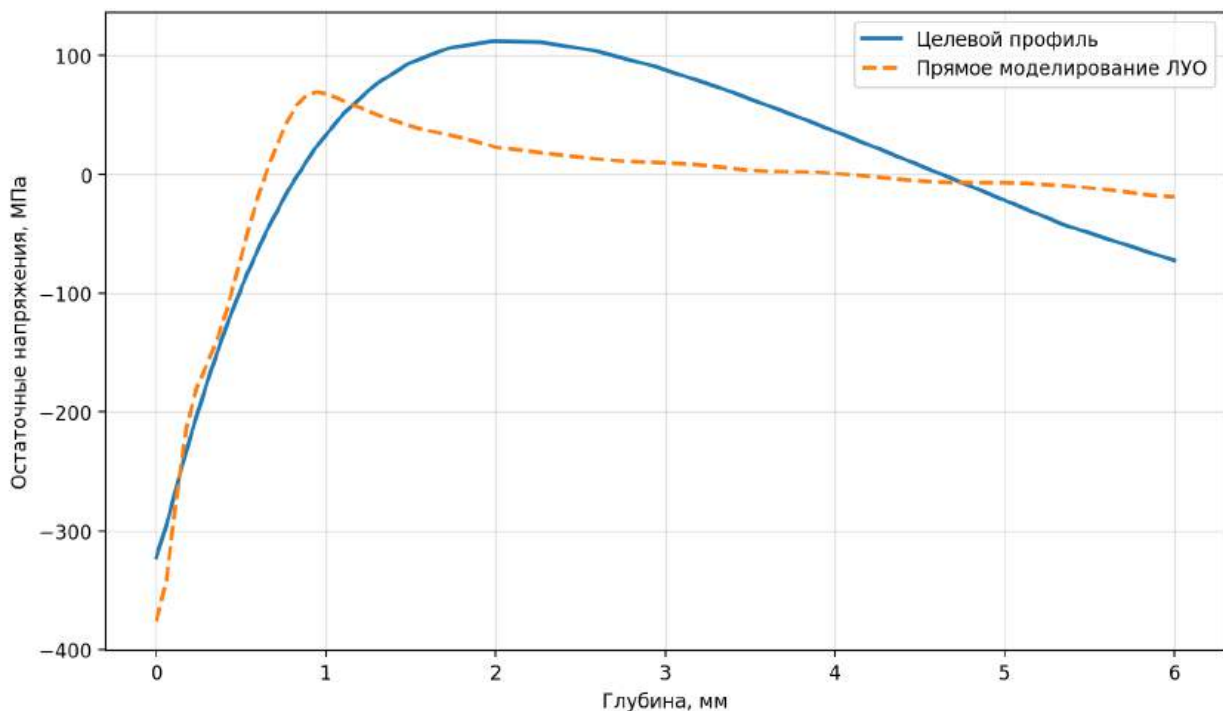


Рисунок 5.29 – Распределение ОН по глубине

По результатам проведения усталостных испытаний лопаток КНД в заданном режиме удалось повысить усталостную прочность лопаток из титанового ВТ6 на 16% по сравнению с лопатками, обработанными по серийной технологии.

Применение разработанной методики к рабочей лопатке КНД позволило определить целевой профиль остаточных напряжений для спинки лопатки и подобрать режим лазерной ударной обработки, обеспечивающий его наиболее близкое воспроизведение. Для последующей экспериментальной проверки был выбран режим с энергией импульса 2,43 Дж, длительностью импульса 20 нс, диаметром пятна 1,72 мм и перекрытием 34 %. В результате чего удалось повысить усталостную прочность лопаток из титанового сплава ВТ6 на 16%.

Результаты диссертационной работы внедрены в опытно-конструкторские работы «ОКБ им. А. Люльки» филиал ПАО «ОДК-УМПО» при разработке технологического процесса лазерной ударной обработки рабочих лопаток в соответствии с Решением №45/2025 от 30.05.2025 г. (Приложение 3)

5.7 Выводы по главе

1. Разработана комплексная расчетно-экспериментальная методика рационального выбора режимов лазерной ударной обработки на основе критерия Гудмана для максимизации запаса прочности при динамическом нагружении деталей газотурбинных двигателей

2. Апробация методики выполнена на образце-имитаторе спинки рабочей лопатки из титанового сплава ВТ6. Определён целевой профиль поверхностных ОН с глубиной залегания сжимающей зоны величиной 1,11 мм, и величиной остаточных напряжений на поверхности –250 МПа. Максимальное значение коэффициента запаса по Гудману составило 3,93.

3. По результатам подбора технологических параметров определён режим лазерной ударной обработки, наиболее близко воспроизводящий целевой профиль остаточных напряжений: энергия импульса $E=3,83$ Дж, длительность импульса $\tau=70$ нс, диаметр пятна $d=2$ мм и степень перекрытия $O=50$ %. Среднеквадратичное отклонение расчётного профиля от целевого составило - 34 МПа.

4. Усталостные испытания образцов-имитаторов показали, что выбранный режим ЛУО обеспечивает повышение предела выносливости. Среднее значение предела выносливости после ЛУО составило 526,6 МПа против 412 МПа для исходного состояния, что соответствует увеличению на 28 %.

5. Фрактографический анализ показал, что после ЛУО очаги зарождения усталостных трещин смещаются из поверхностной зоны в глубину материала до 0,5–0,9 мм.

6. На основе разработанной комплексной расчетно-экспериментальной методики разработан опытный технологический процесс лазерной ударной обработки применительно к рабочей лопатке КНД из титанового сплава ВТ6 с учётом переменной толщины профиля пера.

7. Для области спинки лопатки, в которой уровень динамических напряжений превышал 0,5 от максимального значения, определён целевой профиль ОН с величиной около –332 МПа на поверхности и глубиной залегания сжимающей зоны около 880 мкм. Максимальный расчётный коэффициент запаса усталостной прочности составил - 2,67.

8. Для рабочей лопатки КНД подобран технологически реализуемый режим ЛУО, наиболее близко воспроизводящий целевой профиль ОН: энергия импульса 2,43 Дж, длительность импульса 20 нс, диаметр пятна 1,72 мм и степень перекрытия 34 %.

9. Усталостные испытания рабочих лопаток КНД, обработанных в выбранном режиме, показали повышение усталостной прочности на 16 % по сравнению с лопатками, обработанными по серийной технологии.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Выполнен анализ технологических методов повышения усталостной прочности деталей ГТД и подходов к моделированию ЛУО. Показано, что при выборе режима обработки недостаточно учитывать только максимальную величину сжимающих остаточных напряжений и глубину их залегания. Для тонкостенных деталей необходимо учитывать компенсирующие растягивающие напряжения, динамическое напряженное состояние и возможное формоизменение после обработки.

2. Разработана численная модель ЛУО титанового сплава ВТ6. В расчетной постановке давление задается как функция радиальной координаты и времени, пиковое давление определяется по локальной интенсивности лазерного излучения, временная форма задается по экспериментальному профилю импульса, а упругопластическое поведение материала описывается моделью Johnson-Cook без температурного множителя.

3. Выполнена валидация численной модели по форме одиночного отпечатка, параметрам эпюры остаточных напряжений и изгибу образцов после упрочнения. Нормированная среднеквадратичная ошибка между расчетными и экспериментальными эпюрами остаточных напряжений составила 14 % для режима 3,3 ГВт/см², 5,8 % для режима 4,44 ГВт/см² и 12,12 % для режима 5,6 ГВт/см².

4. Установлена область применимости модели для титанового сплава ВТ6: длительность лазерного излучения 16-70 нс, интенсивность 1-8 ГВт/см², количество повторных импульсов от 1 до 3.

5. Разработана комплексная методика оптимизации режимов ЛУО на основе критерия Гудмана, включающая определение целевой эпюры поверхностных остаточных напряжений и подбор технологических параметров ЛУО для ее воспроизведения.

6. Методика апробирована на образце-имитаторе спинки рабочей лопатки ГТД. По результатам оптимизации выбран режим ЛУО: энергия импульса - 3,83 Дж, длительность импульса - 70 нс, диаметр пятна - 2 мм, перекрытие пятен - 50 %. Среднеквадратичное отклонение расчетного профиля от целевого составило 34 МПа.

7. Экспериментальная проверка выбранного режима показала повышение предела выносливости образцов-имитаторов: среднее значение после ЛУО составило 526,6 МПа против 412 МПа в исходном состоянии, что соответствует увеличению на 28 %.

8. Разработан опытный технологический процесс ЛУО рабочей лопатки КНД из титанового сплава ВТ6 с учетом переменной толщины профиля пера.

9. Для области спинки лопатки с уровнем динамических напряжений более 0,5 от максимального значения определен целевой профиль остаточных напряжений около -332 МПа на поверхности и глубиной залегания сжимающей зоны около 880 мкм; максимальный расчетный коэффициент запаса усталостной прочности составил 2,67.

10. Для спинки рабочей лопатки КНД оптимизирован режим ЛУО: энергия импульса - 2,43 Дж, длительность импульса - 20 нс, диаметр пятна лазерного излучения - 1,72 мм, перекрытие пятен - 34 %. Усталостные испытания обработанных лопаток показали повышение усталостной прочности на 16 % по сравнению с лопатками, обработанными по серийной технологии.

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ

ГТД – газотурбинный двигатель

ЭУ – энергетическая установка

ЛУО – лазерная ударная обработка

ОН – остаточные напряжения

НДС – напряжённо-деформированное состояние

ППД – поверхностное пластическое деформирование

ТПУ – термопластическое упрочнение

ДСО – дробеструйная обработка

УЗО – ультразвуковая обработка микрошариками

КИН – коэффициент интенсивности напряжений

КЭМ – конечно-элементная модель

КЭА – конечно-элементный анализ

КНД – компрессор низкого давления

РЛ – рабочая лопатка

ЛИ – лазерное излучение

MAE – средняя абсолютная ошибка

RMSE – среднеквадратичная ошибка

NRMSE – нормализованная среднеквадратичная ошибка

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Основы технологии производства газотурбинных двигателей: Учебник для студентов авиац. спец. вузов / А.М. Сулима, А.А. Носков, Г.З. Серебренников. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1996. – 480 с.: ил.
2. Kashaev N. et al. Effects of laser shock peening on the microstructure and fatigue crack propagation behaviour of thin AA2024 specimens //International Journal of Fatigue. – 2017. – Т. 98. – С. 223-233.
3. Chupakhin S. On the optimization of laser shock peening induced residual stresses : дис. – Technische Universität Hamburg-Harburg, 2018.
4. Sandmann P. et al. Influence of laser shock peening on the residual stresses in additively manufactured 316L by Laser Powder Bed Fusion: A combined experimental–numerical study //Additive Manufacturing. – 2022. – Т. 60. – С. 103204.
5. Dorman M. et al. Effect of laser shock peening on residual stress and fatigue life of clad 2024 aluminium sheet containing scribe defects //Materials Science and Engineering: A. – 2012. – Т. 548. – С. 142-151.
6. Askar'Yan G. A., Moroz E. M. Pressure on evaporation of matter in a radiation beam //Soviet Journal of Experimental and Theoretical Physics. – 1963. – Т. 16. – С. 1638.
7. Anderholm N. C. Laser-generated stress waves //Applied physics letters. – 1970. – Т. 16. – №. 3. – С. 113-115.
8. Fairand B. P. et al. Laser shock-induced microstructural and mechanical property changes in 7075 aluminum //Journal of Applied Physics. – 1972. – Т. 43. – №. 9. – С. 3893-3895.
9. Mallozzi P., Fairand B. Altering material properties : пат. 3850698 США. – 1974.
10. Fairand B. P., Clauer A. H. Laser generation of high-amplitude stress waves in materials //Journal of Applied Physics. – 1979. – Т. 50. – №. 3. – С. 1497-1502.

11. Clauer A. H., Holbrook J. H., Fairand B. P. Effects of laser induced shock waves on metals //Shock waves and high-strain-rate phenomena in metals: concepts and applications. – 1981. – C. 675-702.
12. Clauer A. H. Laser shock peening, the path to production //Metals. – 2019. – Т. 9. – №. 6. – C. 626.
13. Fabbro R. et al. Physical study of laser-produced plasma in confined geometry //Journal of applied physics. – 1990. – Т. 68. – №. 2. – C. 775-784.
14. Peyre P. et al. Laser shock processing of materials, physical processes involved and examples of applications //Journal of Laser applications. – 1996. – Т. 8. – №. 3. – C. 135-141.
15. Berthe L. et al. Shock waves from a water-confined laser-generated plasma //Journal of Applied Physics. – 1997. – Т. 82. – №. 6. – C. 2826-2832.
16. Wakchaure M. B., Misra M., Menezes P. L. A comprehensive review on finite element analysis of laser shock peening //Materials. – 2024. – Т. 17. – №. 17. – C. 4174.
17. Braisted W., Brockman R. Finite element simulation of laser shock peening // International Journal of Fatigue. 1999. Vol. 21. No. 7. P. 719–724. DOI: 10.1016/S0142-1123(99)00035-3.
18. Nam T. Finite element analysis of residual stress field induced by laser shock peening. – The Ohio State University, 2002.
19. Peyre P. et al. FEM simulation of residual stresses induced by laser peening //The European Physical Journal-Applied Physics. – 2003. – Т. 23. – №. 2. – C. 83-88.
20. Ocaña J. L. et al. Numerical simulation of surface deformation and residual stresses fields in laser shock processing experiments //Applied surface science. – 2004. – Т. 238. – №. 1-4. – C. 242-248.
21. Hu Y. X., Yao Z. Q. FEM simulation of residual stresses induced by laser shock with overlapping laser spots //Acta Metallurgica Sinica (English Letters). – 2008. – Т. 21. – №. 2. – C. 125-132.
22. Никитин И. С., Бураго Н. Г., Никитин А. Д. Повреждаемость и усталостное разрушение элементов конструкций в различных режимах

циклического нагружения //Прикладная математика и механика. – 2022. – Т. 86. – №. 2. – С. 276-290.

23. Артамонов М. А., Пахомов Н. А., Терешко А. Г. Фрактографически-динамический анализ напряженно-деформированного состояния в рабочей лопатке ГТД во время ее усталостного разрушения //Перспективы развития двигателестроения: материалы междунар. науч.-техн. конф. им. НД Кузнецова (21–23 июня 2023 г.): в 2 т.-Текст: электронны. – 2023.

24. Zhu S. P. et al. A combined high and low cycle fatigue model for life prediction of turbine blades //Materials. – 2017. – Т. 10. – №. 7. – С. 698.

25. Тарасенко Ю. П. и др. Разрушение рабочих лопаток турбины вследствие высокотемпературной усталости //Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки. – 2008. – №. 4. – С. 132-138.

26. Матвиенко Ю. Г. Подходы механики разрушения в анализе деформирования и разрушения тел с вырезами и надрезами //Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2008. – №. 5. – С. 64-72.

27. Качанов Л. М. Основы механики разрушения. – Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1974.

28. Броек Д. Основы механики разрушения. – 1980.

29. Paris P., Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws //Journal of Basic engineering. – 1963. – Т. 85. – №. 4. – С. 528-533.

30. Ritchie R. O. Mechanisms of fatigue-crack propagation in ductile and brittle solids //International journal of Fracture. – 1999. – Т. 100. – №. 1. – С. 55-83.

31. ГОСТ 23207-78. Сопротивление усталости. Основные термины, определения и обозначения

32. Kazymyrovych V. Very high cycle fatigue of engineering materials: A literature review. – 2009.

33. Lv J. H., Wang W. Z., Liu S. W. Statistical analysis of failure cases in aerospace //International Journal of Aerospace and Mechanical Engineering. – 2018. – Т. 12. – №. 5. – С. 497-501.

34. Infante V. et al. Failures analysis of compressor blades of aeroengines due to service //Engineering Failure Analysis. – 2009. – Т. 16. – №. 4. – С. 1118-1125.
35. Shanyavskiy A., Soldatenkov A. Crack path of in-service fatigued fan titanium disk of D-18T gas-turbine engine of the aircraft An-124 //Procedia Structural Integrity. – 2022. – Т. 39. – С. 327-332.
36. Peters J. O., Ritchie R. O. Influence of foreign-object damage on crack initiation and early crack growth during high-cycle fatigue of Ti–6Al–4V //Engineering Fracture Mechanics. – 2000. – Т. 67. – №. 3. – С. 193-207.
37. Федорченко Д. Г., Новиков Д. К. Технологические методы повышения надёжности деталей ГТД //Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. – 2015. – Т. 19. – №. 1 (67). – С. 62-66.
38. Prévay P., Jayaraman N., Ravindranath R. Design credit for compressive residual stresses in turbine engine components //Proceedings of the HCF Conference, New Orleans, LA, March. – 2005. – Т. 8.
39. Capitani R. et al. Fracture and damage analysis in design //Engineering Fracture Mechanics. – 2012. – Т. 81. – С. 1-1.
40. Nguyen T. T. et al. Effect of residual stress on mode-I stress intensity factor: A quantitative evaluation and a suggestion of an estimating equation //Metals. – 2023. – Т. 13. – №. 6. – С. 1132.
41. Ножницкий Ю. А. и др. Разработка и применение новых методов упрочнения деталей ГТД, основанных на пластическом деформировании поверхностных слоев.(Обзор) //Вісник двигунобудування. – 2006. – №. 2. – С. 8-16.
42. Bucior M. et al. The effect of shot peening on residual stress and surface roughness of AMS 5504 stainless steel joints welded using the TIG method //Materials. – 2022. – Т. 15. – №. 24. – С. 8835.
43. Feng W. et al. Effect of shot peening with different peening intensity and coverage on surface integrity of Inconel 718 alloy //Procedia CIRP. – 2024. – Т. 123. – С. 119-124.

44. Ширяев А. А., Габов И. Г., Миленин А. С. Влияние лазерного ударного упрочнения на параметры поверхностного слоя лопаток компрессора газотурбинного двигателя из титанового сплава //Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение. – 2024. – Т. 26. – №. 1. – С. 66-73.
45. Кудров А. С. и др. УСТРОЙСТВО ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ КРОМОК КОМПРЕССОРНЫХ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ МЕТОДОМ МАЛОПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ. – 2014.
46. Коновалов Д. И., Ширваньянц Г. Г. Метод ультразвукового упрочнения поверхностей узлов и деталей авиационных газотурбинных двигателей как одна из перспективных технологий в авиастроении //Молодой ученый. – 2015. – №. 22. – С. 141-147.
47. Jamali A., Mueller E. Water and Shot Peening of Aluminum 7020 //Journal of Materials Science and Engineering A. – 2022. – Т. 12. – №. 7-9. – С. 73-80.
48. Altenberger I. Alternative mechanical surface treatments: microstructures, residual stresses & fatigue behavior //Shot Peening. – 2003. – С. 419-434.
49. Mahmoudi A. H. et al. Effects of water jet peening on residual stresses, roughness, and fatigue //Surface Engineering. – 2021. – Т. 37. – №. 8. – С. 972-981.
50. Cai J. et al. The influence of ultrasonic shot peening on the microstructure and fatigue behavior of TC17 alloy //Scientific Reports. – 2025. – Т. 15. – №. 1. – С. 13548.
51. Kishore A. et al. Ultrasonic nanocrystal surface modification: processes, characterization, properties, and applications //Nanomaterials. – 2022. – Т. 12. – №. 9. – С. 1415.
52. Gujba A. K., Medraj M. Laser Peening Process and Its Impact on Materials Properties in Comparison with Shot Peening and Ultrasonic Impact Peening // Materials. 2014.
53. Королев Д. Д. РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ЛАЗЕРНОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ

КОМПРЕССОРНЫХ ЛОПАТОК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ.

54. Ширяев А. А., Миленин А. С. Влияние методов упрочнения на усталостную прочность лопаток компрессора с концентраторами напряжений //Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2024. – №. 9 (774). – С. 72-81.

55. Lyakhovetskiy M. A. et al. Surface Integrity and Fatigue Performance of Laser Shock Peened VT6 Titanium Alloy //Journal of Surface Investigation: X-ray, Synchrotron and Neutron Techniques. – 2025. – Т. 19. – №. 5. – С. 1154-1161.

56. Ширяев А. А. и др. Влияние плотности мощности излучения лазера, количества проходов и коэффициента перекрытия зон упрочнения на уровень остаточных напряжений, глубину залегания и шероховатость в образцах из титанового сплава //Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2025. – №. 6 (783). – С. 39-48.

57. Габов И. Г. и др. Влияние малопластичного выглаживания на параметры поверхностного слоя образцов лопаток компрессора газотурбинного двигателя из титанового сплава //Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2024. – №. 4 (769). – С. 39-46.

58. Плехов О. А. и др. Конечно-элементный анализ остаточных напряжений, возникающих в результате лазерной ударной проковки титанового сплава VT6 //Вычислительная механика сплошных сред. – 2022. – Т. 15. – №. 2. – С. 171-184.

59. Бартоломей М. Л. и др. Численный анализ остаточных напряжений при двухстороннем симметричном лазерном ударном упрочнении тонких пластин из титанового сплава VT6 //Вычислительная механика сплошных сред. – 2024. – Т. 17. – №. 4. – С. 411-421.

60. Ширяев А. А., Миленин А. С. Влияние стратегии обработки на распределение остаточных напряжений сжатия в кромке пера лопатки из титанового сплава //Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2025. – №. 8 (785). – С. 40-48.

61. Yang Y. et al. Fatigue behaviors of foreign object damaged Ti-6Al-4V alloys under laser shock peening //International Journal of Fatigue. – 2020. – T. 136. – C. 105596.
62. Gachegova E. A., Plekhov O. A., Vshivkov A. N. Studies on laser shock peening with different absorbing coatings //Procedia Structural Integrity. – 2025. – T. 72. – C. 260-264.
63. Kaufman J. et al. Effect of laser shock peening parameters on residual stresses and corrosion fatigue of AA5083 //Metals. – 2021. – T. 11. – №. 10. – C. 1635.
64. Takata T. et al. Effect of confinement layer on laser ablation and cavitation bubble during laser shock peening //Materials Transactions. – 2016. – T. 57. – №. 10. – C. 1776-1783.
65. Ruschau J. J. et al. Fatigue crack nucleation and growth rate behavior of laser shock peened titanium //International Journal of Fatigue. – 1999. – T. 21. – C. S199-S209.
66. Braisted W., Brockman R. Finite element simulation of laser shock peening //International journal of fatigue. – 1999. – T. 21. – №. 7. – C. 719-724.
67. Sun B., Qiao H., Zhao J. Accurate numerical modeling of residual stress fields induced by laser shock peening //AIP Advances. – 2018. – T. 8. – №. 9.
68. Kostina A. et al. Finite-element simulation of residual stresses induced by laser shock peening in TC4 samples structurally similar to a turbine blade //Fracture and Structural Integrity. – 2024. – T. 18. – №. 67. – C. 1-11.
69. Hu Y. et al. Three-dimensional numerical simulation and experimental study of sheet metal bending by laser peen forming. – 2010.
70. Sun R. et al. Dynamic response and residual stress fields of Ti6Al4V alloy under shock wave induced by laser shock peening //Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering. – 2017. – T. 25. – №. 6. – C. 065016.
71. Zhang H. et al. Experimental and numerical studies of fatigue behavior of Ti6Al4V alloy treated by laser shock peening //Surface and Coatings Technology. – 2022. – T. 441. – C. 128524.

72. Rajyalakshmi G. et al. FE simulation for stress distribution and surface deformation in Ti-6Al-4V induced by interaction of multi scale laser shock peening parameters //Optik. – 2020. – T. 206. – C. 164280.
73. Pei X., Su B., Wang L. Construction and finite element simulation of a square laser loading model that can replace circular spot superposition in laser peening forming //Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing. – 2025. – T. 19. – №. 2. – C. JAMDSM0017-JAMDSM0017.
74. Golabi S., Vakil M. R., Amirsalari B. Multi-objective optimization of residual stress and cost in laser shock peening process using finite element analysis and PSO algorithm //Lasers in Manufacturing and Materials Processing. – 2019. – T. 6. – №. 4. – C. 398-423.
75. Kim R. et al. FE analysis of laser shock peening on STS304 and the effect of static damping on the solution //Metals. – 2021. – T. 11. – №. 10. – C. 1516.
76. Сахвадзе Г. Ж., Пугачев М. С., Киквидзе О. Г. Технология двусторонней лазерно-ударно-волновой обработки материалов //Вестник машиностроения. – 2016. – №. 10. – С. 71-76.
77. Hu Y. et al. Laser peen forming induced two way bending of thin sheet metals and its mechanisms //Journal of Applied Physics. – 2010. – T. 108. – №. 7.
78. DeWald A. T., Hill M. R. Eigenstrain-based model for prediction of laser peening residual stresses in arbitrary three-dimensional bodies Part 1: Model description //The Journal of Strain Analysis for Engineering Design. – 2009. – T. 44. – №. 1. – C. 1-11.
79. DeWald A. T., Hill M. R. Eigenstrain-based model for prediction of laser peening residual stresses in arbitrary three-dimensional bodies Part 2: Model verification //The Journal of Strain Analysis for Engineering Design. – 2009. – T. 44. – №. 1. – C. 13-27.
80. Korsunsky A. M. Residual elastic strain due to laser shock peening: modelling by eigenstrain distribution //The Journal of Strain Analysis for Engineering Design. – 2006. – T. 41. – №. 3. – C. 195-204.

81. Achintha M., Nowell D. Eigenstrain modelling of residual stresses generated by laser shock peening //Journal of Materials Processing Technology. – 2011. – T. 211. – №. 6. – C. 1091-1101.
82. Sakhvadze G. Z. Finite element modeling of the technology of multiple laser shock processing of materials using the eigenstrain method //Journal of Machinery Manufacture and Reliability. – 2018. – T. 47. – №. 5. – C. 473-478.
83. Korsunsky A. M. The modelling of residual stresses due to surface peening using eigenstrain distributions //The Journal of Strain Analysis for Engineering Design. – 2005. – T. 40. – №. 8. – C. 817-824.
84. Zhang H. et al. Experimental and numerical studies of fatigue behavior of Ti6Al4V alloy treated by laser shock peening //Surface and Coatings Technology. – 2022. – T. 441. – C. 128524.
85. Singh G., Grandhi R. V., Stargel D. S. Modeling and parameter design of a laser shock peening process //International Journal for Computational Methods in Engineering Science and Mechanics. – 2011. – T. 12. – №. 5. – C. 233-253.
86. Chupakhin S. et al. Application of design of experiments for laser shock peening process optimization //The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2019. – T. 102. – №. 5. – C. 1567-1581.
87. Ding X. et al. Numerical Simulation and Process Study on Laser Shock Peening of 1Cr18Ni9Ti Material //Crystals. – 2023. – T. 13. – №. 8. – C. 1279.
88. Mathew J. et al. Machine learning-based prediction and optimisation system for laser shock peening //Applied Sciences. – 2021. – T. 11. – №. 7. – C. 2888.
89. Zhou Y. et al. Machine learning in prediction of residual stress in laser shock peening for maximizing residual compressive stress formation //Materials & Design. – 2024. – T. 243. – C. 113079.
90. Verezhak M. et al. Application of deep learning for technological parameter optimization of laser shock peening of Ti-6Al-4V alloy //Fracture and Structural Integrity. – 2024. – T. 18. – №. 70. – C. 121-132.

91. Rondepierre A. et al. Review on laser interaction in confined regime: Discussion about the plasma source term for laser shock applications and simulations //Metals. – 2021. – T. 11. – №. 12. – C. 2032.
92. Sollier A. et al. Laser-matter interaction in laser shock processing //First International Symposium on High-Power Laser Macroprocessing. – SPIE, 2003. – T. 4831. – C. 463-467.
93. Zhang W., Yao Y. L. Microscale laser shock processing—modeling, testing, and microstructure characterization //Journal of Manufacturing Processes. – 2001. – T. 3. – №. 2. – C. 128-143.
94. Rondepierre A. et al. Beam size dependency of a laser-induced plasma in confined regime: Shortening of the plasma release. Influence on pressure and thermal loading //Optics & Laser Technology. – 2021. – T. 135. – C. 106689.
95. Bodner S. R., Kaliszky S. Unified Plasticity for Engineering Applications. Mathematical Concepts and Methods in Science and Engineering, Vol 47 //Appl. Mech. Rev. – 2002. – T. 55. – №. 6. – C. B111-B111.
96. Miller A. An inelastic constitutive model for monotonic, cyclic, and creep deformation: Part I—Equations development and analytical procedures. – 1976.
97. Johnson G. R. A constitutive model and data for materials subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures //Proc. 7th Inf. Sympo. Ballistics. – 1983. – C. 541-547.
98. Zerilli F. J., Armstrong R. W. Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations //Journal of applied physics. – 1987. – T. 61. – №. 5. – C. 1816-1825.
99. Бузюркин А. Е., Гладкий И. Л., Краус Е. И. Определение параметров модели Джонсона–Кука для описания процессов деформирования и разрушения титановых сплавов //Прикладная механика и техническая физика. – 2015. – Т. 56. – №. 2. – С. 188-195.
100. Johnson G. R. Strength and fracture characteristics of a titanium alloy (. 06al,. 04v) subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures //Naval Surface Weapons Center NSWC TR. – 1985. – C. 86-144.

101. Bois D., Grave A. Simulation Numérique d'Essais d'Impact et Comparaison de Lois de Comportement // J. de Phys. 1985. T. 46. C. 101-108.
102. Lee W.-S., Lin C.-F. Plastic deformation and fracture behaviour of Ti-6Al-4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures // Materials Science and Engineering A. 1998. T. 241. C. 48-59.
103. Lesuer D. R. Experimental investigations of material models for Ti-6Al-4V titanium and 2024-t3 aluminum. us department of transportation/federal aviation administration //DTFA03-97Z-90007. – 2000.
104. Seo S., Min O., Yang H. Constitutive equation for Ti-6Al-4V at high temperatures measured using the SHPB technique //International journal of impact engineering. – 2005. – T. 31. – №. 6. – C. 735-754.
105. Khan A. S., Suh Y. S., Kazmi R. Quasi-static and dynamic loading responses and constitutive modeling of titanium alloys //International journal of plasticity. – 2004. – T. 20. – №. 12. – C. 2233-2248.
106. Özel T., Karpaz Y. Identification of constitutive material model parameters for high-strain rate metal cutting conditions using evolutionary computational algorithms //Materials and manufacturing processes. – 2007. – T. 22. – №. 5. – C. 659-667.
107. Bouchnak T. B. Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aéronautique: le Ti555-3 : дис. – Arts et Métiers ParisTech, 2010.
108. LS-DYNA Theory Manual : [Электронный ресурс] / Ansys, Inc. – Canonsburg, PA : Ansys, 2024. – URL: <https://lsdyna.ansys.com/manuals/> (дата обращения: 16.04.2025).
109. Королев Д. Д., Кожевников Г.Д., Ляховецкий М. А., Ионов А. В. Лазерная ударная обработка: отечественное оборудование и влияние на эксплуатационные свойства различных материалов // Международная научно-техническая конференция по авиационным двигателям ICAM 2025 : сборник тезисов / Государственный научный центр РФ «ЦИАМ имени П. И. Баранова». –

Москва : ЦИАМ им. П. И. Баранова, 2025. – 1361 с. : ил. – ISBN 978-5-94049-062-3. – С. 1313–1315.

110. Конечно-элементное моделирование деформаций поверхности лопаток компрессора ГТД из титанового сплава ВТ6, образующихся при лазерной ударной обработке с расширением низкотемпературной плазмы в ограниченном канале / Г. Д. Кожевников, Д. Д. Королев, М. А. Ляховецкий [и др.] // Тепловые процессы в технике. – 2024. – Т.16. №7. – С. 295-302.

111. Кожевников Г. Д. Валидация численной модели процесса лазерной ударной обработки по распределению остаточных напряжений и изгибу образцов из титанового сплава ВТ6 Насосы. Турбины. Системы. – 2026. – №. 2. – С. 111-120.

112. Bathias C., Pineau A. (ed.). Fatigue of materials and structures: Application to damage and design. – John Wiley & Sons, 2013. – Т. 2.

113. Brochu E., Cora V. M., De Freitas N. A tutorial on Bayesian optimization of expensive cost functions, with application to active user modeling and hierarchical reinforcement learning //arXiv preprint arXiv:1012.2599. – 2010.

114. McKay M. D., Beckman R. J., Conover W. J. A comparison of three methods for selecting values of input variables in the analysis of output from a computer code //Technometrics. – 2000. – Т. 42. – №. 1. – С. 55-61.

115. Кожевников Г.Д., Королев Д. Д., Ляховецкий М. А., Токачев Д. А. Разработка методики оптимизации режимов лазерной ударной обработки с помощью численного моделирования // Международная научно-техническая конференция по авиационным двигателям ICAM 2025 : сборник тезисов / Государственный научный центр РФ «ЦИАМ имени П. И. Баранова». – Москва : ЦИАМ им. П. И. Баранова, 2025. – 1361 с. : ил. – ISBN 978-5-94049-062-3. – С. 1316–1317.

ПРИЛОЖЕНИЕ 1



ПРИЛОЖЕНИЕ 2

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2022666065

**Программное обеспечение для расчета параметров
ионизированного газа при воздействии когерентного
излучения**

Правообладатель: *Федеральное государственное бюджетное
образовательное учреждение высшего образования
«Московский авиационный институт (национальный
исследовательский университет)» (RU)*

Авторы: *Кожевников Глеб Денисович (RU), Королев Даниил
Дмитриевич (RU), Ляховецкий Максим Александрович (RU)*

Заявка № **2022665170**
Дата поступления **11 августа 2022 г.**
Дата государственной регистрации
в Реестре программ для ЭВМ **24 августа 2022 г.**

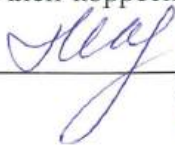


Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности


Ю.С. Зубов

ПРИЛОЖЕНИЕ 3**УТВЕРЖДАЮ**

Генеральный конструктор
«ОКБ им. А. Люльки» филиала
ПАО «ОДК-УМПО»,
член-корреспондент РАН


Е.Ю. Марчуков

**АКТ**

об использовании результатов исследований «Методика оптимизации режимов лазерной ударной обработки для повышения усталостной прочности деталей газотурбинных двигателей»

Комиссия в составе главного конструктора А.Н. Мухина, начальника отдела 100 С.Н. Донцова, начальника управления прочности М.А. Богданова, настоящим актом подтверждает использование результатов исследований Кожевникова Г.Д. аспиранта кафедры 205 «Технология производства двигателей летательных аппаратов» Московского авиационного института, полученных при подготовке диссертационной работы, в «ОКБ им. А. Люльки» филиала ПАО «ОДК-УМПО».

Результаты, полученные Кожевниковым Г.Д., используются при разработке технологического процесса лазерной ударной обработки рабочих лопаток в соответствии с Решением №45/2025 от 30.05.2025 г. о мероприятиях по разработке технологического процесса лазерной ударной обработки кромок пера рабочих лопаток 1-й ступени КНД и программы по проведению комплекса испытаний рабочих лопаток 1-й ступени КНД двигателя 117С.

Предложенная Кожевниковым Г.Д. численная модель процесса лазерной ударной обработки и методика оптимизации режимов лазерной ударной обработки для повышения усталостной прочности деталей газотурбинных двигателей могут быть рекомендованы при подборе оптимального режима лазерной ударной обработки компрессорных лопаток ГТД.

Главный конструктор, к.т.н

Начальник отдела 100

Начальник управления прочности, к.т.н


А.Н. Мухин


С.Н. Донцов


М.А. Богданов