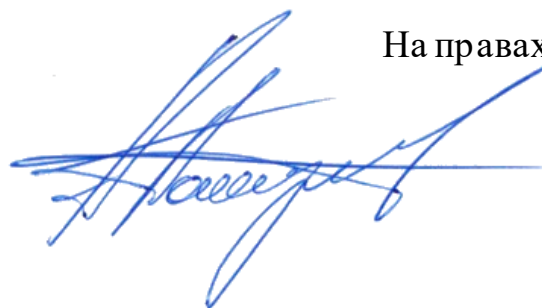


Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего
образования
Московский авиационный институт
(национальный исследовательский университет)



На правах рукописи

Пожидаев Алексей Алексеевич

МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА КОМПРЕССОРНЫХ ЛОПАТОК
ГАЗОТУРБИННОГО ДВИГАТЕЛЯ С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ ОСТАТОЧНЫХ
НАПРЯЖЕНИЙ

2.5.15. Тепловые, электроракетные двигатели и энергоустановки летательных
аппаратов

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
Кандидат технических наук
Строкач Евгений Александрович

Москва – 2026

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	5
ГЛАВА 1. ЭРОЗИОННЫЙ ИЗНОС КОМПРЕССОРОВ АВИАЦИОННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ, ПРИЧИНЫ ВОЗНИКНОВЕНИЯ, ВЛИЯНИЕ НА РАБОЧИЙ ПРОЦЕСС	15
1.1 Эрозионный износ деталей компрессора газотурбинного двигателя.....	15
1.2 Влияние эрозионного износа деталей компрессора на рабочий процесс ГТД.....	18
1.3 Защита компрессоров ГТД от эрозионного износа	22
1.3.1 Пылезащитные устройства	22
1.3.2 Эрозионностойкие покрытия.....	23
1.4 Модели прогнозирования эрозии твердыми частицами.....	27
1.5 Особенности моделирования эрозионного износа средствами вычислительной газодинамики	34
1.6 Особенности моделирования эрозионного износа на основе метода конечных элементов в явной динамической постановке.....	36
1.7 Моделирование эрозионного износа твердыми частицами.....	38
1.8 Выводы по главе 1	42
ГЛАВА 2. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЭРОЗИИ В УСЛОВИЯХ КОМПРЕССОРА ГТД.....	45
2.1 Газодинамический конечно-элементный анализ.....	45
2.1.1 Основные уравнения.....	46
2.1.2 Принятые допущения	52
2.2 Реализация численного газодинамического исследования	53
2.2.1 Постановка расчета и сеточная независимость	53
2.2.2 Результаты	55
2.2.3 Исследование влияния диаметра твердых частиц на эрозионный износ.....	60
2.3 Численное исследование взаимодействия частиц с поверхностью деталей ГТД в явной динамической постановке.....	68
2.3.1 Основные модели	68

2.3.2 Принятые допущения	76
2.4 Реализация численного исследования в явной динамической постановке	77
2.4.1 Постановка расчета и сеточная независимость	77
2.4.2 Исследование влияния настроечных коэффициентов модели материала на эрозионный износ	82
2.4.3 Исследование влияния настроечных коэффициентов модели разрушения на эрозионный износ	87
2.5 Выводы по главе 2	96
ГЛАВА 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА ТИТАНОВОГО СПЛАВА ТВЕРДЫМИ ЧАСТИЦАМИ С УЧЕТОМ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ	100
3.1 Материалы и геометрические параметры исследуемых образцов	100
3.2 Установка для испытаний на эрозионный износ	101
3.3 Свойства абразива	102
3.4 Оборудование и методика измерения износа	105
3.5 Методика измерения скорости воздействия твердых частиц	107
3.6 Постановка экспериментального исследования	108
3.7 Результаты экспериментального исследования	110
3.8 Выводы по главе 3	121
ГЛАВА 4. ВАЛИДАЦИЯ МОДЕЛИ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА. МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА В УСЛОВИЯХ РАБОТЫ КОМПРЕССОРА ГТД	123
4.1 Метод валидации модели	123
4.2 Определение коэффициентов D_1 , D_2 , D_3 модели разрушения Джонсона-Кука ..	125
4.3 Определение коэффициента D_4 модели разрушения Джонсона-Кука	129
4.4 Определение коэффициента D_5 модели разрушения Джонсона-Кука	132
4.5 Проверка комплексного воздействия найденных значений коэффициентов D_1 - D_5 и их корректировка	134
4.6 Влияние остаточных напряжений на эрозионный износ с найденными значениям коэффициентов D_1 - D_5	142

4.7 Методика прогнозирования эрозии поверхностей лопаток компрессоров ГТД твердыми частицами	146
4.7.1 Вопросы валидации, применения и дальнейшего развития методики	149
4.8 Выводы по главе 4	151
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	153
СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ.....	155
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ	156
ПРИЛОЖЕНИЕ 1.....	176

ВВЕДЕНИЕ

Эксплуатация авиационных двигателей происходит в широком диапазоне условий внешней среды. При полетах в регионах с сухим климатом, в условиях высокой запыленности атмосферы, а также во время взлета и посадки с ВПП и неподготовленных площадок в тракт двигателей попадают различные частицы, в том числе пыль и песок. Наиболее интенсивному воздействию твердых частиц подвержены газотурбинные двигатели вертолетов, что обусловлено подъемом значительных объемов пыли и песка несущим винтом, а также двигатели самолетов, эксплуатируемых на неподготовленных или грунтовых ВПП, а также отдельные стационарные газотурбинные установки.

Из-за высоких осевых и окружных скоростей потока в компрессорах ГТД происходит столкновение твердых частиц с поверхностями деталей ротора и статора компрессора под различными углами и скоростями. Диапазон скоростей столкновения варьируется от 10 м/с до местной скорости звука в зависимости от ступени компрессора.

Столкновения твердых частиц приводят к эрозионному износу входной кромки, изменению формы выходной кромки, уменьшению хорды, уменьшению высоты пера лопатки, истончению профиля и увеличению радиального зазора, что приводит к уменьшению усталостной прочности и падению КПД, уменьшению запаса газодинамической устойчивости компрессора, падению мощности двигателя и повышению расхода топлива двигателя в целом вследствие изменения геометрии проточной части.

Актуальность темы исследований

Опасность эрозионного изнашивания деталей ГТД определяется не только снижением их прочностных характеристик, но и деградацией аэродинамического

качества элементов проточной части. Воздействие твердых частиц приводит к росту шероховатости поверхностей, увеличению радиальных зазоров, затуплению кромок лопаток, снижению расхода воздуха, степени сжатия, КПД и запаса газодинамической устойчивости. Указанные изменения обуславливают снижение мощности двигателя, увеличение удельного расхода топлива и повышение вероятности возникновения аварийных режимов работы.

Одной из актуальных задач в области защиты деталей газотурбинных двигателей от эрозионного воздействия является разработка и применение методик прогнозирования износа, учитывающих параметры рабочего процесса, физико-механические свойства взаимодействующих материалов, а также условия их контактного взаимодействия. Такие методики должны обеспечивать возможность оценки эрозионного изнашивания в широком диапазоне режимов работы двигателя применительно к материалам и сплавам, используемым в ГТД.

На данный момент разработано множество эмпирических моделей, с помощью которых возможно предсказать эрозионный износ твердыми частицами, однако большинство задач прогнозирования износа деталей преимущественно решаются с применением методов численного моделирования. В данной области можно выделить два основных подхода: моделирование движения частиц и их взаимодействия с потоком методами вычислительной газодинамики (CFD) в рамках комбинированной Эйлера-Лагранжевой постановки, а также прямое конечно-элементное моделирование (FEM) процесса соударения частиц с поверхностью деталей.

Прогнозирование эрозионного износа в рамках CFD-подхода основано на моделировании двухфазного течения и применении полуэмпирических зависимостей, описывающих интенсивность изнашивания поверхности при соударении с твердыми частицами. Однако выбор конкретной модели эрозии представляет собой нетривиальную задачу, поскольку определяется областью ее применимости, типом материала, свойствами частиц и диапазоном параметров взаимодействия. Ограниченность экспериментальной базы, лежащей в основе таких моделей,

обуславливает узкий диапазон их корректного применения, а экстраполяция за его пределы может сопровождаться существенным снижением точности прогноза. При этом CFD моделирование обеспечивает возможность учета параметров рабочего процесса двигателя, расчета траекторий движения частиц и определения пространственного распределения эрозионного воздействия на элементы проточной части ГТД.

Прямое конечно-элементное моделирование позволяет исследовать процесс взаимодействия твердых частиц с поверхностью материала в явной динамической постановке. Использование физико-механических характеристик взаимодействующих материалов обеспечивает возможность детального анализа механизмов деформирования, повреждения и разрушения, а также получения расчетных зависимостей скорости эрозионного изнашивания от параметров соударения.

Вместе с тем в настоящее время отсутствует расчетная методика, обеспечивающая согласованную связь результатов CFD-моделирования двухфазного потока с прямым конечно-элементным моделированием эрозионного взаимодействия твердых частиц с поверхностью материала. Формирование такой методики позволило бы использовать интегральные параметры системы для получения методом вычислительной газодинамики исходных данных для FEM-расчета и тем самым обеспечить прогнозирование изменения геометрии деталей компрессоров ГТД вследствие эрозионного износа.

Методика, построенная таким образом, может использоваться как вычислительный эксперимент, обеспечивающий исследование локальных механизмов деформирования, повреждения и разрушения материала при воздействии твердых частиц. При этом необходимым условием практического применения такого подхода является валидация конечно-элементной модели на основе экспериментальных данных.

Валидированный вычислительный эксперимент может служить основой для автоматизации расчетных процедур прогнозирования эрозионного износа, сокращения сроков проектирования деталей проточной части, повышения обоснованности принимаемых конструктивных решений, а также совершенствования подходов к оценке ресурса и эксплуатационному обслуживанию ГТД.

В настоящей диссертационной работе для проведения численных исследований выбран модельный компрессор, параметры проточной части которого характерны для компрессоров вертолетных ТВАД. Выбор данного объекта исследования обусловлен тем, что ГТД указанного типа в процессе эксплуатации подвержены интенсивному воздействию твердых частиц, поступающих в проточную часть двигателя.

Степень разработанности темы

Формирование фундаментальных представлений о механизмах эрозионного изнашивания твердыми частицами связано с исследованиями J. Finnie и J. G. A. Bitter, в которых были предложены первые механистические модели разрушения пластичных материалов при воздействии дисперсной фазы. Основная идея подобных моделей – это увязка скорости и угла столкновения частиц со скоростью эрозионного износа. Дальнейшее развитие расчетного подхода к описанию эрозии получило отражение в работах W. Tabakoff и G. Grant, которые разделили эрозионный износ на две составляющие: резание при малых углах и деформационное и усталостное разрушение при больших углах воздействия. Y. I. Oka, K. Okamura и T. Yoshida в своей модели также учли влияние твердости взаимодействующих при эрозии материалов. И.Р. Клейс совместно с G. Beckmann и J. Gotzmann разработали теоретическую модель эрозионного износа, основанную на предположении, что для удаления части материала с поверхности необходимо определенное количество энергии, которое требуется для сдвиговой деформации на поверхности.

Эрозионное изнашивание деталей проточной части газотурбинных двигателей рассматривалось и систематизировалось в работах ФАУ «ЦИАМ им. П. И. Баранова»

и НИЦ «Курчатовский институт» — ВИАМ, а также в исследованиях Л. С. Рысина, Р. Г. Перельмана, Ю. И. Шальмана и А. Н. Борковой. В данных работах собиралась и обобщалась информация по испытаниям как на эрозию твердыми частицами, так и на капельно-ударную эрозию, рассматривались факторы эксплуатации и окружающей среды, непосредственно приводящие к эрозии в двигателях.

Исследованию влияния эрозионного износа на параметры рабочего процесса компрессоров и ГТД в целом посвящены работы А. В. Гумерова, Р. Г. Акмалетдинова, В. А. Потапова, А. А. Санько, С. В. Meher-Homji, A. F. Bromley и J. P. Stalder. В данных работах авторы, в том числе, обобщали и рассматривали исследования, в том числе выполненные средствами вычислительной газодинамики, посвященные влиянию изменения геометрии проточной части двигателя вследствие эрозионного износа на его рабочий процесс, степень сжатия, КПД и запас газодинамической устойчивости.

Вопросы разработки способов защиты деталей от эрозионного воздействия и повышения эксплуатационной надежности двигателей рассмотрены в работах А. И. Евдокимова, Е. Н. Каблова, С. А. Мубояджяна, С. А. Будиновского, А. Ф. Медникова, J. Alqallaf, J. A. Teixeira и A. Addali. В этих исследованиях представлены различные направления защиты компрессоров ГТД и ГТУ от эрозии твердыми частицами и капельно-ударной эрозии, включая конструкционные решения, например применение пылезащитных устройств, а также метод модификации поверхности деталей – в частности, нанесение защитных покрытий.

Объект исследования: процесс эрозионного износа поверхностей лопаток компрессора.

Предмет исследования: влияние остаточных напряжений на эрозионную стойкость материала компрессорных лопаток.

Цель исследования: локальное повышение эрозионной стойкости компрессорных лопаток авиационного двигателя путем разработки методики прогнозирования, учитывающей влияние параметров рабочего процесса и поверхностных остаточных напряжений.

Задачи исследования:

1. Провести анализ условий возникновения, способов прогнозирования и методов моделирования эрозионного износа, а также способов повышения эрозионной стойкости компрессорных лопаток авиационного двигателя;
2. Определить средствами вычислительной газодинамики условия взаимодействия твердых частиц с поверхностью лопаток компрессора вдоль всего тракта всей проточной части;
3. На основе методов явной динамики построить модель процесса эрозионного износа твердыми частицами, провести анализ чувствительности модели к внутренним параметрам модели, граничным и начальным условиям, апробацию модели;
4. Экспериментально определить эрозионную стойкость образцов из сплава ВТ6 с параметрами потока, приближенными к условиям работы компрессора авиационного двигателя, при наличии и отсутствии остаточных напряжений в поверхностном слое;
5. Предложить методику, валидированную по экспериментальным данным, и дать рекомендации по определению эрозионной стойкости поверхностей лопаток на ранних стадиях проектирования компрессоров ГТД и способы ее повышения.

Научной новизной обладают следующие результаты:

1. Разработана методика прогнозирования эрозионного изнашивания поверхностей лопаток компрессоров ГТД при воздействии твердых частиц, позволяющая на ранних этапах проектирования компрессора определять зоны, наиболее подверженные эрозионному повреждению;
2. Методика прогнозирования эрозионного изнашивания валидирована на основе результатов экспериментальных исследований, воспроизводящих параметры рабочего процесса компрессора ГТД;
3. Определены расчетным методом условия воздействия твердых частиц на материал лопаток в зонах, подверженных эрозионному изнашиванию, включая распределения скоростей и углов соударения, температур процесса;

4. Установлено впервые экспериментальным методом для диапазона скоростей воздействия частиц 100–275 м/с и температур от 22 °С до 450 °С, что упрочнение сплава ВТ6 методом лазерного ударного упрочнения обеспечивает повышение сопротивления эрозионному износу на 17 %, 6,3 % и 10 % при углах воздействия 25°, 55° и 90° соответственно;

5. Получены впервые для диапазона скоростей 100-275 м/с и температур от 22°С до 450°С экспериментальные зависимости скорости эрозионного износа от угла воздействия для сплава ВТ6 без упрочнения и с упрочнением методом лазерного ударного упрочнения.

Практическая значимость результатов исследования:

1. Экспериментально подтверждена возможность повышения эрозионной стойкости изделий изготавливаемых из сплава ВТ6 путем создания сжимающих остаточных напряжений и наклепа в поверхностном слое лазерной ударной обработкой на 12%;

2. Экспериментально установлена величина скорости эрозионного износа в условиях параметров процесса в компрессорах авиационных ГТД для сплава ВТ6;

3. Подтверждена возможность использования математической модели для прогнозирования эрозионного износа по тракту и перу рабочих и направляющих лопаток компрессоров авиационных ГТД.

4. Подтверждена актом внедрения результатов диссертационной работы от ОКБ им. А. Люльки» филиал ПАО «ОДК-УМПО» при модернизации существующих двигателей, а также проектировании и создании новых компрессоров ГТД.

Методология и методы исследования

В настоящей работе применены расчетные и экспериментальные методы исследований. При выполнении расчетных исследований применялись средства газодинамического анализа, реализованные в программном комплексе ANSYS CFX, и средства конечно-элементного анализа в явной динамической постановке, реализованные в программном комплексе LS-Dyna. Модель, полученная при

проведении вычислительных исследований валидирована по данным полученным в ходе экспериментальных исследований. Экспериментальные работы выполнялись на сертифицированном оборудовании с использованием проверенных и аттестованных средств измерений.

Достоверность результатов исследований обеспечивается использованием апробированных математических моделей и программных комплексов, проведением исследования независимости результатов от сеточного разрешения, анализом чувствительности расчетной модели, применением аттестованных средств измерений, экспериментальным определением скорости частиц и массы уноса материала, сопоставлением расчетных и экспериментальных данных, а также согласованностью полученных зависимостей с известными представлениями о характере эрозии пластичных материалов.

Положения, выносимые на защиту

1. Методика прогнозирования эрозионного износа лопаток компрессоров ГТД твердыми частицами;
2. Расчетная модель, прогнозирующая величину эрозионного износа деталей тракта компрессора ГТД, валидированная на экспериментальных данных для диапазона скоростей от 100 м/с до 250 м/с и температур от 22°C до 450°C с учетом остаточных напряжений в поверхностном слое;
3. Результаты испытаний по эрозионному износу твердыми частицами образцов из сплава ВТ6 в приближенных к компрессору ГТД условиях, упрочненных методом лазерной ударной обработки;
4. Экспериментальные и расчетные зависимости скорости эрозионного износа сплава ВТ6 в условиях, приближенных к рабочему процессу в компрессоре ГТД/ГТУ;
5. Результаты оценки чувствительности модели прогнозирования эрозионного износа к изменению настроечных параметров, их влияние на качественный и количественный вид расчетной кривой скорости эрозии твердыми частицами.

Апробация результатов исследования. Основные положения и результаты диссертационной работы доложены и обсуждены на следующих международных и всероссийских научно-технических конференциях: XLVI Международная молодёжная научная конференция «Гагаринские чтения» (Москва, 2020); 19-я Международная конференция «Авиация и космонавтика». (Москва, 2020); I Международной молодёжной конференции «Новые материалы XXI века: разработка, диагностика, использование.» (Москва, 2020); 21-я Международная конференция «Авиация и космонавтика». (Москва, 2022); 22-я Международная конференция «Авиация и космонавтика». (Москва, 2023); XXI всероссийская научно-технической конференция с международным участием. «Высокие технологии в машиностроении» (Самара, 2024); 24-я Международная конференция «Авиация и космонавтика». (Москва, 2025);

Публикации. По теме диссертации опубликовано 11 работ, из них в рецензируемых научных изданиях и изданиях, приравненных к ним, опубликовано 4 работы.:

1. Пожидаев А. А., Строкач Е. А., Кожевников Г. Д. Численное моделирование процесса эродирования твердыми частицами в газовом потоке (обзор) //Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Аэрокосмическая техника. – 2021. – №. 67. – С. 56-69.

2. Пожидаев А. А., Строкач Е. А. Моделирование нагрева и остаточных напряжений в титановом сплаве при обработке стальной дробью // Тепловые процессы в технике. 2023. Т. 15. № 12. С. 565-571.

3. Pozhidaev A.A., Strokach E.A., Kozhevnikov G.D., Dobrovolsky S.V. Numerical study of titanium alloy high-velocity solid particle erosion. Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science, 2023, vol. 25, no. 4, pp. 268–283. DOI: 10.17212/1994-6309-2023-25.4-268-283. (In Russian).

4. Pozhidaev A.A., Strokach E. A. Numerical study of SiO₂ particle erosion of an aluminum alloy //Scientific and technical journal of information technologies mechanics and optics. – 2025. – Т. 25. – №. 1. – С. 140-150.

Личный вклад соискателя. Автором выполнены: постановка задач исследования, анализ современного состояния и развития работ по эрозионному износу, способах прогнозирования и защиты от эрозии, формулирование требований к экспериментальным исследованиям эрозионного износа с учётом остаточных напряжений, проведены расчетные исследования, анализ и обработка результатов экспериментальных и расчетных исследований, разработка и валидация модели эрозионного износа поверхностей деталей компрессора газотурбинных двигателей.

Структура и объем работы

Диссертация состоит из введения, четырех глав, заключения, списка использованных источников из 169 наименований и 1 приложения. Общий объем диссертации составляет 176 страниц и включает 73 рисунка и 36 таблиц.

ГЛАВА 1. ЭРОЗИОННЫЙ ИЗНОС КОМПРЕССОРОВ АВИАЦИОННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ, ПРИЧИНЫ ВОЗНИКНОВЕНИЯ, ВЛИЯНИЕ НА РАБОЧИЙ ПРОЦЕСС

1.1 Эрозионный износ деталей компрессора газотурбинного двигателя

При эксплуатации газотурбинных двигателей в различных климатических условиях в проточную часть двигателя вместе с потоком воздуха попадают посторонние предметы, которые приводят к появлению различных дефектов, в особенности, на деталях компрессора. Одной из причин возникновения дефектов является эрозионный износ твердыми частицами: песком, пылью, вулканическим пеплом, в зависимости от места возникновения на детали приводящий к ухудшению его рабочих характеристик или досрочному снятию газотурбинного двигателя с эксплуатации, а в отдельных случаях к аварийным ситуациям [1].

Эрозия твердыми частицами приводит к ухудшению аэродинамики профилей лопаток вследствие изменения их геометрии, а также снижает надежность двигателя [2-4]. В обзоре [1] указывается, что эрозионный износ осевого компрессора может ухудшать КПД и, в отдельных случаях, приводить к досрочному выводу двигателя из эксплуатации, причем некоторыми авторами указывается, что эрозия является причиной 40% случаев досрочного съема [5-7].

Особенно часто данная проблема возникает на вертолетных газотурбинных двигателях из-за особенностей их эксплуатации: полет на малой высоте у земли, взлет и посадка с неподготовленных площадок, где возникает пылевое облако от несущего винта [8-10]. Также эрозионный износ характерен для двигателей, которые эксплуатируются в пустынных районах, на запыленных аэродромах или в атмосфере, содержащей вулканический пепел [11-13]. Пример карты с предсказанием

концентрации пыли в районе Африки и Европы показан на рисунке 1.1, построен на базе модели SKIRON-Dust, разработанной в Университете Афин [14].

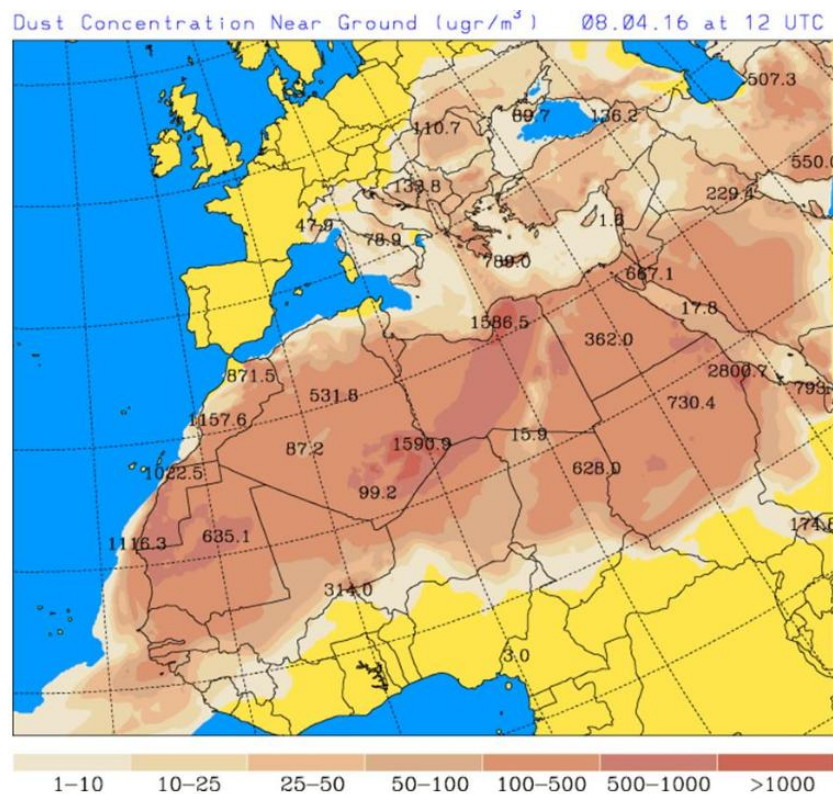


Рисунок 1.1 – Концентрация пыли в районе Африки и Европы (шкала в $\text{мкг}/\text{м}^3$)

По данным, приведенным в работах [3,4,15,16], наиболее подвержены эрозионному износу лопасти рабочих колес компрессора, затем лопасти направляющих аппаратов, элементы лабиринтных уплотнений, покрытия колец и деталей, формирующих радиальный зазор.

Можно выделить несколько геометрических параметров пера лопасти, на которые процесс эрозионного износа оказывает сильное влияние. Экспериментальные исследования плоских решеток, представленные в [17, 18], показывают, что самыми значительными зонами износа будут являться входная и выходная кромки и корытце профиля (рисунок 1.2 а).

Решетка аэродинамических профилей при близких к расчетным углам набегающего потока изнашивается сильнее всего по входной кромке, теряющей свою форму и

становящейся плоской, а также по корытцу. При сильном износе из-за утонения задней кромки она начинает отгибаться, образуя заусенец (рисунок 1.2 б) [19-20].

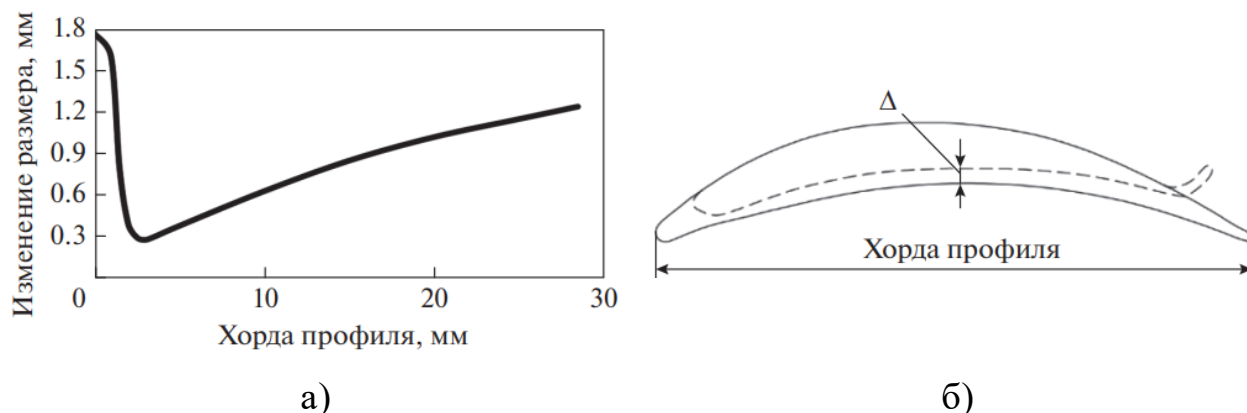


Рисунок 1.2 – Зависимость изнашивания Δ по хорде лопаточного профиля (а) и форма лопатки (б) [1]

В зависимости от ступени компрессора меняется характерная картина износа: для первых ступеней компрессора наиболее часто износ – уменьшение хорды профиля – происходит по всей высоте пера [21] рабочей лопатки, а на последующих ступенях в основном в периферийной части пера лопатки, с 50% её высоты [21-24], вследствие сепарации частиц и их концентрации в периферийной части тракта [2]. Для лопаток направляющих аппаратов эрозионный износ наблюдается, в основном, на периферии пера [22,25].

В работе [26] приводятся данные по эрозионному износу компрессора двигателя ТВ3-117, согласующиеся с характерной картиной эрозии, упомянутой выше (рисунок 1.3), где наибольший износ хорды наблюдается на периферии на средних ступенях компрессора.

В некоторых работах отмечается [15, 27], что эрозионный износ не следует рассматривать как равномерный унос материала с одинаковой скоростью по глубине, в условиях эксплуатации имеется выраженная неравномерность скорости эрозии по высоте пера, по хорде, по корытцу и спинке профиля. Износ рабочих и направляющих лопаток имеет нелинейное распределение по высоте, а величины износа на входных и выходных кромках различаются [16].

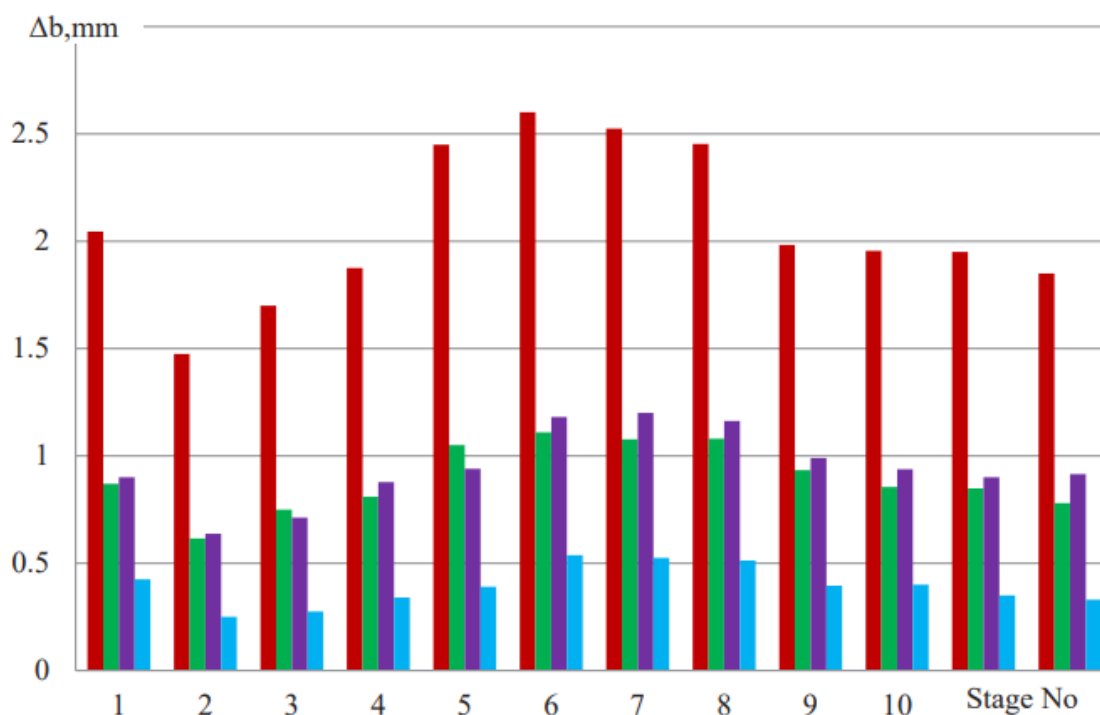


Рисунок 1.3 – Величина износа хорды лопаток компрессора ТВ3-117, цветом выделены: ■ – РЛ в периферийном сечении; ■ – РЛ на среднем радиусе; ■ – НА в периферийном сечении; ■ – НА на среднем радиусе [26]

1.2 Влияние эрозионного износа деталей компрессора на рабочий процесс ГТД

Эрозионный износ напрямую влияет на изменение геометрии деталей компрессора: увеличение шероховатости поверхности, изменение входной кромки, изменение формы выходной кромки, уменьшение хорды, уменьшение высоты пера, истончение профиля и увеличение радиального зазора [8, 28-29].

Скорость изнашивания прямо пропорциональна концентрации пыли до 1 г/м³. При дальнейшем росте концентрации износ замедляется, в связи с тем, что частицы начинают сталкиваться друг с другом. Основной вклад в износ в пыли и песке вносят частицы кварца, чем меньше значения распределения частиц пыли, тем меньше содержание кварца [4].

При висении вертолета концентрация пыли в воздухе может достигать нескольких г/м^3 около земли и до 1 г/м^3 вблизи входов в двигатели. Более типична концентрация на входе в двигатели около $0,2 \dots 0,3 \text{ г/м}^3$. При этом в воздух поднимаются и достаточно крупные частицы (до $200 \dots 400 \text{ мкм}$) [18].

Изменение входной кромки ухудшает обтекание, меняет картину распределение давления и увеличивает потери; рост шероховатости увеличивает толщину пограничного слоя и трение; уменьшение хорды и изменение выходной кромки снижают способность лопаточного венца передавать энергию потоку [29,30,31].

Отдельно на экспериментальных данных в работе [31] указывается, что попадании песка в тракт изменяется распределение давления по профилю и коэффициент полных потерь. В работе [30] также указывается, что шероховатость растет с увеличением массы частиц, воздействовавших на поверхность.

Эрозия вызывает рост потерь ступени в целом, уменьшает угол поворота потока, снижает степень повышения полного и статического давления, приводит к падению КПД и изменению расходной характеристики [30, 32, 33]. В расчетном исследовании [34] подтверждается, что эрозия твердыми частицами приводит к снижению изэнтропического КПД компрессора и степени повышения давления.

В работе [16] отмечено, что износ рабочих и направляющих лопаток приводит к значительному ухудшению характеристик компрессора и надежности. В работах [35, 36] указывается на снижении напорности ступени, уменьшением КПД и расхода воздуха.

Экспериментальные исследования снижения КПД и степени сжатия осевой и центробежных ступеней в ходе работы двигателя в запыленных условиях показаны на рисунке 1.4. Отдельно указывается, что скорость износа лопаток существенно зависит от параметров ступени – окружной скорости и толщины кромок, поэтому интенсивность ухудшения характеристик других ступеней будет несколько отличаться от приведенных на рисунке 1.5 [19].

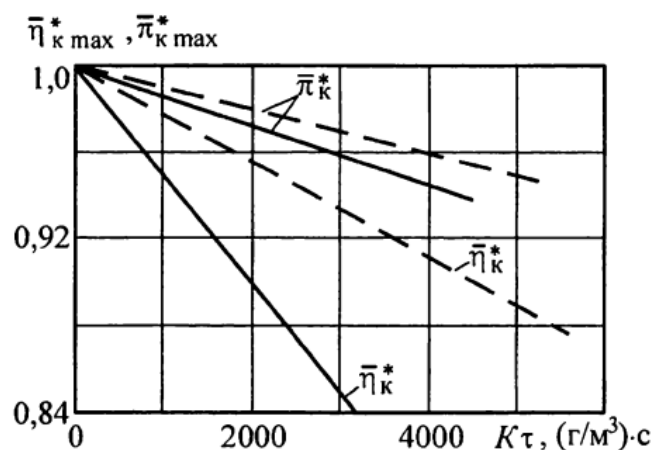


Рисунок 1.4 – Относительное изменение $\bar{\eta}_k^*$ и $\bar{\pi}_k^*$ осевой и центробежной ступеней компрессора вследствие износа при работе на запыленном воздухе (K - концентрация пыли; τ - время работы) [19]: — осевая ступень; – – центробежная ступень

Изменение геометрии лопаток рабочих колес (пример износа рабочих лопаток компрессора представлен на рисунке 1.5), вследствие эрозионного износа, приводит к увеличению радиального зазора и изменению аэродинамического профиля пера, что уменьшает запас газодинамической устойчивости и КПД [8, 29, 32], пример для двигателя ТВ3-117 с наработкой 800 часов показан на рисунке 1.6 [37]. Также отмечается, что наблюдается рост вибраций, нарушение согласования компрессора с турбиной, увеличение частоты возникновения срывов и помпажа [3, 4, 16].



Рисунок 1.5 – Общий вид рабочих лопаток компрессора ГТД с эрозионным износом со 2-ой по 8-ую ступени (наработка 128 часов) [3]

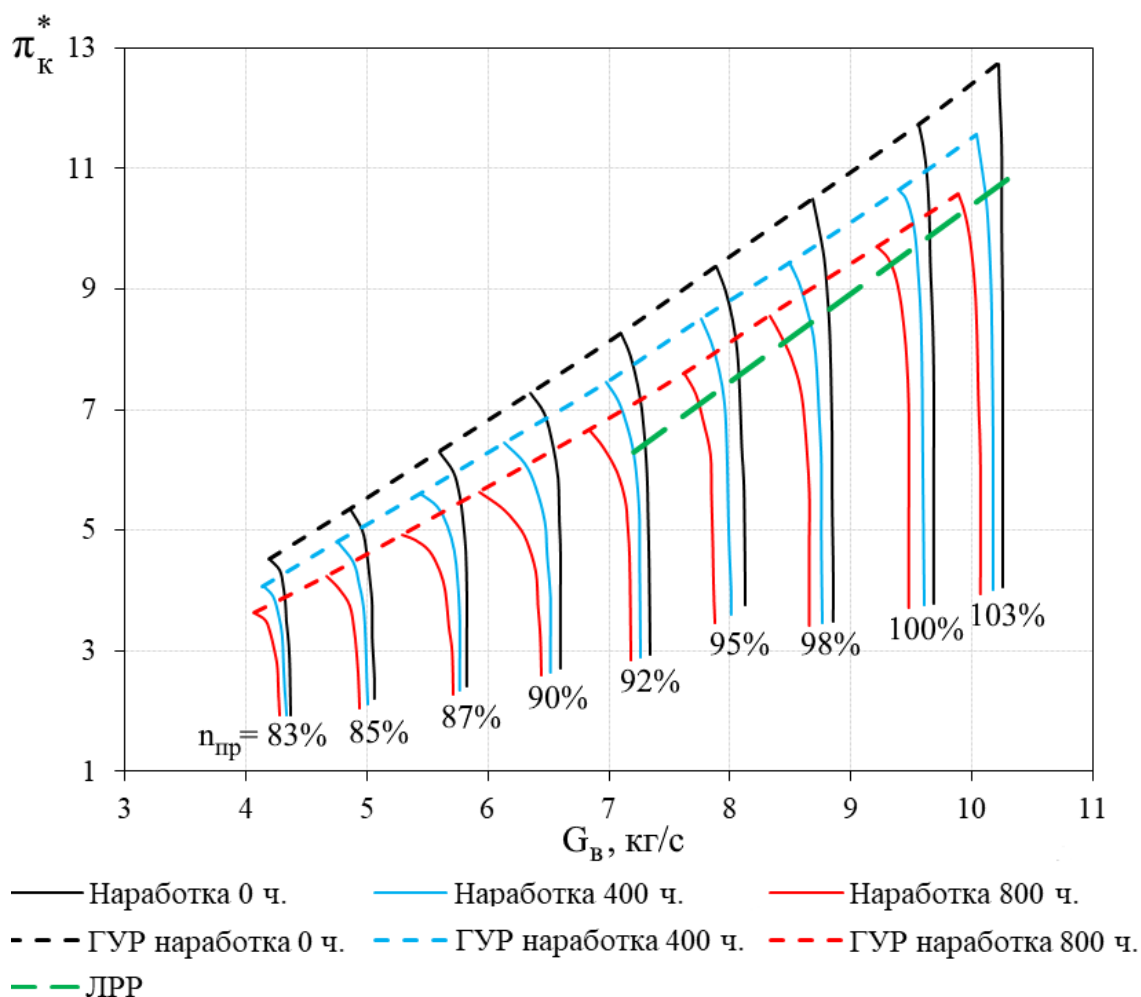


Рисунок 1.6 – Зависимость напорной характеристики компрессора от времени наработки в условиях запыленной атмосферы [37]

В работе [37] также расчетным способом показано, что при равномерном износе профиля рабочих лопаток первой ступени уменьшается на треть запас газодинамической устойчивости КНД. Неравномерный износ также приводит к снижению запаса газодинамической устойчивости.

По данным из [10, 30, 33] эрозионный износ деталей компрессора ГТД приводит к снижению мощности двигателя и повышению расхода топлива.

Также отдельно стоит упомянуть, что предельно допустимый износ вертолетных двигателей, эксплуатируемых в запыленной атмосфере, наступает в 10 раз быстрее расчетного [38], что влечет за собой большие финансовые затраты на ремонт и эксплуатацию.

1.3 Защита компрессоров ГТД от эрозионного износа

1.3.1 Пылезащитные устройства

Один из способов защиты компрессора двигателя от попадания твердых частиц в тракт и возникновения эрозионного износа твердыми частицами – использование пылезащитных устройств. Выделяют ПЗУ трех типов: барьерного, центробежного и инерционного [39].

Барьерный фильтр имеет развитую поверхность из пористого или сетчатого материала. Он задерживает все частицы, размер которых больше размера пор или отверстий. Можно отметить основной недостаток такой конструкции: постепенно возрастающее сопротивление по мере загрязнения, а следовательно частая замена при эксплуатации.

Центробежный пылеотделитель позволяет получить высокую степень очистки воздуха от пыли и создает избыточное давление порядка 1,5 кПа, которое используется для наддува двигателя и выноса наружу частиц пыли с частью прошедшего воздуха. Такой тип ПЗУ самоочищающийся, имеет малые размеры, хорошую надежность и может быть защищен от обледенения. Однако сложен конструктивно, дорог в производстве, его масса относительно велика [18].

Инерционные пылеотделители выполняются по различным схемам [40], но во всех из них используется принцип поворота потока с отсосом сепарирующихся частиц вместе с частью воздуха. Пылеотделители такого типа самоочищающиеся, конструктивно относительно просты, могут быть защищены от обледенения. Основные их недостатки – это увеличенные размеры, дополнительное сопротивление на входе в двигатель (0,75...2 кПа), затраты мощности на отсос (10...20 % воздуха для выноса отсепарированных частиц пыли).

1.3.2 Эрозионностойкие покрытия

Второй способ защиты деталей компрессора – это нанесение защитных покрытий. Наиболее часто рассматриваются покрытия на основе нитридов, карбидов и многослойных композиций: TiN, ZrN, TiCrN, TiAlN, TiAlYN, TiZrN, CoTiC, CoTiN, TiC, MoN, TiN/CrN и др. [41-45]. При нанесении покрытий важно не только увеличить твердость материала, но и сохранить геометрию пера лопатки, уменьшить скорость истирания входных и выходных кромок.

На сегодняшний день, определение стойкости покрытий к механическому воздействию, в том числе эрозии твердыми частицами, происходит экспериментальным образом, так в работе [44] приведены сравнительные стендовые испытания двигателя ТВЗ-117ВМА с компрессором, укомплектованным рабочими лопатками с 15 различными вариантами покрытий и лопаткой без покрытия (таблица 1.2). Результаты испытаний рабочих лопаток 6 ступни приведены на рисунке 1.7.

Таблица 1.2 – Варианты защитных покрытий [44]

№	Покрытие	№	Покрытие	№	Покрытие	№	Покрытие
1	TiCrN (№1)	5	TiAlYN	9	TiC	13	TiN - многослойное
2	CoTiC	6	TiZrN (№2)	10	MoN	14	TiZrN (№1)
3	CoTiN	7	TiN (№1)	11	TiAlN	15	TiN (C) - серийное
4	TiCrN (№2)	8	TiAlN	12	TiN (№2)	16	Без покрытия

Примечание. №1 и №2 – покрытия, нанесённые разными поставщиками.

Из приведенных значений на рисунке 1.7 можно сделать вывод, что целый ряд покрытий (CoTiC, TiCrN, TiN) повышает сопротивляемость эрозионному износу в 1,5...3,2 раза.

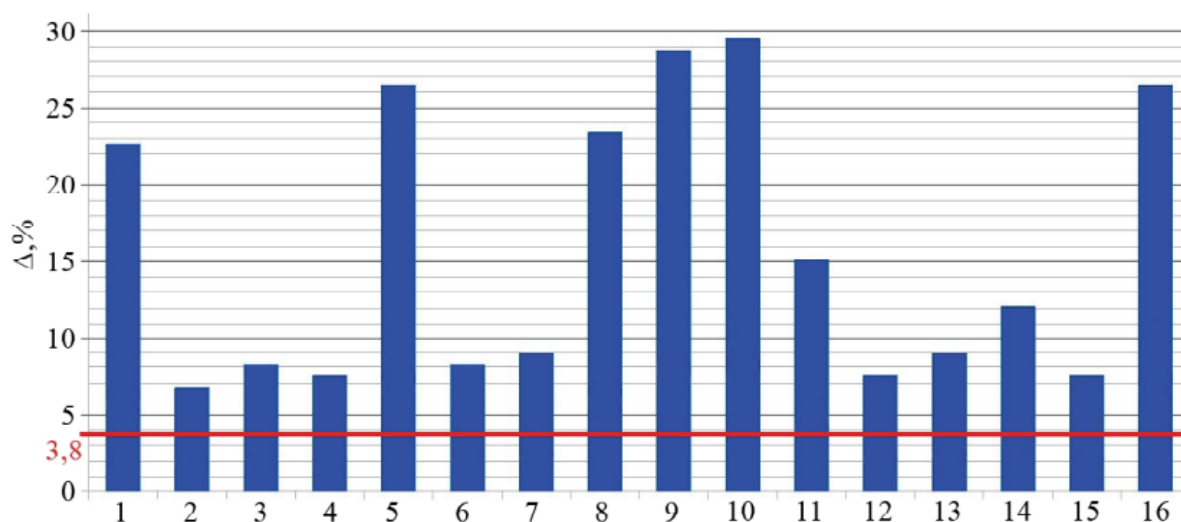


Рисунок 1.7 – Относительный эрозионный износ хорды лопаток 6 ст. в периферийном сечении (красной линией показан предельно допустимый износ)

На рисунке 1.8 показаны фотографии лопаток 6 ступени после эрозионных стендовых испытаний.

Для компрессорных лопаток также применяются тонкие твердые пленки, наносимые методами PVD (Physical Vapor Deposition – метод вакуумного напыления конденсацией из паровой (газовой) фазы). Основное преимущество такого метода – равномерное нанесение покрытия и формирование износостойкого поверхностного слоя без значительного изменения геометрии детали. Авторы [8] приводят следующие покрытия: ZrN, TiN, TiN/Ti и TiN/CrN и подчеркивают, что преимущество ZrN в том, что оно может применяться на лопатках из нержавеющей стали и титановых сплавов, а для TiN указывают хорошую эрозионную стойкость и сравнительно низкую стоимость, но приводят следующие недостатки: низкая эффективность при нормальных углах удара, высокие внутренние напряжения и проблемы коррозионной стойкости на стальных поверхностях.

В работах [42-46] приводится информация о том, что эффективность покрытия определяется не только химическим составом, но и толщиной, микроструктурой, адгезией, остаточными напряжениями и технологией нанесения, а высокая твердость не гарантирует высокую эрозионную стойкость.

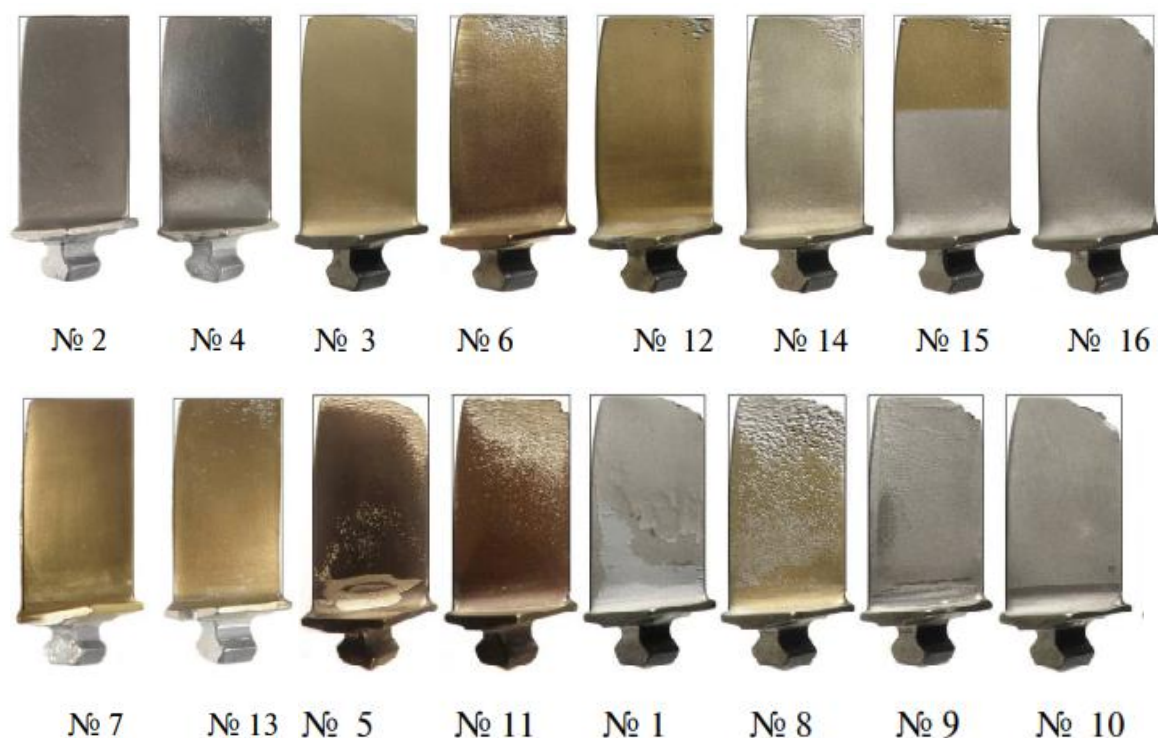


Рисунок 1.8 – Фотографии лопаток 6 ступени с различными вариантами покрытий после стендовых испытаний на эрозионный износ [5].

Одно из основных современных направлений в нанесении покрытий на детали ГТД – это переход от однослойных покрытий к многослойным, где используется принцип чередования твердых керамических и пластичных металлических слоев (обычно сходных по химическому составу с подложкой). Твердый слой обеспечивает сопротивление микрорезанию и ударному внедрению частиц, а более пластичный или металлический слой снижает риск хрупкого растрескивания, перераспределяет напряжения и препятствует быстрому отслоению покрытия. Увеличение числа слоев не всегда приводит к увеличению стойкости покрытия, при этом правильный подбор свойств на границе между слоями, отсутствие дефектов при нанесении, согласование твердости и модуля упругости между слоями, а также прочности адгезии с подложкой значительно влияют на работоспособность и эрозионную стойкость многослойных покрытий [8, 44-49].

В некоторых работах отмечается положительное влияние пластической деформации поверхностного слоя детали на эрозионную стойкость [50, 51]. В исследованиях [52] указывается, что повышение микротвердости и наведение остаточных напряжений с помощью метода дробеструйной обработки с последующим полированием поверхности для уменьшения шероховатости положительно влияет на уменьшение эрозии твердыми частицами как при малых, так и при больших углах воздействия. В работе [53] подтверждается повышение сопротивления эрозионному изнашиванию при внесении остаточных напряжений в поверхностный слой на примере титанового сплава, обработанного струйно-абразивным методом.

Один из современных подходов описан в исследованиях [54], где авторы использовали комбинацию деформационного упрочнения титанового сплава и последующего нанесения защитного градиентного покрытия TiZrN, что позволило одновременно повысить сопротивление эрозионному разрушению твердыми частицами и увеличить сопротивление усталостному разрушению. В данной работе деформационное упрочнение поверхности рассматривается не только как способ улучшения эрозионной стойкости, но и как способ подготовки подложки перед нанесением покрытия с помощью изменения напряженно-деформированного состояния поверхности и улучшения адгезии покрытия, что также подтверждается в исследованиях [55], где рассматривалось нанесение покрытия TiZrN/TiZr на предварительно обработанный титановый сплав методом ультразвукового поверхностного пластического деформирования.

Однако публикаций по влиянию напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя и комбинированного применения предварительного пластического деформирования с последующим нанесением покрытий мало, эта область мало изучена и требует дополнительных исследований.

1.4 Модели прогнозирования эрозии твердыми частицами

На сегодняшний день существует несколько распространённых полуэмпирических моделей эрозии твердыми частицами. В большинстве из них эрозионный износ твердыми частицами описывается как потеря массы или объема материала при ударе частиц о поверхность. Базовыми параметрами выступают скорость удара частицы V , угол удара α , массовый расход или масса частиц m_p , диаметр частиц d_p , твердость и пластические свойства материала мишени, а также функция зависимости $f(\alpha)$ от угла воздействия [56].

Наиболее распространенная инженерная форма записи эрозионной модели имеет вид (формула 1.1):

$$E = KV^n f(\alpha), \quad (1.1)$$

где

E – эрозионный износ или относительная скорость удаления материала;

K – эмпирический коэффициент, зависящий от материала и частиц;

V – скорость удара частицы;

n – показатель степени при скорости;

$f(\alpha)$ – функция угла удара.

Finnie

Одной из первых моделей эрозии твердыми частицами стала модель Finnie, предложенная в 1960 г. [57]. Основная идея модели состоит в том, что частица, ударяясь о поверхность под малым или средним углом, действует подобно режущему инструменту и удаляет часть материала. В обобщенном виде модель Finnie имеет тот же вид, что и формула 1.1.

Для пластичных материалов функция угла воздействия является кусочно-заданной и имеет вид (формула 1.2):

$$f(\alpha) = \begin{cases} \sin(2\alpha) - 3\sin^2 \alpha, & \alpha < 18,5^\circ \\ \frac{1}{3}\cos^2 \alpha, & 18,5^\circ < \alpha < 90^\circ \end{cases} \quad (1.2)$$

Эта модель хорошо подходит для описания износа пластичных материалов при малых углах удара, когда тангенциальная составляющая скорости частицы играет основную роль. Однако ее существенный недостаток состоит в том, что она плохо описывает эрозию при нормальном ударе и разрушение хрупких материалов, поскольку в этих случаях основной механизм не резание, а деформационное разрушение, растрескивание или скалывание [58].

Bitter

Следующей моделью, предложенной в 1963 г., стала модель Bitter [58, 59]. В ней эрозионный износ рассматривается как сумма двух составляющих: механизма усталостного (деформационного) разрушения и механизма резания. В этом подходе общий износ записывается в виде (формула 1.3):

$$E = E_D + E_C, \quad (1.3)$$

где E_D – деформационная составляющая, возникающая при нормальном ударе частицы, E_C – составляющая резания при тангенциальном движении частицы. Для деформационной составляющей используется зависимость от нормальной составляющей скорости (формула 1.4):

$$E_D = \frac{1}{2} \frac{M (V_p \sin \alpha - V_0)^2}{\varepsilon}, \quad (1.4)$$

где

M – масса ударяющих частиц;

V_p – скорость частицы до столкновения;

V_0 – нормальная компонента скорости, ниже которой не происходит эрозионного износа за счет деформации;

ε – энергия, необходимая для удаления единицы объема материала при деформационном и усталостном разрушении.

Составляющая резания, связывается с тангенциальной составляющей скорости и имеет две формы (формулы 1.5 и 1.6):

$$E_{c1} = \frac{1}{2} \frac{MV_p (V_p \sin \alpha - V_0)^2}{(V_p \sin \alpha)^{\frac{1}{2}}} \left(V_p \cos \alpha - \frac{C (V_p \sin \alpha - V_0)^2}{(V_p \sin \alpha)^{\frac{1}{2}}} \varphi \right), \alpha \leq \alpha_0, \quad (1.5)$$

$$E_{c2} = \frac{1}{2} \frac{M \left(V_p^2 \cos^2 \alpha - K_1 (V_p \sin \alpha - V_0)^{\frac{3}{2}} \right)}{\varphi}, \quad (1.6)$$

где

φ – энергия, необходимая для уноса единицы объема материала при износе резанием;

α_0 – угол, при котором тангенциальная составляющая скорости становится равной нулю при отскоке частицы от поверхности;

остальное – константы, зависящие от пары материал/частицы.

Недостатком модели является большое число эмпирических параметров, которые необходимо определять экспериментально для конкретной пары частица / материал, при этом она является более общей, поскольку учитывает не только микрорезание, но и повреждение от нормального удара частицами.

Neilson-Gilchrist

Развитие модели Bitter было предложено Neilson и Gilchrist [60]. Модель также основана на разделении эрозии на составляющие резания и усталости, но она имеет упрощенный вид и удобна для инженерного применения. Вид уравнений, которые описывает эрозионный износ от резания (формула 1.7) и усталостно-деформационного разрушения (формула 1.8) представлен ниже:

$$E_C = \frac{1}{2} \frac{MV_p^2 \cos^2(\alpha) \sin(\alpha n)}{\varphi} + \frac{1}{2} \frac{M (V_p \sin \alpha - V_0)^2}{\varepsilon}, \quad \alpha \leq \alpha_0 \quad (1.7)$$

$$E_D = \frac{1}{2} \frac{MV_p^2 \cos^2 \alpha}{\varphi} + \frac{1}{2} \frac{M(V_p \sin \alpha - V_n)^2}{\varepsilon}, \quad \alpha \geq \alpha_0 \quad (1.8)$$

Как и предыдущие модели, она требует экспериментальной калибровки и не является универсальной для всех материалов и условий.

Grant–Tabakoff

Для прогнозирования эрозии в турбомашинах, была специально разработана модель Grant–Tabakoff [61]. В своей работе они указали, что при эрозии в лопаточных машинах важно учитывать углы отражения частиц, повторные удары, а также необходим коэффициент, учитывающий изменение угла отражения частицы из-за деформации поверхности.

Общий вид модели имеет представлен следующим образом (формула 1.9):

$$E = k_1 f(\alpha) V_p^2 \cos^2 \alpha [1 - R_T^2] + f(V_{PN}), \quad (1.9)$$

где

$$f(\alpha) = \left[1 + k_2 k_{12} \sin \left(\alpha \frac{\pi/2}{\alpha_0} \right) \right]^2$$

$$R_T = 1 - k_4 V_p \sin \alpha$$

$$f(V_{PN}) = k_3 (V_p \sin \alpha)^4$$

$$k_2 = \begin{cases} 1, & \alpha \leq 2\alpha_0 \\ 0, & \alpha > 2\alpha_0 \end{cases}$$

В уравнениях выше R_T – коэффициент восстановления, который учитывает изменения угла отражения частиц после удара о поверхность, остальные коэффициенты, зависящие от пары материал/ частица.

Модель Grant–Tabakoff учитывает отскок частиц, что особенно важно для лопаточных машин, где вторичные удары могут заметно влиять на распределение износа [60-62]. Недостатком является необходимость задания коэффициентов отскока и эмпирических параметров материала.

Oka–Okamura–Yoshida

Одной из распространённых инженерных моделей является модель Ока–Okamura–Yoshida, или часто встречающееся сокращенное название Ока [63, 64]. В этой модели авторы увязывают эрозионный износ с твёрдостью и механическими свойствами материала. Общий вид модели, следующий (формула 1.10):

$$E(\alpha) = g(\alpha) E_{90}, \quad (1.10)$$

где

$E(\alpha)$ – эрозионный износ при угле удара α ;

E_{90} – эрозия при нормальном ударе, рассчитывается по формуле 1.11;

$g(\alpha)$ – функция зависимости от угла столкновения, которая рассчитывается по формуле 1.12.

$$E_{90} = K (Hv)^{k_1} \left(\frac{V_p}{V'} \right)^{k_2} \left(\frac{D_p}{D'} \right)^{k_3}, \quad (1.11)$$

$$g(\alpha) = (\sin \alpha)^{n_1} (1 + Hv(1 - \sin \alpha))^{n_2}. \quad (1.12)$$

Коэффициенты, в формулах 1.11 и 1.12 рассчитываются следующим образом (формулы 1.13-1.15):

$$n_1 = s_1 (Hv)^{q_1}, \quad (1.13)$$

$$n_2 = s_2 (Hv)^{q_2}, \quad (1.14)$$

$$k_2 = 2,3 (Hv)^{0,038}, \quad (1.15)$$

где

Hv – твердость по Виккерсу материала мишени;

V_p, V' – скорость частиц и опорная скорость, являющиеся константой;

D_p, D' – диаметр частиц и опорный диаметр, являющиеся константой;

$k_1, k_3, s_1, s_2, q_1, q_2$ – константы модели, зависящие от пары материал / частицы.

Преимущество модели Ока заключается в том, что она учитывает не только угол и скорость удара, но и твердость материала, а также размер частиц. Это делает ее удобной для сравнения эрозии различных материалов и оценки влияния параметров потока [63]. Однако твердость не всегда полностью определяет эрозионную стойкость, особенно для материалов с разной микроструктурой, покрытий, упрочненных поверхностных слоев [64]. Недостатком модели является большое количество констант, для нахождения значений которых, необходимо провести экспериментальные исследование эрозии пары материал/частицы перед использованием модели.

Энергетическая модель эрозии

Отечественным исследователем Клейсом И.Р. в соавторстве с Beckmann G. и Gotzmann J. была разработана теоретическая модель эрозионного износа на предположении, что для удаления части материала с поверхности металла (пластичного материала) необходимо передать поверхности определенное количество энергии, которое требуется для сдвиговой деформации на поверхности [65].

В данной модели введены несколько допущений:

1. Твердые частицы, вызывающие эрозию, однородны и упруго деформируемы, имеют радиус R и плотность ρ_2 ;
2. Скорость частиц непосредственно перед ударом v_0 постоянна, а угол между вектором скорости и изнашиваемой поверхностью равен α ; частицы не обладают вращательной энергией.

Кроме того, твердость частиц H_2 должна как минимум в 1,6 раза превышать твердость материала H_1 . Скорость износа целевого материала E может быть выражена следующим образом (формула 1.16):

$$E = \frac{3}{4\pi\rho_2} \frac{\tau_0}{e_s} (J_I + J_{II}), \quad (1.16)$$

где

$$J_I = \left(\frac{5}{3} + \pi\right) \sqrt{2} \left(\frac{h_p}{R}\right)^{0.5} \frac{2\rho_2}{3H_1} v_0^2 \cos^2 \alpha = 6.81 \left(\frac{h_p}{R}\right)^{0.5} \frac{2\rho_2}{3H_1} v_0^2 \cos^2 \alpha, \quad (1.17)$$

$$J_{II} = 0.85 \left(\frac{h_p}{R}\right)^2, \quad (1.18)$$

J_I – компонент доли износа от тангенциальной составляющей скорости;

J_{II} – компонент доли износа от нормальной составляющей скорости;

h_p – глубина вдавливания, от одной частицы;

τ_0 / e_s – безразмерное отношение, где числитель – это касательные напряжения в изнашиваемом материале, вычисляется по формуле 1.19:

$$\tau_0 = \frac{1}{3} L \rho_1 \ln \left(\frac{T_m}{T} \right), \quad (1.19)$$

где

L – удельная теплота плавления материала;

T_m – температура плавления материала, К;

T – температура окружающей среды, К;

e_s – удельная плотность энергии сдвига.

Параметр глубины ударного кратера (h_p) рассчитывается с использованием следующего соотношения (формула 1.20):

$$h_p = R \sqrt{\frac{2\rho_2}{3H_1} \left[v_0^2 \sin^2 \alpha - \frac{4E'}{5\pi\rho_2} \left(\frac{H_1}{E'} \right)^5 \right]}, \quad (1.20)$$

где приведенный модуль упругости равен

$$E' = \left[\frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \right]^{-1}. \quad (1.21)$$

E_1 и E_2 – модули Юнга изнашиваемого материала и абразивной частицы, μ_1 и μ_2 – коэффициенты Пуассона для тех же материалов.

По сведениям авторов теории сравнение расчетных и экспериментальных данных по ограниченному числу материалов, показало удовлетворительные результаты при скоростях удара 40–80 м/с [65].

1.5 Особенности моделирования эрозионного износа средствами вычислительной газодинамики

При исследовании эрозионного износа твердыми частицами в газовом потоке наиболее часто используется метод CFD (вычислительной гидрогазодинамики) и эмпирические модели эрозии, в которых скорость эрозии является функцией угла столкновения частицы с исследуемой поверхностью, ее скорости и массы. Для расчёта двухфазных течений используется совмещённый Эйлер – Лагранжев подход, где газ рассматривается в Эйлеровой постановке и для него решается система уравнений Навье – Стокса, частицы рассматриваются как материальные точки в Лагранжевой постановке, их перемещение в потоке описывается уравнениями движения, получаемыми из уравнения равновесия сил, действующих на отдельную частицу [56].

Прогнозирование эрозионного износа с помощью метода CFD обычно происходит следующим образом: расчет несущего потока (в Эйлеровой постановке), расчет траекторий частиц (в Лагранжевой постановке), определение параметров удара (угол, скорость), применение модели отскока и расчет локальной скорости эрозии [66–68].

При расчете несущей фазы – потока газа – вычисляются поля скорости, давления и турбулентности. В качестве моделей турбулентности обычно используются RANS-модели (осредненные по Рейнольдсу), например k – ϵ или k – ω SST. Для частиц особенно важно корректно разрешать пристеночную область: стандартные функции стенки могут исказить траектории и скорость частиц и приводить к завышению расчетной эрозии [69, 70].

Затем происходит расчет движения частиц в потоке с учетом воздействия на неё аэродинамического сопротивления, инерции, гравитации и других сил [67, 69]. Для потоков с малым содержанием твердой фазы часто используется «one-way coupling» подход, где только поток воздействует на частицы, а при большом содержании твердой фазы используется подход «fully coupled», где поток воздействует на частицы и частицы возмущают газовую фазу [68, 71].

Расчёт эрозии происходит после вычисления параметров взаимодействия частиц со стенкой: скорости и угла воздействия, массы и диаметра частицы, в некоторых случаях формы частицы. Перечисленные параметры передаются в эмпирическую эрозионную модель (Finnie, Grant–Tabakoff) и вычисляется плотность эрозионного износа по поверхности стенки.

При моделировании течений в компрессорах ГТД чаще всего применяют RANS-модели турбулентности, прежде всего двухпараметрические SST $k-\omega$, standard $k-\omega$ и семейство $k-\epsilon$: standard и RNG [72, 73]. Для компрессорных ступеней наиболее типичным выбором считается SST $k-\omega$, так как она сочетает преимущества $k-\omega$ в пристеночной области и $k-\epsilon$ вдали от стенки, лучше описывает течение при большом градиенте давления, отрыв и течение в межлопаточных каналах [73, 74].

Модели $k-\epsilon$ и RNG $k-\epsilon$, применяют для предварительных, параметрических и менее требовательных расчетов, когда важны устойчивость и умеренная вычислительная стоимость [73]. Однако для течений в компрессорах с сильной кривизной линий тока, вращением, вторичными течениями, отрывом и скачками уплотнения они обычно уступают SST $k-\omega$ по точности [73-75].

В работе по численному исследованию влияния модели турбулентности на эрозионный износ титанового сплава [76] авторы отмечают, что расчётная скорость износа слабо зависит от выбранной модели турбулентности, при это существенно зависит от применяемой модели эрозии, а также ее настроечных коэффициентов.

Серия работ авторов [77-79] посвящена моделированию эрозии твердыми частицами компрессорных лопаток турбовальных двигателей с учетом входных

возмущений потока. В исследованиях сравнивались предсказания по модели эрозии Finnie и Grant-Tabakoff с данными стендовых испытаний титановых сплавов. Для обеих моделей была получена удовлетворительная картина совпадения прогноза с экспериментом.

Для расчетов многоступенчатых компрессоров важно учитывать движение частиц через несколько рядов лопаточных венцов, отскоки и переотражение частиц от стенок [80]. Для центробежных компрессоров характерны дополнительные сложности: сильное влияние центробежных и кориолисовых сил, сложная кривизна канала и неоднородные траектории частиц [81].

Современное направление – динамическое изменение расчетной сетки вследствие эрозии. Обычно в CFD-расчетах строится карта мгновенной эрозии на неизменной поверхности, но в реальности эрозия изменяет форму входной кромки, шероховатость и профиль, а это меняет последующие траектории частиц. Так, в работе [82] используется динамическая расчётная сетка и новый метод перестроения сетки чтобы учесть влияние изменения геометрии лопаточного венца на поток и траектории частиц, авторам удалось добиться стабильности расчета и избежать пересечения сеточных узлов при перестроении сетки и ячеек нулевых объемов.

1.6 Особенности моделирования эрозионного износа на основе метода конечных элементов в явной динамической постановке

Эрозия твердыми частицами также может рассматриваться как высокоскоростное ударное взаимодействие частицы с поверхностью, при котором в материале мишени возникают большие локальные деформации, высокие скорости деформации, контактные напряжения [83, 84]. Для этого используется методы явной динамики, поскольку позволяет рассчитывать кратковременный удар, распространение волн напряжений, упруго-пластичное поведение материала,

повреждение, разрушение и удаление элементов при больших деформациях и температурах [85,86].

Один из базовых подходов к моделированию эрозии заключается в построении сеточной конечно-элементной модели частицы и мишени (метод конечно-элементного анализа FEA). Частица задается как жесткое, деформируемое или хрупкое тело, а материал мишени описывается моделями, которые учитывают упруго-пластичное поведение, деформационное упрочнение, температурного влияния и используют различные критерии разрушения [83, 87,88].

Коллективом авторов в работе [83] было проведено сравнение расчета эрозии мишени из материала Ti6Al4V (зарубежный аналог титанового сплава ВТ6) в трехмерной постановке, в модели использовалось множественное воздействие частиц на поверхность. Для описания материала использовалась модель Джонсона–Кука, а результаты сравнивались с экспериментальными и аналитическими моделями Finnie, Bitter и Hashish [57-59, 83].

Одним из выводов в работе указывается то, что одиночный удар частицы не всегда достаточен для устойчивого прогноза скорости эрозии: расчетная скорость эрозии стабилизировалась только после учета нескольких последовательных ударов частиц [85]. Следовательно, модели одиночного удара полезны для анализа механизма повреждения и параметрической чувствительности, но для количественного прогноза износа необходимо учитывать множественные удары или использовать переходные полуэмпирические модели [83, 88].

Проводились расчетные и экспериментальные исследования эрозионного сплава ВТ6 [89]. Экспериментальное исследование сплава показало, что поверхность ВТ6 может иметь различное сопротивление износу при воздействии высокоскоростным потоком частиц, которые производят короткие удары при времени воздействия < 1 мкс. Также авторы вывели нескольких критериев, на основе экспериментов, которые необходимы для предсказания динамических прочностных свойств материала

В работе [90] было приведено исследование лучших конфигураций титано-никелевых покрытий сплава Ti6Al4V. Для описания материала использовалась модель Джонсона–Кука и уравнение состояния Мю-Грюнейзена. Работа модели была верифицирована для сплава ВТ6, находящегося под воздействием частиц диаметром около 100 мкм, скорости 10–25 м/с, углов падения 25°–90°. Результаты показывают хорошее совпадение расчета и эксперимента.

Для хрупких материалов примером применения такого метода является работа по эрозии высокопрочных огнеупорных материалов частицами SiC [91]. Авторы применили модель Johnson–Holmquist ceramic для описания высокопрочного материала, варьировали углы удара от 15° до 90° и сопоставляли расчетные результаты с экспериментальной скоростью эрозии. Расчетная и экспериментальные зависимости хорошо согласовывались, максимальная эрозия наблюдалась при угле 90°, что соответствует типичному поведению хрупких материалов [91].

Главным ограничением такого подхода является высокая вычислительная стоимость. Моделирование воздействия большого числа частиц требует малых временных шагов, приемлемого размера сетки в зоне удара и большого числа контактных взаимодействий [82, 85–87]. Поэтому в расчетах часто применяются масштабирование геометрии, сокращение числа частиц, моделирование представительного одиночного удара или переход к полуэмпирическим зависимостям [71, 88, 92].

1.7 Моделирование эрозионного износа твердыми частицами

В современных исследованиях эрозионного износа элементов газотурбинных двигателей можно выделить два основных подхода к моделированию. Первый – это расчёт течения и движения твёрдых частиц в проточной части двигателя методами CFD. В таких постановках основное внимание уделяется определению траекторий

частиц, скоростей и углов их соударения с поверхностью лопаток, а интенсивность износа чаще всего определяется по полуэмпирическим моделям эрозии. Второй – применение методов конечных элементов в явной динамике, SPH и других методов, основанных на механике деформируемого твёрдого тела, позволяющих напрямую рассчитывать контакт частицы с материалом, пластическую деформацию, разрушение, образование кратера и потерю массы [56].

Моделированию эрозии твердыми частицами в компрессорах ГТД в газодинамической постановке посвящено множество работ отечественных [22,93-100] и зарубежных авторов [77-79, 81, 101-112]. В основном все работы можно классифицировать следующим образом:

1. Моделирование рабочего процесса и расчет траекторий частиц в проточной части отдельных ступеней и компрессоров в целом. Такая постановка позволяет определять скорости и углы воздействия частиц на материал деталей, прогнозировать места соударения частиц с лопатками и на основе этого получать зоны наиболее подверженные эрозионному износу. В таком подходе эрозия поверхностей считается с помощью полуэмпирических моделей (Finnie, Neilson-Gilchrist, Grant-Tabakoff и др.) [22, 56, 61, 77-79, 81, 95, 99, 101, 103-106, 110-112];

2. Моделирование рабочего процесса отдельных ступеней и компрессоров в целом с учетом изменения геометрии лопаток вследствие эрозионного воздействия, где задается изменение входной и выходных кромок, увеличение радиального зазора и пр. Постановка расчетного исследования в таком виде позволяет оценить как меняется рабочий процесс в лопаточной машине: изменения степени повышения давления, КПД, напорной характеристики и запаса газодинамической устойчивости [93, 94, 96, 97, 99, 109]

3. Комбинированный способ моделирования: рассчитывается течение в тракте компрессора с номинальной геометрией и движение частиц, по полуэмпирическим моделям определяются зоны эрозии, по полученным данным перестраивается

проточная часть и исследуется изменение рабочего процесса в лопаточной машине [102, 107, 108].

Моделированию износа твердыми частицами методом конечно-элементного анализа в явной динамической постановке также посвящены работы отечественных [56, 89, 113, 114] и зарубежных авторов [83, 90, 115-125].

Данные работы можно классифицировать по нескольким различным показателям. Например, по количеству сеточных моделей частиц и области их воздействия на материал мишени в расчете:

1. Воздействие одной частицы [83, 116, 118, 120, 125], постановка позволяет изучить локальный механизм взаимодействия одной частицы с поверхностью: образование кратера, пластическое вытеснение материала, срез, зарождение трещин, остаточные деформации.

2. Многократные последовательные удары в одну область [113, 115, 121, 122], основная цель такой постановки – изучение накопления повреждений в материале после нескольких последовательных ударов частиц.

3. Многократные удары по представительной области [90, 124, 125], такая постановка позволяет провести статистическую оценку скорости эрозионного износа после многократного воздействия частиц на некоторый представительный объем материала.

Также возможно ввести классификацию работ в явной динамической постановке по материалу мишени:

1. Пластичные материалы: алюминиевые сплавы [113, 114, 125], титановые сплавы [56, 89, 90, 124], сталь [119], медь [125], пластичный материал без привязки к конкретному сплаву [83, 118, 121, 122];

2. Хрупкие материалы: оксидная алюминиевая пленка [116], керметное покрытие [121], компоненты покрытий [90];

3. Покрытия и многослойные системы: Ni–WC композиционный материал / покрытие [119], Многослойное износостойкое покрытие на Ti–6Al–4V [123].

Таким образом, моделирование эрозионного износа осуществляется в два подхода: на макроуровне и на микроуровне. Макроуровень подразумевает использование интегральных параметров системы в качестве начальных и граничных условий (например, для ГТД это расход воздуха, полное давление и т.д.) и получение картины эрозии с помощью полуэмпирических моделей. Микроуровень же позволяет напрямую рассчитать скорость эрозионного износа с использованием физико-механических свойств взаимодействующих материалов и начальных условий: скоростей, углов и температур.

При этом выбор конкретной модели эрозии, при использовании газодинамического подхода, накладывает ограничения на вычислительное исследование, например, невозможность учесть упрочнение поверхностного слоя материала или наличие покрытия, принципиально невозможно оценить износ для конкретной пары частица/материал ввиду отсутствия необходимой полуэмпирической модели, также зачастую вводится допущение, что частицы представляют собой сферы с неизменной геометрией. Численное исследование методом конечных-элементов в явной динамике позволяет обойти эти ограничения накладываемые эмпирическими моделями эрозии, так как взаимодействие частица/материал задается напрямую с использованием моделей для обоих материалов.

Однако для определения начальных условий для проведения такого исследования необходимо из интегральных параметров системы выделить конкретные значения, при которых происходит взаимодействие частица/материал. Для этого необходимо объединить два подхода к моделированию в общую методику: Газодинамическое исследование + МКЭ в явной постановке с валидацией на основе эксперимента. С помощью газодинамики на основе геометрии и интегральных параметров системы получить статистические распределения скоростей и углов взаимодействия частиц с поверхности материала, температуры, при которой происходит процесс эрозии, а также зон, наиболее подверженных износу. Данные из

газодинамического исследования использовать в качестве начальных условий в исследование в явной динамике, откуда получить значения скорости эрозионного износа на основании расчета прямого взаимодействия частиц с материалом. Также необходимо провести валидацию численной модели на основании экспериментальных исследований, чтобы с помощью численного эксперимента получать реальные значения износа.

Несмотря на большое количество работ, посвящённых эрозионному износу твердыми частицами как в газодинамической, так и в явной динамической постановке, связанной инженерной методики моделирования с переходом от общих параметров системы к значениям эрозионного износа на данном этапе не представлено. При этом, с помощью такой методики моделирования возможно связать между собой условия эксплуатации ГТД с эрозионной стойкостью деталей тракта компрессора. Подобная инженерная методика позволит на ограниченном числе вычислительных ресурсов без натурных испытаний оценивать способы защиты лопаток от воздействия частиц с помощью валидированного численного эксперимента при создании и проектировании новых компрессоров или модернизации существующих.

1.8 Выводы по главе 1

1. Эксплуатация газотурбинных двигателей в условиях запыленной атмосферы приводит к возникновению эрозионного износа твердыми частицами деталей тракта компрессора: лопаток рабочих колес и направляющих аппаратов, элементов лабиринтных уплотнений и деталей, формирующих радиальный зазор, что приводит к ухудшению рабочих характеристик двигателя в целом или к досрочному снятию с эксплуатации.

2. В зависимости от ступени компрессора меняется характерная картина эрозионного износа лопаток: для первых ступеней компрессора уменьшение хорды

профиля происходит по всей высоте пера рабочей лопатки, а на последующих ступенях, в основном, в периферийной части пера лопатки, с 50% её высоты, вследствие сепарации частиц и их концентрации в периферийной части тракта. Для лопаток направляющих аппаратов эрозионный износ наблюдается, в большинстве случаев, на периферии пера.

3. Эрозия вызывает рост потерь ступени в целом, уменьшает угол поворота потока, снижает степень повышения полного и статического давления, приводит к падению КПД и изменению расходной характеристики, уменьшает запас газодинамической устойчивости, приводит к увеличению частоты возникновения вращающегося срыва и помпажа.

4. Основные подходы по защите компрессоров ГТД от эрозии – это снижение концентрации частиц на входе в двигатель и модификация поверхностного слоя деталей компрессора. Обычно они применяются одновременно: на двигатель устанавливается ПЗУ (пылезащитное устройство), а на лопатки наносятся эрозионностойкие защитные покрытия: однослойные TiN, ZrN, TiCrN, TiAlN или многослойные типа TiN/CrN.

5. Существует большое количество эмпирических моделей эрозии пластичных материалов, основанных на экспериментальных данных, при этом универсальных моделей не существует. Чем более физически обоснована модель и чем точнее описывает эрозионный износ, тем больше калибровочных коэффициентов она содержит, и требует валидации на большем количестве экспериментальных данных. Наиболее часто используемой в инженерных задачах при описании эрозии с условиями близкими к условиям компрессоров ГТД является модель Grant-Tabakoff, хорошо согласующаяся с экспериментальными данными и содержащая небольшое количество настроечных коэффициентов.

6. Исследования воздействия частиц в газовом потоке производят с помощью связки метода вычислительной газодинамики (CFD) и эмпирической модели эрозии. Несущая фаза рассматривается в Эйлеровой постановке, твёрдые частицы в

Лагранжевой. Применительно к ГТД, такой подход позволяет увязать параметры, например, компрессора: расход, полное давление, температуру газа с эрозионным износом деталей тракта компрессора, получить зоны износа и оценить скорость эрозии. Также вычислительная газодинамика позволяет оценить последствия эрозионного износа лопаток компрессора на его работу и работу двигателя в целом: влияние на КПД, напорную характеристику, мощность и т.д.

7. Исследование воздействия частиц непосредственно на поверхность детали возможно производить методом конечных элементов в явной динамической постановке, где напрямую моделируется взаимодействие сеточных моделей частицы и материала. Модели материалов описываются эмпирическими или полуэмпирическими моделями для пластичных и хрупких материалов, частицы – идеально жесткие или упругие. Такой подход может спрогнозировать напрямую скорость эрозии от угла и скорости воздействия частиц, температуры, размеров и формы частиц.

8. На данном этапе не представлено связной инженерной методики моделирования эрозионного износа, которая позволила бы использовать условия эксплуатации ГТД как начальные и граничные условия для прогнозирования эрозионной стойкости деталей тракта компрессора на этапе его проектирования или модернизации, оценивать способы защиты лопаток от воздействия частиц с помощью валидированного численного эксперимента без натурных испытаний. Подобная методика, основанная на связке CFD и FEA, валидированная на экспериментальных данных поможет учесть при проектировании компрессоров или их модернизации зоны деталей наиболее подверженные износу, а затем локально повысить сопротивление эрозионному износу с помощью модификации поверхностного слоя в том числе вместе со стандартными способами защиты: использованием ПЗУ и нанесением серийных покрытий на поверхности деталей.

ГЛАВА 2. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЭРОЗИИ В УСЛОВИЯХ КОМПРЕССОРА ГТД

Можно выделить два подхода к численному моделированию эрозионного износа: на макроуровне - газодинамический конечно-элементный анализ и на микроуровне - конечно-элементный анализ в явной динамической постановке.

Первый подход подразумевает получение полей распределения давлений, скоростей и температур в тракте модельного компрессора и расчет траекторий движения твердых частиц, что позволяет получать зоны деталей компрессора, подверженных эрозионному износу, а также скорости и углы воздействия частиц на поверхности деталей и температуры, при которых происходит процесс износа.

Второй подход позволяет перейти к моделированию непосредственного взаимодействия частиц и тел, моделирующих детали компрессора, на основе скоростей, углов и температур, полученных на макроуровне численного исследования, результатом будут расчетные зависимости удельного эрозионного износа от углов, скоростей и температур, при которых происходит взаимодействие частиц и поверхностей деталей.

2.1 Газодинамический конечно-элементный анализ

В рамках данного подхода при моделировании процесса эрозионного износа в условиях компрессора ГТД рассматривается движение твердых частиц в газовом потоке внутри тракта и их воздействие на поверхности деталей.

2.1.1 Основные уравнения

Уравнения сохранения массы, импульса и энергии

При исследовании течения в тракте компрессора использовалась система уравнений, осреднённых по Рейнольдсу. Такая форма является результатом осреднения исходных нестационарных уравнений Навье-Стокса с помощью введения осреднённых и пульсационных величин.

Например, скорость U_i можно разделить на осредненную составляющую, $\bar{U}_i$, и зависящую от времени составляющую, u_i (формула 2.1):

$$U_i = \bar{U}_i + u_i. \quad (2.1)$$

Осреднённая составляющая задаётся выражением (формула 2.2):

$$\bar{U}_i = \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} U_i dt, \quad (2.2)$$

где Δt – это временной масштаб, больший по сравнению с турбулентными пульсациями, но малый по сравнению с временным масштабом, на котором решаются уравнения.

Один из подходов для моделирования турбулентных течений при осреднении исходных уравнений по Рейнольдсу основан на двух следующих предположениях. В одной из гипотез предполагается, что турбулентность состоит из малых вихрей, которые непрерывно возникают и затухают, и при этом считается, что напряжения Рейнольдса пропорциональны градиентам средней скорости. Это и определяет «модель турбулентной вязкости».

Гипотеза турбулентной вязкости, предложенная Буссинеском [126-128] предполагает, что напряжения Рейнольдса могут быть связаны с градиентами средней скорости и вихревой (турбулентной) вязкостью с помощью гипотезы градиентной диффузии (формула 2.3):

$$-\overline{\rho u_i u_j} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \left(\rho \bar{k} + \mu_t \frac{\partial \bar{U}_k}{\partial x_k} \right), \quad (2.3)$$

где

ρ – плотность среды;

μ_t – это вихревая, или турбулентная, вязкость;

$\bar{k}$ – турбулентная кинетическая энергия, которая определяется по формуле 2.4:

$$\bar{k} = \frac{1}{2} \bar{u}_i^2, \quad (2.4)$$

Аналогично гипотезе вихревой вязкости существует гипотеза вихревой диффузности, которая утверждает, что поток скалярной величины линейно связан с градиентом средней скалярной величины (формула 2.5):

$$-\overline{\rho u_i \phi} = \Gamma_t \frac{\partial \Phi}{\partial x_i}, \quad (2.5)$$

где Γ_t – коэффициент вихревой диффузии, которую можно вычислить по формуле 2.6:

$$\Gamma_t = \frac{\mu_t}{Pr_t}, \quad (2.6)$$

где Pr_t – турбулентное число Прандтля.

При этих гипотезах осредненное по Рейнольдсу уравнение сохранения импульса (формула 2.7) принимает вид:

$$\frac{\partial \rho \bar{U}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{U}_i \bar{U}_j) = -\frac{\partial p'}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) \right] + S_M, \quad (2.7)$$

где S_M – сумма объёмных сил;

μ_{eff} – эффективная вязкость, определяемая как (формула 2.8);

p' – модифицированное давление, определяемое по формуле 2.9.

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t, \quad (2.8)$$

$$p' = p + \frac{2}{3}\rho\bar{k} + \frac{2}{3}\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{U}_k}{\partial x_k}. \quad (2.9)$$

Осреднённое по Рейнольдсу уравнение сохранения энергии (формула 2.10) принимает вид:

$$\frac{\partial \rho \bar{h}_{\text{tot}}}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{U}_j \bar{h}_{\text{tot}}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_j} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial \bar{h}}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\bar{U}_i \left(\bar{U}_i (\tau_{ij} - \rho \overline{u_i u_j}) \right) \right] + S_E \quad (2.10)$$

где

τ_{ij} – вязкие напряжения вследствие молекулярной вязкости (формула 2.11).

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu \delta_{ij} \frac{\partial \bar{U}_k}{\partial x_k}, \quad (2.11)$$

где:

μ – динамическая вязкость;

δ – матрица Кронекера.

В этом уравнении компонент $\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\bar{U}_i (\tau_{ij} - \rho \overline{u_i u_j}) \right]$ представляет собой работу

вязких сил.

Полная энтальпия будет вычисляться по формуле 2.12:

$$\bar{h}_{\text{tot}} = \bar{h} + \frac{1}{2} \bar{U}_i \bar{U}_i + k, \quad (2.12)$$

Уравнение неразрывности примет вид (формула 2.13):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{U}_j) = 0. \quad (2.13)$$

Уравнение состояния

Для того, чтобы замкнуть систему уравнений, необходимо дополнительно ввести уравнения состояния для плотности и энтальпии. В наиболее общем случае эти уравнения состояния имеют следующий вид (формулы 2.14-2.16)

$$\rho = \rho(p, T), \quad (2.14)$$

$$d\bar{h} = \left. \frac{\partial \bar{h}}{\partial T} \right|_p dT + \left. \frac{\partial \bar{h}}{\partial p} \right|_T dp = c_p dT + \left. \frac{\partial \bar{h}}{\partial p} \right|_T dp, \quad (2.15)$$

$$c_p = c_p(p, T). \quad (2.16)$$

В случае использования модели идеального газа уравнения плотности, статической энтальпии и удельной теплоемкости при постоянном давлении формулы 2.14-2.16 примут следующий вид (формулы 2.17-2.19 соответственно):

$$\rho = \frac{w p_{abs}}{R_0 T}, \quad (2.17)$$

$$h = c_p dT, \quad (2.18)$$

$$c_p = c_p(T), \quad (2.19)$$

где:

w – молярная масса;

p_{abs} – абсолютное давление;

R_0 – универсальная газовая постоянная.

Модель турбулентности

На сегодняшний день существует большое количество моделей турбулентности, и выбор одной из них обуславливается необходимостью решения конкретной задачи. В данном исследовании была выбрана модель Ментера $k-\omega$ SST (Shear Stress transport) [129], ввиду того, что во многих работах была доказана её эффективность при моделировании течений в трактах ГТД [130]. Модель подразумевает комбинацию двух других моделей в процессе расчета: в ядре потока используется высокорейнольдсовая модель $k-\epsilon$, а в пристеночной области низкорейнольдсовая модель $k-\omega$. Стыковочная функция вида $1-F_1$ определяет какая из моделей используется в определённом месте расчетной области, при этом в области пограничного слоя (пристеночная область) $F_1 = 1$, а вдали от стенки (ядро потока) $F_1 = 0$. Преимущества $k-\omega$ SST модели – универсальность расчета течения по всему объёму расчетной области,

Основные уравнения модели:

Уравнение турбулентной кинетической энергии (формула 2.20):

$$\frac{\partial(\rho \bar{k})}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{U}_j k)}{\partial x_j} = P_k - \beta^* \rho \bar{k} \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial \bar{k}}{\partial x_j} \right], \quad (2.20)$$

где $P_k = \tau_{ij} \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j}$

Уравнение удельной скорости диссипации (формула 2.21):

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \bar{\omega})}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{U}_j \bar{\omega})}{\partial x_j} = & \gamma \frac{\rho P_k}{\mu_t} - \beta \rho \bar{\omega}^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \bar{\omega}}{\partial x_j} \right] + \\ & + 2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial \bar{k}}{\partial x_j} \frac{\partial \bar{\omega}}{\partial x_j}, \end{aligned} \quad (2.21)$$

где

μ_t – турбулентная вязкость, которая рассчитывается по формуле 2.22:

$$\mu_t = \rho \frac{a_1 \bar{k}}{\max(a_1 \bar{\omega}, SF_2)}, \quad (2.22)$$

где $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$.

Стыковочная функция имеет следующий вид (формула 2.23):

$$\phi = F_1 \phi_1 + (1 - F_1) \phi_2, \quad (2.23)$$

где

$$F_1 = \tanh(\arg_1^4),$$

$$F_2 = \tanh(\arg_2^2),$$

$$\arg_1 \sim \min! \left[\max! \left(\frac{\sqrt{\bar{k}}}{\beta^* \bar{\omega} d}, \frac{\nu}{d^2 \bar{\omega}} \right), \frac{4\rho \sigma_{\omega 2} \bar{k}}{CD_{k\omega} d^2} \right],$$

$$CD_{k\omega} = \max! \left(2\rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\bar{\omega}} \nabla \bar{k} \cdot \nabla \bar{\omega}, 10^{-20} \right),$$

$$\arg_2 \sim \max! \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \bar{\omega} d}, \frac{500\nu}{d^2 \bar{\omega}} \right).$$

Коэффициенты входящие в уравнения имеют следующие значения:

$$\beta_1 = 0.075$$

$$\sigma_{k1} = 0.85$$

$$\sigma_{\omega 1} = 0.5$$

$$\beta_2 = 0.0828$$

$$\sigma_{k2} = 1.0$$

$$\sigma_{\omega 2} = 0.856$$

$$\beta^* = 0.09$$

$$a_1 = 0.31$$

Уравнение движения твердых частиц

Смещение частицы вычисляется с использованием явного интегрирования по Эйлеру скорости частицы на временном шаге δt (формула 2.24):

$$x_p^{i+1} = x_p^i + U_p^i \delta t, \quad (2.24)$$

где индексы i и $i+1$ обозначают значение на предыдущем и нынешнем шаге;

U_p^i – начальная скорость частицы.

Силы, действующие на частицу и влияющие на её ускорение, обусловлены разностью скоростей частицы и жидкости, а также вытеснением жидкости частицей. Уравнение движения имеет следующий вид (формула 2.25):

$$m_p \frac{dU_p}{dt} = F_D + F_B + F_R + F_P, \quad (2.25)$$

где

F_D – сила сопротивления, действующая на частицу;

F_B – выталкивающая сила, обусловленная гравитацией;

F_R – силы, вызванные вращением области расчёта (центробежная сила и сила Кориолиса);

F_p – сила, вызванная градиентом давления. Это сила, действующая на частицу из-за градиента давления в окружающей её жидкости, возникающего вследствие ускорения жидкости. Она существенна только тогда, когда плотность жидкости сравнима с плотностью частицы или больше неё. Все перечисленные силы, кроме вызванной гравитацией, учитывались при газодинамическом анализе.

2.1.2 Принятые допущения

При разработке модели были приняты следующие допущения:

1. Расчеты производятся в стационарной постановке;
2. Все стенки в модели (перья лопаток, полки лопаток, периферия тракта) являются адиабатическими;
3. При взаимодействии частицы с поверхностью вводятся нормальный и тангенциальный коэффициенты сохранения импульса, равные 0,8;
4. В расчетном исследовании в качестве модели воздуха в тракте компрессора используется модель идеального газа;
5. Частицы песка представляет собой материальные точки;
6. Количество траекторий, описывающих движения частиц песка в тракте, ограничивается 20000, массовый расход составляет 3,5 г/мин, концентрация частиц – 1 г/м³;
7. Частицы случайно распределяются по входному сечению;
8. Не учитывается раскалывание частиц.

2.2 Реализация численного газодинамического исследования

2.2.1 Постановка расчета и сеточная независимость

Расчетная область представляет собой проточную часть двигателя от входного устройства до последней ступени осевого компрессора, характерного для ТВАД, ввиду того что вертолетные ГТД наиболее подвержены эрозионному износу твердыми частицами при эксплуатации. Сеточная модель воздушного тракта состоит из 12 областей (рисунок 2.1), первая область – одна двенадцатая проточной части двигателя от входного устройства до входного направляющего аппарата (рисунок 2.1 позиция 1), вторая область – воздушный объем вокруг одной лопатки ВНА (рисунок 2.1 позиция 2), далее расчетные области сформированы воздушными объемами вокруг пяти рабочих (позиция 3) и пяти направляющих лопаток (позиция 4) осевого компрессора.

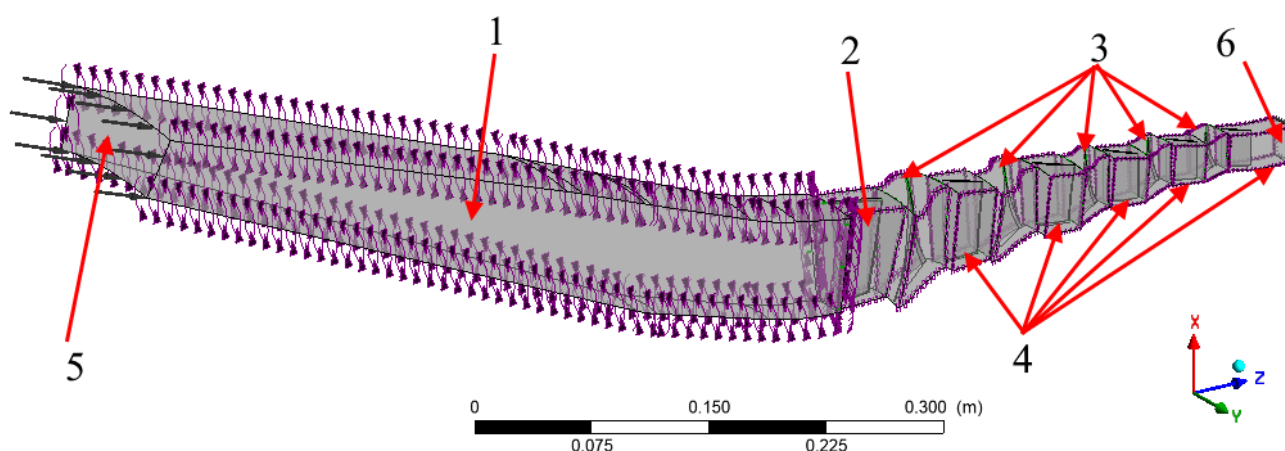


Рисунок 2.1 – Расчетная область

В качестве граничного условия на входе (рисунок 2.1 позиция 5) использовался массовый расход воздуха сравнимый с расходом двигателя, выходное условие (рисунок 2.1 позиция 6) – избыточное статическое давление за осевым компрессором на режиме взлетный. На все области были наложены условия циклической симметрии.

Областям, построенным вокруг рабочих лопаток, задается условие вращения вокруг оси двигателя (ось z в расчетной модели) со скоростью 30250 об/мин.

Между стыкуемыми областями задается модель интерфейса Stage Mixing plane, которая предназначена для передачи массового расхода, импульса и энергии между вращающимися и неподвижными областями.

Из предварительного анализа сеточной сходимости было выявлено, что требуемое количество ячеек сетки расчетной области составляет около 24 000 000 гексаэдров. Сеточная сходимость оценивалась по значениям полного давления и полной температуры.

В связи с тем, что в расчётах использовалась модель турбулентности k - ω SST, для корректного разрешения течения воздуха вокруг лопаточных венцов при построении сетки в пристеночном слое на поверхностях с условием «стенка без скольжения» (перья лопаток, полки лопаток, втулка и периферия тракта) задаются значения параметра y^+ ниже 3 (рисунок 2.2).

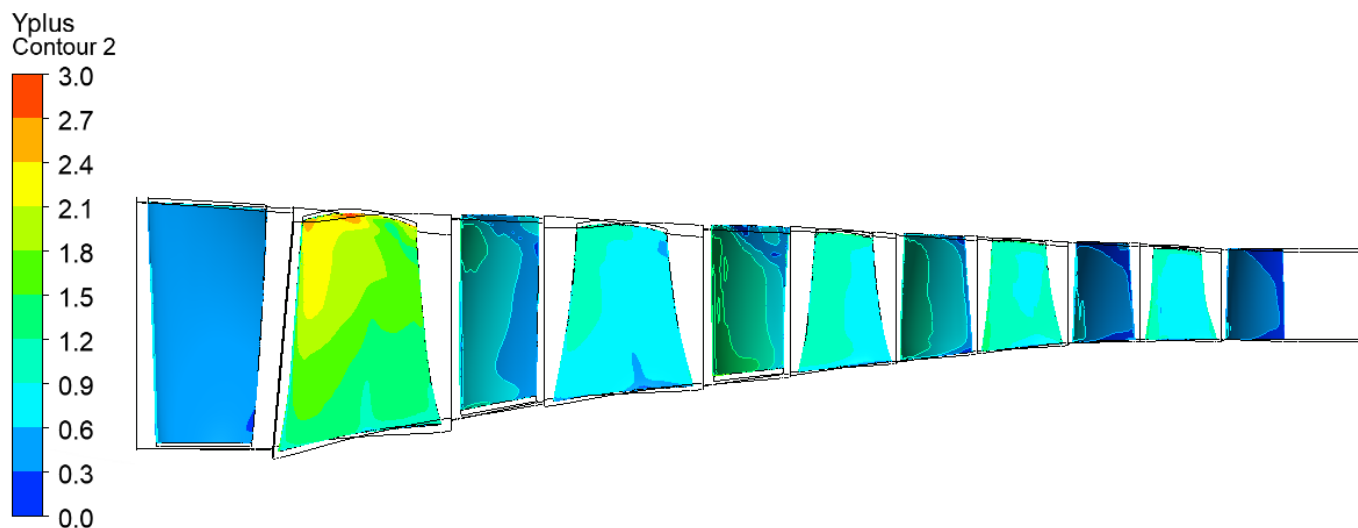


Рисунок 2.2 – Значения параметра y^+ на поверхностях рабочих и направляющих лопаток

В сеточных моделях воздушного объема вокруг лопаточных венцов учитываются радиальные зазоры между перьями лопаток и корпусом двигателя.

Расчетная сетка для каждой области была построена в Ansys TurboGrid на основе геометрии лопаток и проточной части двигателя.

Частицы песка моделируются как материальные точки в Лагранжевой постановке, с учетом двустороннего взаимодействия (взаимовлияния) частиц и потока воздуха. Количество траекторий частиц ограничивается 20000. Массовый расход частиц составит 3,5 г/мин, чтобы обеспечить концентрацию частиц равную 1 г/м³, что соответствует концентрации на входе в двигатель по данным из [18].

Для сбора статистических распределений скоростей и углов воздействия частиц на деталях тракта, проводится серия расчетов с различным начальным положением частиц по входному сечению.

Физические свойства материала песка (диоксида кремния SiO₂), используемые в расчетах, приведены в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Физические свойства песка

Параметр	Значение
Плотность, кг/м ³	2600
Молярная масса, г/моль	60,0843
Удельная теплоёмкость, Дж/(кг·К)	710
Теплопроводность, Вт/(м·К).	1,4
Коэффициент теплового расширения, 10 ⁻⁶ /К	0,6

2.2.2 Результаты

В результате численного исследования работы осевого компрессора двигателя была получена картина течения воздуха в лопаточных венцах, траектории частиц и зоны компрессора подверженные эрозионному износу. На рисунке 2.3 показаны 50 представительных траекторий частиц (на примере частиц диаметром 250 мкм), которые попали в тракт и столкнулись с поверхностями деталей двигателя (серым показаны поверхности перьев лопаток).

При детальном рассмотрении траекторий частиц непосредственно в воздушном объеме ступеней без проточной части входного корпуса (вид спереди рисунок 2.4, вид

сверху рисунок 2.5) можно заметить, что частицы неравномерно попадают на поверхности лопаток, и сосредоточены в определенных зонах, в зависимости от геометрии ступени и тракта, которые будут подвержены наибольшей интенсивности эрозионного износа.

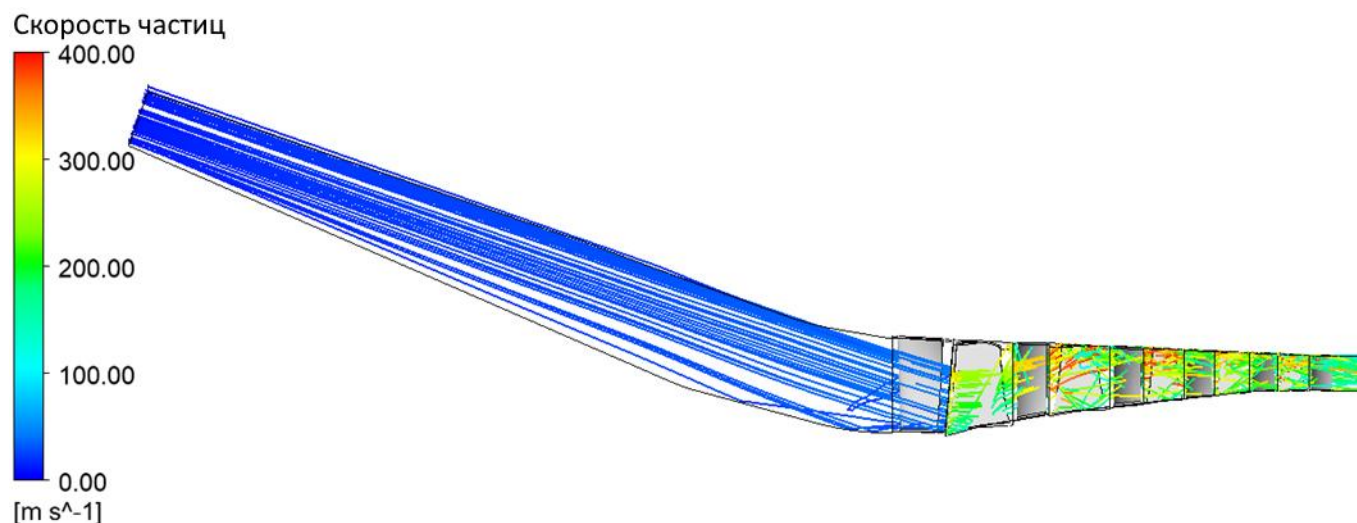


Рисунок 2.3 – Траектории частиц (представительные) внутри тракта

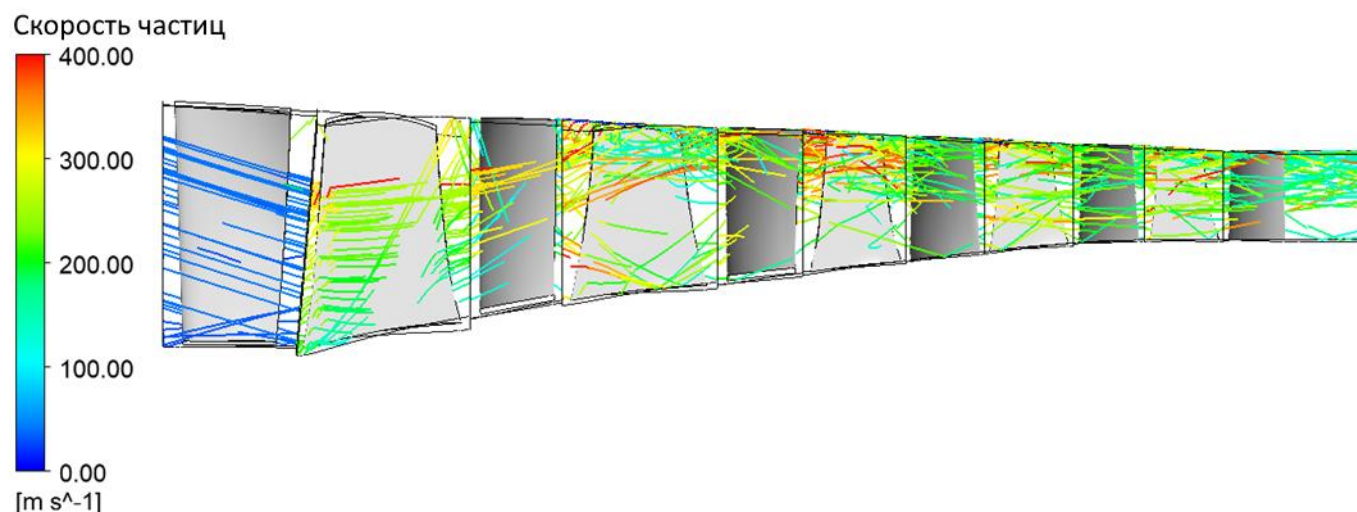


Рисунок 2.4 – Траектории частиц (50 штук) в воздушном объеме компрессора

Из рисунков 2.4 и 2.5 видно, что при попадании в компрессор частицы многократно переотражаются от поверхностей лопаток, что приводит к износу как поверхностей корытец лопаток, так и спинок.

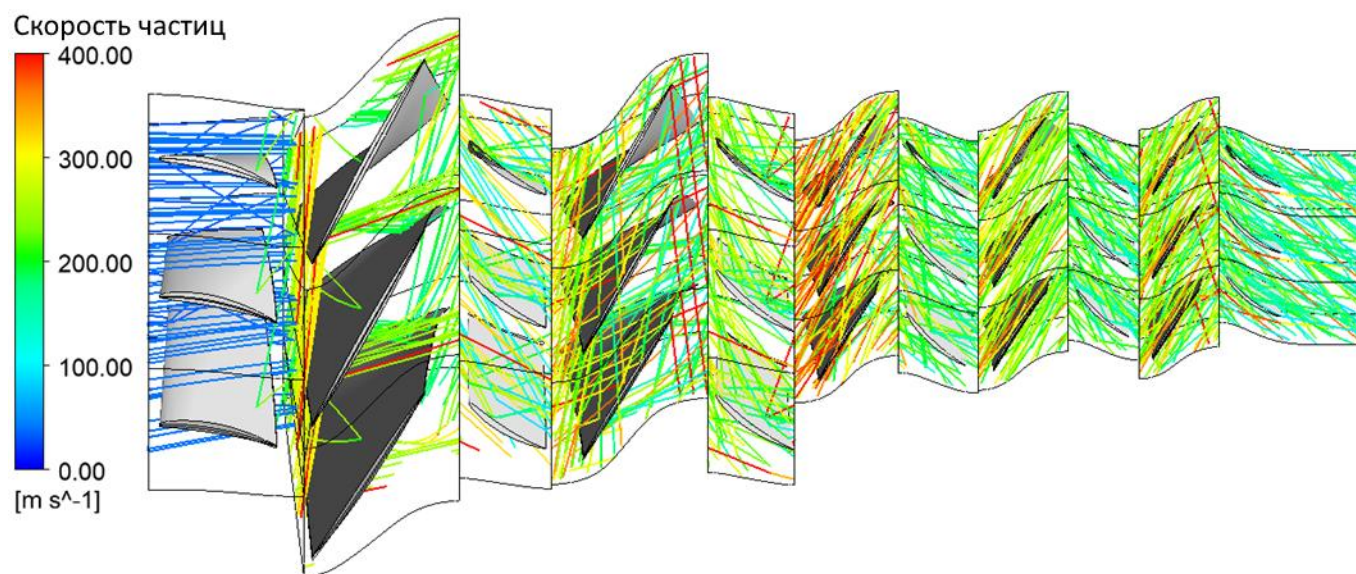


Рисунок 2.5 – Траектории частиц (50 штук) в воздушном объеме компрессора

Для качественного определения зон, которые наиболее подвержены износу на поверхностях лопаток была использована модель эрозионного износа Grant-Tabakoff, представленная в модуле Ansys CFX, с коэффициентами для пары материалов сталь/кварц (таблица 2.2). На рисунках 2.6 и 2.7 показаны распределения плотности эрозионного износа по поверхностям лопаток.

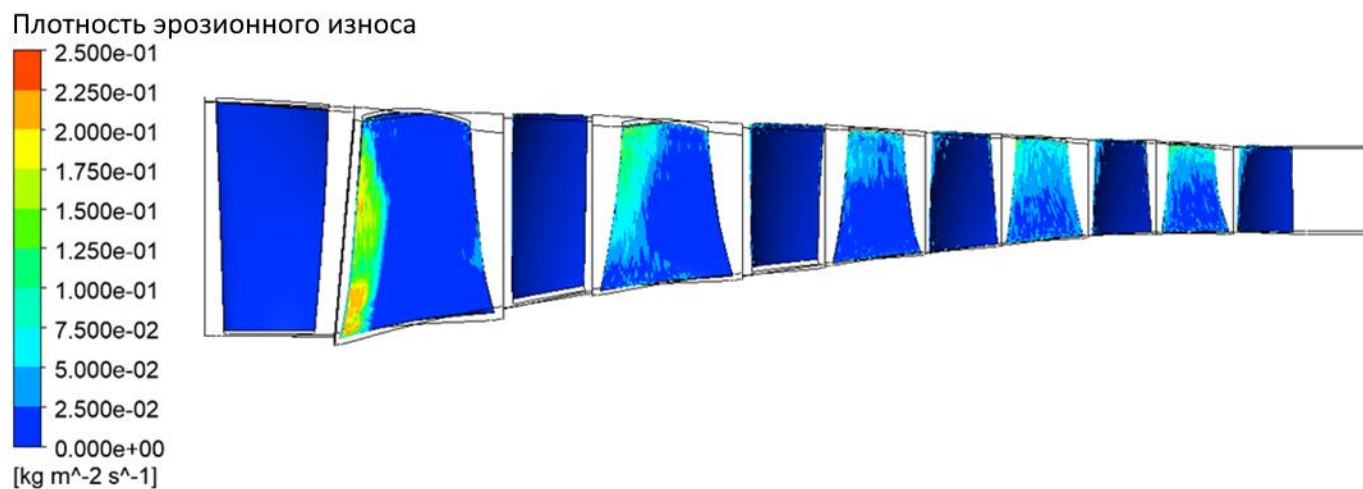


Рисунок 2.6 – Распределение плотности эрозионного износа по лопаткам, вид спереди (показаны корытца рабочих лопаток и спинки направляющих лопаток)

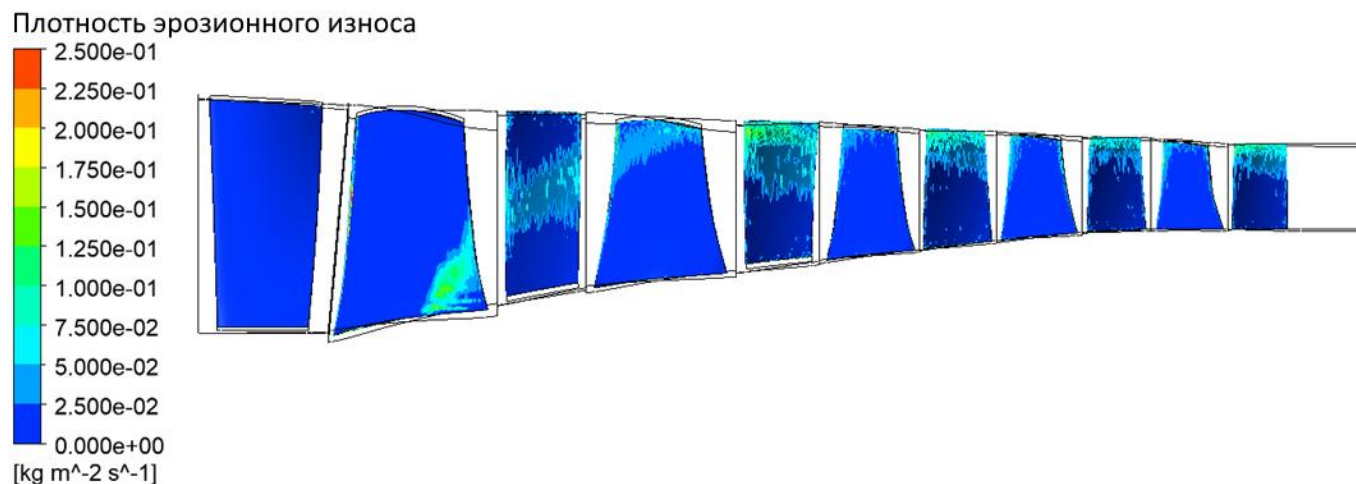


Рисунок 2.7 – Распределение плотности эрозионного износа по лопаткам, вид сзади (показаны корытца направляющих лопаток и спинки рабочих лопаток)

Из рисунков 2.6 и 2.7 следует, что зоны износа по ступеням распределены неравномерно, первая рабочая ступень изнашивается по входной кромке до $2/3$ высоты лопатки со стороны корытца, вторая рабочая ступень также изнашивается по входной кромке, но уже начиная примерно с $1/3$ высоты лопатки до периферии по корытцу, остальные рабочие ступени со стороны корытца изнашиваются по периферийной части лопатки.

Из-за переотражения частиц спинки рабочих лопаток также подвержены эрозионному износу. Первая рабочая лопатка по спинке изнашивается ближе к выходной кромке до $1/3$ высоты лопатки, остальные рабочие лопатки подвергаются износу в основном по периферийной части спинки.

Показанные значения плотности эрозионного износа только качественно описывают эрозию лопаток, количественные значения не отражают реальных значений износа, в связи с тем, что нет коэффициентов модели Grant-Tabakoff, работающих для пары материалов титан/песок, а материал из которых изготовлены лопатки – титановый сплав.

Таблица 2.2 – Коэффициенты модели эрозии Grant-Tabakoff для пары материалов сталь/кварц.

Коэффициент	Обозначение	Значение
k_{12}	k_{12}	$5,85 \times 10^{-1}$
Опорная скорость №1	V_1	159,1, м/с
Опорная скорость №2	V_3	194,75, м/с
Опорная скорость №3	V_4	190,5, м/с
Угол максимума эрозии	γ_0	25, °

Следующим результатом, полученным при расчете тракта компрессора, является температура, при которой происходит взаимодействие твёрдых частиц с поверхностями лопаток (рисунок 2.8). По распределению температур по поверхностям лопаток можно оценить нижний и верхний предел температур, при котором происходит эрозионный износ лопаток частицами песка при его эксплуатации. Значение нижней границы температуры, при которой происходит процесс эрозии, равно $\sim 300\text{K}$, значение верхней границы $\sim 475\text{K}$.

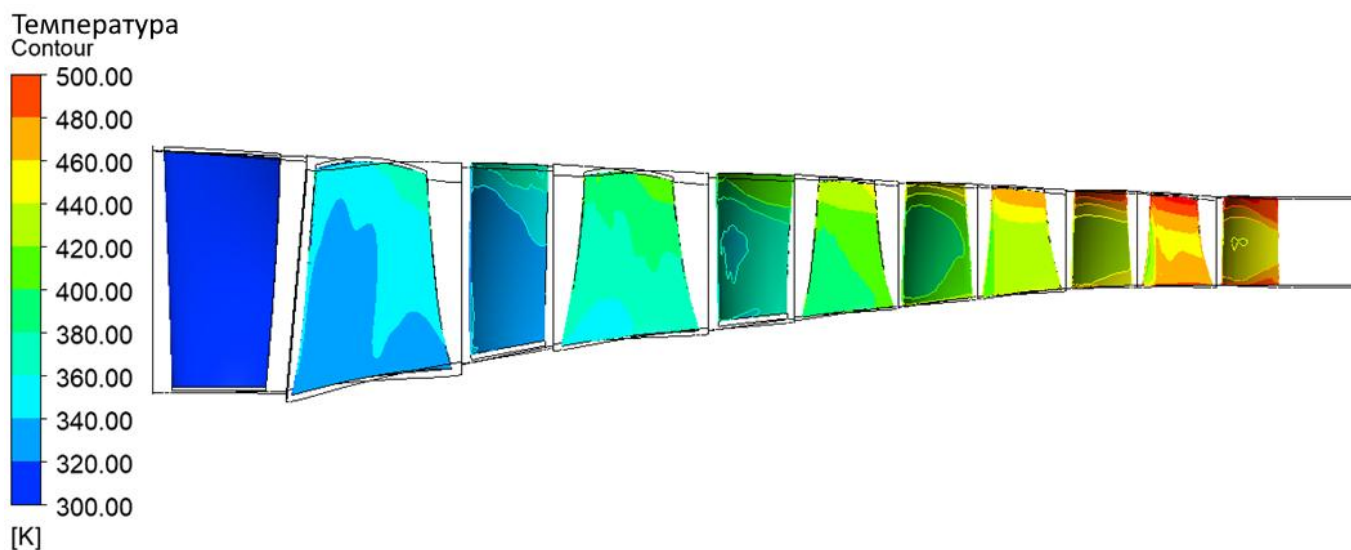


Рисунок 2.8 – Распределение температур по поверхностям лопаток

Основным результатом численного газодинамического анализа тракта компрессора является частотное распределение скоростей и углов столкновения

частиц с поверхностями лопаток (пример для первой ступени на рисунке 2.9 а и б соответственно).

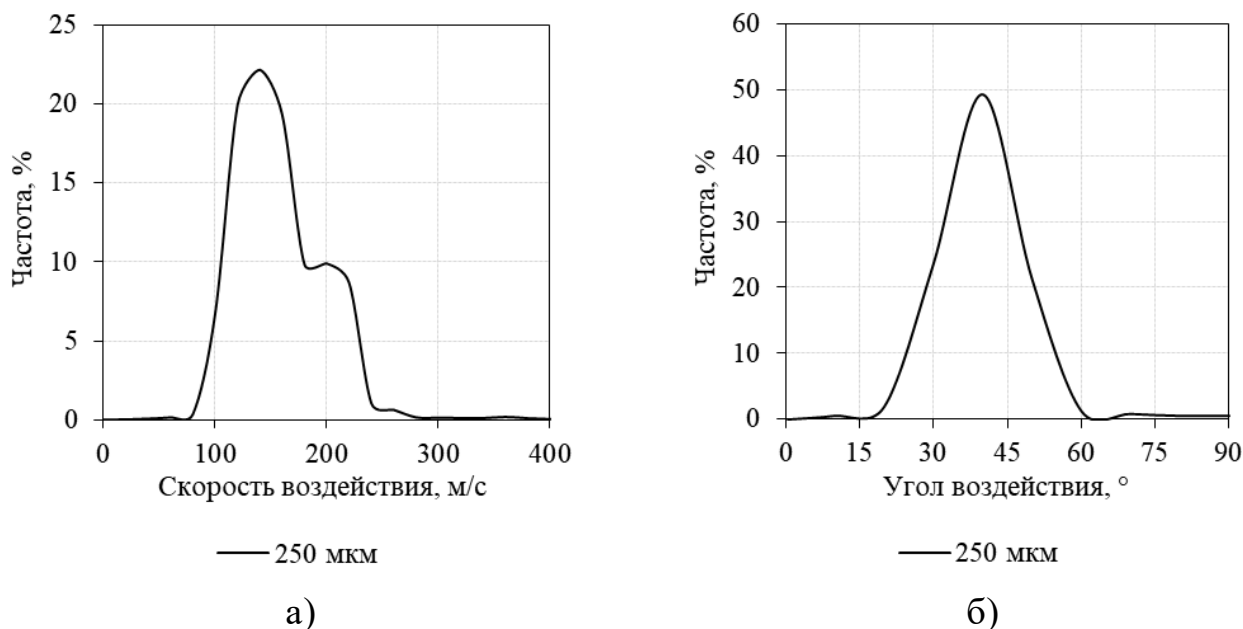


Рисунок 2.9 – Частотное распределение скоростей и углов столкновения частиц с поверхностью рабочей лопатки первой ступени

Распределения скоростей и углов столкновения были получены для каждой ступени компрессора. С их помощью возможно определить условия взаимодействия частиц с материалом лопаток и оценить нижний и верхний предел скоростей, при которых происходит эрозионный износ.

2.2.3 Исследование влияния диаметра твердых частиц на эрозионный износ

Для определения влияние диаметров частиц на частоты распределения скоростей и углов взаимодействия при эрозии была проведена серия расчетов с различным распределением частиц, попадающих в тракт.

Соответствующий ГОСТ 30630.2.7 –2013 «Испытания на воздействие пыли (песка)» определяет три разных дисперсных состава пыли и песка (рисунок 2.10)

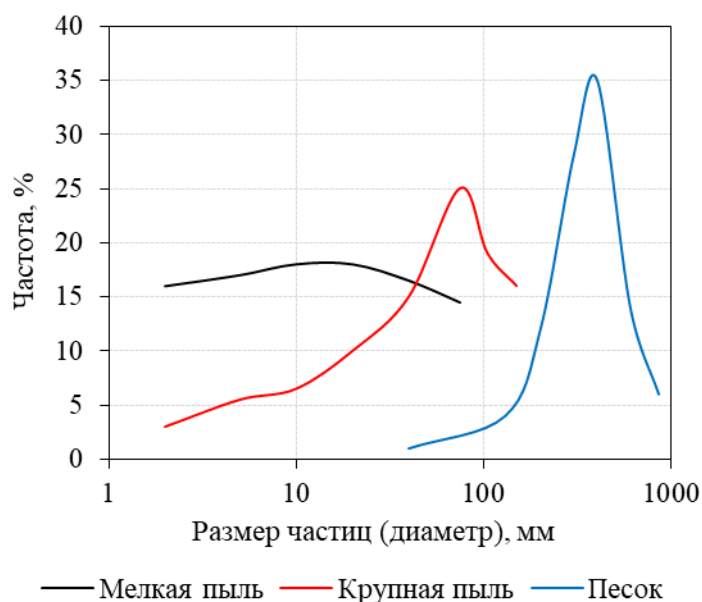


Рисунок 2.10 – Распределение размеров частиц для разных составов пыли и песка

В численном исследовании задаются шесть различных диаметров частиц при одинаковых условиях работы компрессора: 100 мкм, 160 мкм, 200 мкм, 250 мкм, 315 мкм и 400 мкм. Для каждого расчета используются равномерное распределение диаметров.

На рисунке 2.11 приведены частоты распределения скоростей воздействия на поверхности рабочих лопаток 1-5 ступени под литерами а-д соответственно для размеров частиц 100 мкм, 160 мкм, 200 мкм, 250 мкм, 315 мкм и 400 мкм.

Из графиков распределений можно сделать вывод, что для разных диаметров частиц нижняя и верхняя граница скоростей столкновения одинаковы, где нижняя граница ~ 100 м/с, верхняя 325 м/с, с погрешностью ± 20 м/с.

Наличие двух пиков на распределениях возникает из-за того, что пик в области больших скоростей приходится на корытце лопатки, а пик в области меньшей скорости на спинку. На корытцах рабочих лопаток скорости соударения выше, из-за того, что происходит складывание векторов скоростей: вектора окружной скорости движения РК и вектора движения частицы, а на спинке наоборот вектора скорости вычитаются.

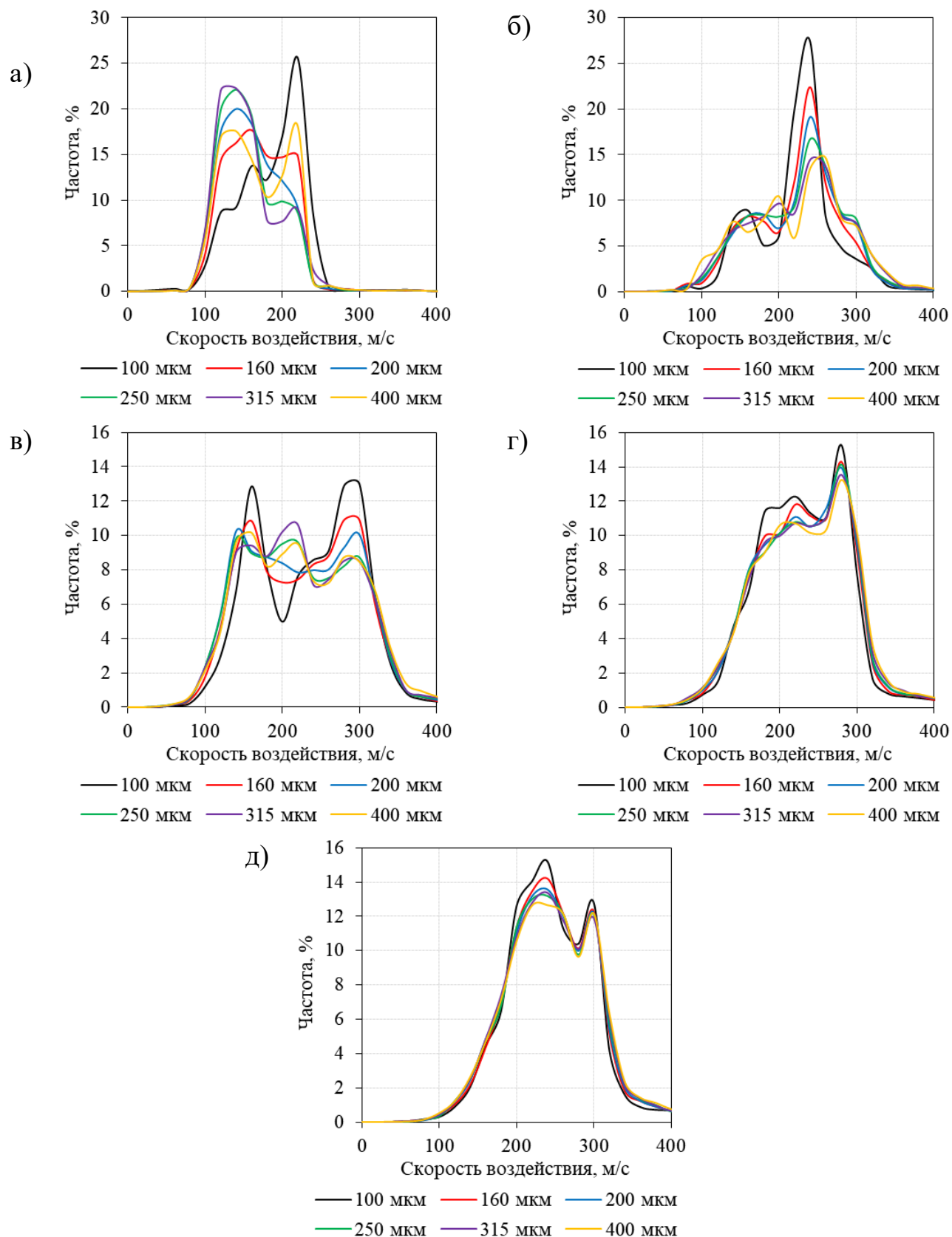


Рисунок 2.11 – Частотные распределения скоростей воздействия частиц на рабочие лопатки, а) 1 РК, б) 2 РК, в) 3 РК, г) 4 РК, д) 5 РК

На рисунке 2.12 показаны распределения скоростей воздействия частиц разных диаметров на поверхности направляющих лопаток: ВНА и 1-5 ступеней под литерами а-е соответственно.

Из графиков наблюдается, что, как и для рабочих лопаток, пик скорости воздействия смещается в область больших скоростей для большего диаметра частиц, а средняя скорость воздействия падает.

Для ВНА (рисунок 2.12 а) характерным оказывается то, что скорости воздействия малы и лежат между 20 и 100 м/с, в связи с тем, что частицы разгоняются только в потоке воздуха в проточной части входного корпуса и не приобретают дополнительную кинетическую энергию от столкновения с вращающимися рабочими лопатками.

Для направляющих аппаратов 1-5 ступеней скорости воздействия уже лежат в пределах от 100 м/с до 300 м/с, так как частицы разгоняются при соударении с поверхностями рабочих лопаток, которые передают им часть кинетической энергии.

Для первой ступени НА (рисунок 2.12 б) характерны два пика скоростей на частотном распределении, где первый пик находится на скорости около 100 м/с, а второй около 250 м/с. Интересно, что первый пик представляет те частицы, которые пролетели межлопаточный канал 1 РК и не приобрели дополнительную кинетическую энергию при соударении с лопатками, а второй пик – частицы, которые столкнулись с лопатками 1 РК.

Для второй ступени НА (рисунок 2.12 в) также характерны два пика скоростей, но характер распределения частот уже заметно более одинаков, скорости воздействия становятся ближе средней скорости на распределении.

Для остальных ступеней НА (рисунок 2.12 г-е) скорости уже имеют только один явный пик на распределении, так как уже подавляющее большинство частиц провзаимодействовало с рабочими лопатками первых ступеней и их скорости заметно выравниваются при приближении к концу тракта осевого компрессора.

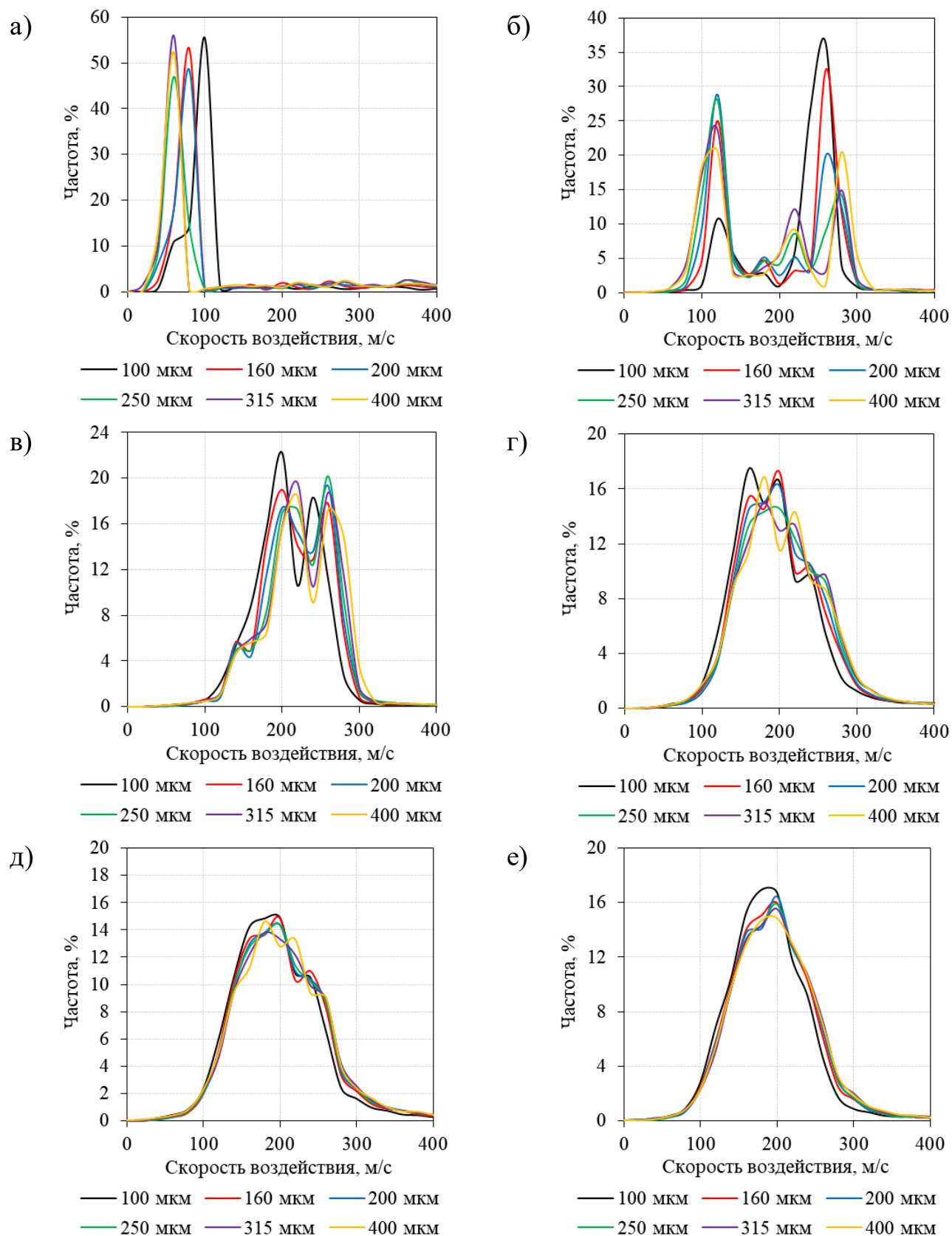


Рисунок 2.12 – Частотные распределения скоростей воздействия частиц на направляющие лопатки, а) ВНА, б) 1 НА, в) 2 НА, г) 3 НА, д) 4 НА, е) 5 НА

Влияние размеров частиц на частоты распределения углов воздействия приведены на рисунке 2.13 для рабочих лопаток 1-5 ступеней под литерами а-д соответственно.

Из графиков распределений заметно, что присутствует только один пик распределений, который приходится на углы воздействия $\sim 25^\circ$ - 30° для всех ступеней, кроме второй, для нее характерен пик на $\sim 40^\circ$. Нижняя граница распределения углов равна $\sim 5^\circ$, верхняя граница $\sim 60^\circ$, остальные углы имеют частоту меньше 5%.

При увеличении диаметров частиц наблюдается смещение углов падения к большим значениям, так, разница для первых двух ступеней составляет 10° между наименьшим и наибольшим диаметрами частиц (100 мкм и 400 мкм). Для последующих ступеней эта разница менее заметна, и составляет в среднем 5° .

Для лопаток направляющих аппаратов компрессора частоты распределения углов столкновения представлены на рисунке 2.14, ВНА и 1-5 ступеней под литерами а-е соответственно.

Распределение для ВНА имеет два пика при 10° и 60° . Для остальных ступеней характерно наличие одного пика на распределении. Для лопаток НА пики распределения углов воздействия в большинстве случаев приходятся на углы 30° и 35° .

Также наблюдается, что при увеличении диаметра частиц происходит смещение распределения в сторону больших значений углов. Разница между наименьшими диаметром частиц и наибольшим составляет в среднем 5° .

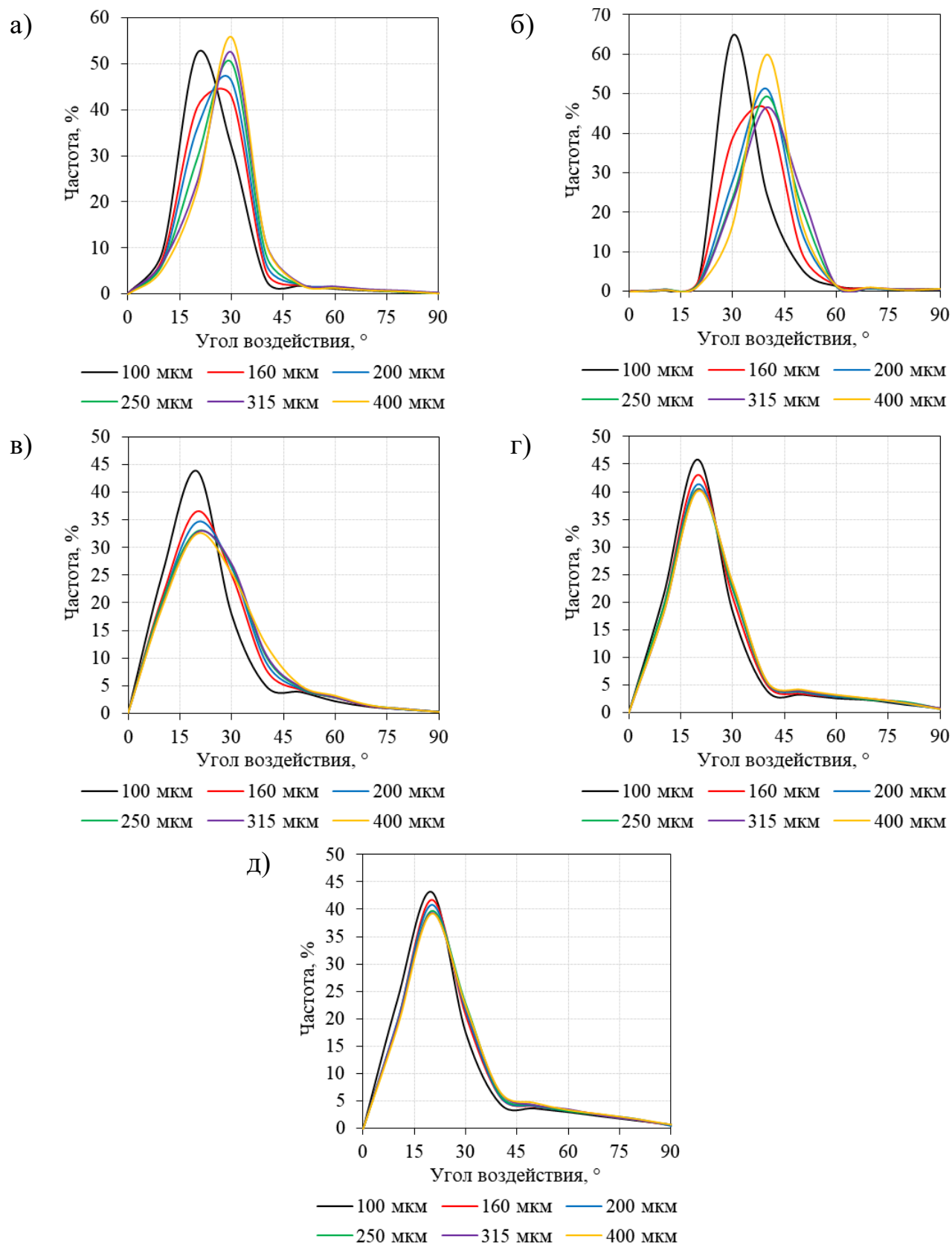


Рисунок 2.13 – Частотные распределения углов воздействия частиц на рабочие лопатки, а) 1 РК, б) 2 РК, в) 3 РК, г) 4 РК, д) 5 РК

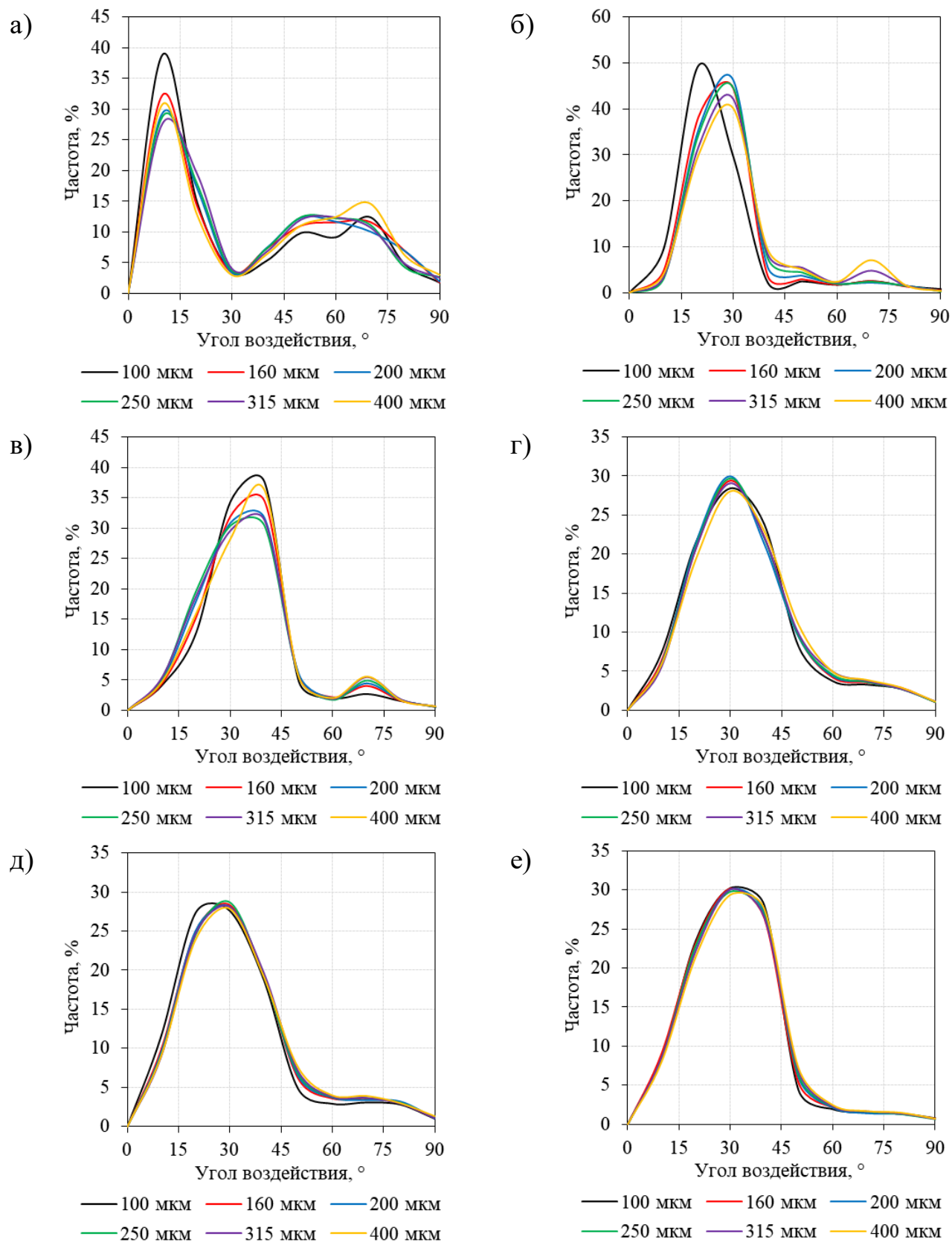


Рисунок 2.14 – Частотные распределения углов воздействия частиц на направляющие лопатки, а) ВНА, б) 1 НА, в) 2 НА, г) 3 НА, д) 4 НА, е) 5 НА

2.3 Численное исследование взаимодействия частиц с поверхностью деталей ГТД в явной динамической постановке

В данной части численного моделирования процесса эрозионного износа в условиях компрессора ГТД рассматривается воздействие дискретных моделей частиц на модель образца, имитирующего поверхность детали тракта компрессора.

2.3.1 Основные модели

Выбор модели пластичности материала детали

При описании пластического поведения материала (поведения материала в пластической области) под воздействием динамического нагружения при высоких скоростях деформации и температурах используются различные модели. Общая задача таких моделей – увязать между собой напряжения в материале с пластической деформацией, скоростью деформации, температурой, а в некоторых случаях также с давлением и внутренней энергией. [131].

Одной из первых таких моделей была модель, предложенная G. R. Cowper и P. S. Symonds в ходе исследований влияния деформационного упрочнения и скорости деформации при ударном нагружении консольных балок [132]. В современной форме она часто используется как простая зависимость динамического повышения напряжения от скорости деформации.

Основное преимущество модели Коупера–Саймондса – минимальное число параметров. Она удобна для инженерных задач удара, расчета металлоконструкций и оболочек, когда требуется учесть динамическое повышение предела текучести, но нет необходимости в детальном описании температурных эффектов. Главный недостаток – отсутствие явного температурного множителя: адиабатический нагрев и термическое размягчение в базовой форме не учитываются [131]. Поэтому при

больших пластических деформациях, высоких скоростях удара, задачах резания, пробивании или эрозии, где локальный нагрев может существенно влиять на поведение материала, модель Коупера–Саймондса не применяется.

Модель Джонсона–Кука была предложена G. R. Johnson и W. H. Cook для металлов, работающих в условиях больших деформаций, высоких скоростей деформации и повышенных температур [133]. Авторы указывали, что модель предназначена для численных расчетов, поскольку использует переменные, доступные в большинстве расчетных кодов, и может быть откалибрована по ограниченному набору испытаний.

Преимущество модели состоит в малом числе параметров и широкой реализации в расчетных комплексах, например LS-DYNA, Abaqus и ANSYS Explicit Dynamics. Недостаток – мультипликативная форма предполагает независимость влияния деформации, скорости деформации и температуры. Поэтому при сложном термомеханическом нагружении модель может неточно описывать совместное влияние высокой температуры и высокой скорости деформации [131].

Модель Зерилли–Армстронга была предложена F. J. Zerilli и R. W. Armstrong как физически более обоснованная альтернатива чисто эмпирическим моделям [134]. Она основана на дислокационных представлениях, различает материалы с разной кристаллической решеткой: для ГЦК-, ОЦК- и ГПУ-материалов должны использоваться разные формы определяющего соотношения.

Преимущество модели – это возможность учитывать различие между материалами с разной кристаллической решеткой, а также влияние размера зерна. Ограничение состоит в большей сложности калибровки и необходимости выбора формы модели под конкретный класс материала. Для ОЦК-материалов авторы отмечали неполноту модели [134].

Модель Стейнберга–Гинана была предложена D. J. Steinberg, S. G. Cochran и M. W. Guinan для металлов при высокоскоростном деформировании [135]. Модель ориентирована прежде всего на ударно-волновые процессы и высокие давления. В ней

модуль сдвига и предел текучести рассматриваются как функции эквивалентной пластической деформации, давления и внутренней энергии.

Преимущество модели Стейнберга–Гинана заключается в том, что она напрямую учитывает влияние давления в материале и лучше описывает поведение материала при сверхвысоких скоростях деформации. Однако модель сложнее в использовании, требует уравнения состояния и параметров, связанных с давлением и внутренней энергией. При этом в работе [136] отмечается, что эта модель фактически не зависит от скорости воздействия и требует модификации.

Таким образом, можно сделать вывод, что модель Джонсона-Кука является предпочтительной для дальнейших расчетов в явной динамической постановке, в связи с относительной лёгкостью её настройки, применимости при высоких скоростях деформации и высокой температуре.

Модель пластичности Джонсона-Кука

Модель выражает эквивалентное напряжение пластической деформации (σ) как функцию от эффективной пластической деформации (ε_p), скорости деформации ($\dot{\varepsilon}_p$) и температуры (T):

Модель описывается формулой 2.27:

$$\sigma = \left[A + B \cdot \varepsilon_p^n \right] \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right]. \quad (2.27)$$

Первый компонент модели Джонсона Кука $\left[A + B \cdot \varepsilon_p^n \right]$ представляет собой кривую аппроксимации зависимости напряжение-деформация (квазистатичной) для пластичных материалов в области, лежащей за пределами упругих деформаций. Переменные и коэффициенты, входящие в первую часть модели, обозначают следующее:

σ – напряжение пластической деформации;

A – предел текучести при нулевой деформации;

B – коэффициент упрочнения;

n – показатель упрочнения;

ε_p – эффективная пластическая деформация;

Эффективная пластическая деформация – это скалярное монотонно возрастающее значение, которое вычисляется как функция пластической компоненты тензора скорости деформации (формула 2.28).

$$\varepsilon_p = \int_0^t \left(\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p \right)^{\frac{1}{2}} dt, \quad (2.28)$$

где:

$\dot{\varepsilon}_{ij}^p$ – скорость пластической деформации, рассчитываемая по формуле 2.29:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{ij}^e, \quad (2.29)$$

где

$\dot{\varepsilon}_{ij}$ – полная скорость деформации;

$\dot{\varepsilon}_{ij}^e$ – скорость упругой деформации.

Второй компонент модели Джонсона-Кука $\left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right]$ выражает влияние скорости деформации на поведение кривой напряжения-деформации. В данной модели учитывается деформационное упрочнение. Переменные и коэффициенты, входящие во вторую часть модели, обозначают следующее:

$\dot{\varepsilon}_p$ – скорость пластической деформации;

$\dot{\varepsilon}_0$ – эталонная скорость деформации (обычно 1 с^{-1});

C – коэффициент, учитывающий упрочнение материала при возрастании скорости деформации;

Третий компонент модели $\left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right]$ учитывает влияние

температуры на пластическое поведение материала – термическое разупрочнение. Переменные и коэффициенты, входящие в третью часть модели, обозначают следующие:

m – температурный показатель, учитывающий разупрочнение при увеличении температуры;

T – текущая температура, при которой происходит деформация;

T_{room} – комнатная температура;

T_{melt} – температура плавления.

В модели Джонсона-Кука также учитывается разрушение материала вследствие нагрузок. Разрушение происходит, когда накопленная деформация достигает определенного критического значения. Повреждаемость материала в модели описывается через накопленную пластическую деформацию разрушения (ε_f). Величина деформации разрушения также зависит от трех компонентов: σ^* – безразмерного параметра, описывающего напряженно-деформированное состояние – трехосности напряжения (stress triaxiality), $\dot{\varepsilon}_p$ – скорости пластической деформации и T^* – безразмерной температуры.

Эта величина рассчитывается по формуле 2.30:

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \cdot \exp(D_3 \cdot \sigma^*) \right] \cdot \left[1 + D_4 \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \cdot \left[1 + D_5 \cdot T^* \right], \quad (2.30)$$

где:

D_1 – начальная деформация разрушения;

D_2 – экспоненциальный коэффициент;

D_3 – трехосный коэффициент;

D_4 – коэффициент влияния скорости деформации;

D_5 – коэффициент влияния температуры.

Безразмерный параметр σ^* показывает характер напряжения (таблица 2.3), которое испытывает отдельная ячейка сетки материала и рассчитывается по формуле 2.31:

$$\sigma^* = \frac{p}{\sigma_{eq}}, \quad (2.31)$$

где:

$p = -\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$ – гидростатическое (среднее) напряжение в ячейке;

$\sigma_{eff} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}$ – эквивалентное напряжение в ячейке,

рассчитанное по Мизесу (von Mises Stress).

Таблица 2.3 – Характер напряжения и соответствующие значения параметра трехосности напряжения

Тип нагружения	σ_1	σ_2	σ_3	p	σ_{eq}	σ^*
Двухосное сжатие	0	$-\sigma$	$-\sigma$	$\frac{2\sigma}{3}$	σ	$-\frac{2}{3}$
Одноосное сжатие	0	0	$-\sigma$	$\frac{\sigma}{3}$	σ	$-\frac{1}{3}$
Чистый сдвиг	τ	0	$-\sigma$	0	$\sqrt{3}\tau$	0
Одноосное растяжение	σ	0	0	$-\frac{\sigma}{3}$	σ	$\frac{1}{3}$
Двухосное растяжение	σ	σ	0	$-\frac{2\sigma}{3}$	σ	$\frac{2}{3}$

Уравнение состояния материала

При использовании модели пластичности Джонсона-Кука необходимо также использование уравнения состояния – в данной работе была использована модель Мю-Грюнейзена (EOS Gruneisen) [137]. Модель связывает давление, плотность и

внутреннюю энергию в деформируемом твердом теле при сжатии (формула 2.32) и растяжении (формула 2.33).

$$p = \frac{\rho_0 C^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + (\gamma_0 + \alpha \mu) E, \quad (2.32)$$

$$p = \rho_0 C^2 \mu + (\gamma_0 + \alpha \mu) E, \quad (2.33)$$

ρ_0 – начальная плотность (ненагруженное состояние);

C – скорость звука в материале;

S_1, S_2, S_3 – коэффициенты зависимости скорости фронта ударной волны от скорости частиц (атомы, молекулы материала);

γ_0 – параметр Грюнейзена;

α – коэффициент поправки γ_0 , описывающий, как колебательная энергия кристаллической решетки материала изменяется при сжатии, учитывая нелинейные эффекты при ударных волнах;

a – коэффициент поправки вклада упругой компоненты, учитывающий нелинейные эффекты при сильном сжатии материала;

$\mu = \rho / \rho_0 - 1$ – безразмерная мера объемной деформации.

Модель Джонсона-Холмквиста для хрупких материалов

Для хрупких материалов – керамики, бетона, стекла и других подобных материалов – существует полуэмпирическая модель Джонсона-Холмквиста [138], описывающая поведение материалов при высокоскоростных ударах, взрывах или других динамических нагрузках.

Общий вид уравнения, описывающего эквивалентные напряжения, возникающие в хрупком материале, представлен следующим образом (формула 2.34):

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*), \quad (2.34)$$

где D – параметр повреждения;

σ_i^* и σ_f^* – напряжения в неповреждённом (формула 2.35) и поврежденном (формула 2.36) материале соответственно, определяемые по следующим зависимостям:

$$\sigma_i^* = a(p^* + t^*)^n (1 + c \ln \dot{\varepsilon}^*), \quad (2.35)$$

$$\sigma_f^* = b(p^*)^m (1 + c \ln \dot{\varepsilon}^*), \quad (2.36)$$

где:

a – нормализованная прочность неповрежденного материала;

n – показатель степени зависимости прочности от давления (для неповреждённого материала);

c – коэффициент чувствительности к скорости деформации;

b – нормализованная прочность поврежденного материала;

m – показатель степени зависимости прочности от давления (для повреждённого материала);

$p^* = \frac{p}{P_{HEL}}$ – безразмерное давление, нормированное относительно P_{HEL} ;

$t^* = \frac{T}{P_{HEL}}$ – безразмерная максимальная прочность на растяжение, нормированная относительно P_{HEL} ;

T , P – предел прочности материала на растяжение и давление, возникающие в материале, соответственно;

P_{HEL} – гидростатическое давление, при котором хрупкий материал под действием ударной нагрузки переходит от упругого поведения к упругопластическому (Pressure at Hugoniot Elastic Limit).

Параметр повреждения D рассчитывается по формуле 2.37:

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_f}, \quad (2.37)$$

где:

$\Delta \varepsilon_p$ – Приращение эквивалентной пластической деформации;

ε_f – Критическая пластическая деформация, при которой происходит разрушение.

Критическая пластическая деформация ε_f зависит от безразмерных пределов прочности t^* и давления p^* и вычисляется по формуле 2.38:

$$\varepsilon_f = d_1 \left(p^* + t^* \right)^{d_2}, \quad (2.38)$$

где:

d_1, d_2 – эмпирические константы, определяемые экспериментально.

2.3.2 Принятые допущения

В расчетной модели были приняты следующие допущения:

1. Частицы не взаимодействуют друг с другом;
2. Частицы последовательно запускается в сторону образца через равные промежутки времени;
3. Промежуток времени между запуском частиц Δt (формула 2.26) рассчитывается исходя из принятого значения расхода твердых частиц при эрозионных испытаниях – 16 г/мин, а также массы частицы m .

$$\Delta t = \frac{m}{G}. \quad (2.26)$$

4. Вносится коэффициент сокращения времени TRF (time reduction coefficient), уменьшающий временной интервал Δt ;

5. Размер частиц выбирается исходя из того, что их масса была эквивалентна массе сферической частицы с тем же диаметром, что использовались в модели;

6. Скорость всех частиц в одном расчетном случае принималась одинаковой;
7. Для модели песка использовались константы для материала SiO_2 ;
8. Внешние ГУ модели адиабатические, в самой модели учитывается нагрев материала образца вследствие перехода части кинетической энергии удара во внутреннюю энергию образца;
9. Исследовались углы столкновения частиц с поверхностью: 25, 55, 85 градусов.

2.4 Реализация численного исследования в явной динамической постановке

2.4.1 Постановка расчета и сеточная независимость

Расчётная область представляет собой сеточное тело образца и сеточные тела частиц (рисунок 2.15). Расчет проводится в псевдо-двумерной динамической постановке с явной схемой интегрирования по времени.

На поверхности образца, которая взаимодействует с частицами, присутствует сгущение сетки, остальной объем тела – сетка крупного размера для уменьшения расчетного времени. Образец разбит на два отдельных сеточных тела, контакты элементов сетки частиц задаются только с элементами тела с меньшей сеткой также для уменьшения требуемых вычислительных ресурсов.

Общий размер сеточной модели образца равен 7 на 2 мм, область со сгущением сетки равна 1,58 на 0,16 мм. В качестве модельного материала выбран титановый сплав Ti6Al4V.

Ячейки сетки представляют собой 8-узловые гексаэдры. Такая формулировка ячеек сетки предполагает использование принципа возможных перемещений из теории упругости – слабой формы уравнения равновесия.

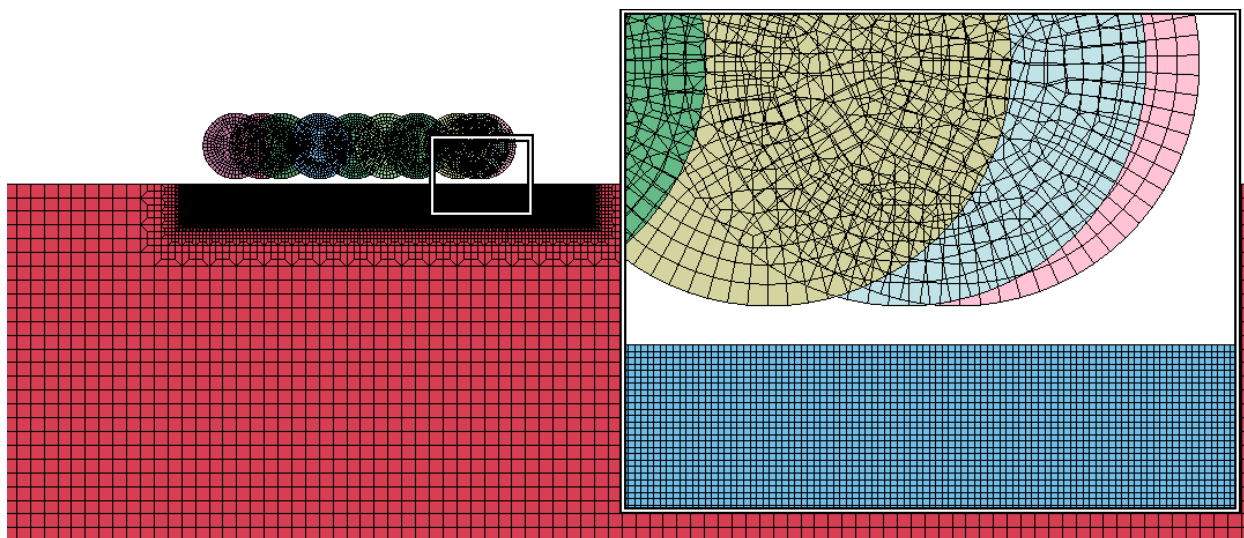


Рисунок 2.15 – Сеточные модели образца и частиц

Твердые частицы представляют собой сеточные модели, расположенные над поверхностью образца. Количество частиц принимается равным 200, так как при этом количестве наблюдается независимость скорости эрозионного износа от количества частиц, взаимодействовавших с поверхностью образца. Частицы распределены вдоль поверхности образца случайным образом, угол их поворота относительно центра масс частицы также задается случайным образом в пределах от 0° до 90° . Представительная длина образца, над которой расположены частицы, равна 1,2 мм.

В ходе расчета оценивается потеря массы образца из титанового сплава, а также суммарная масса частиц песка, воздействующих на образец. Критерием эрозии после каждого взаимодействия является скорость эрозии (ER), рассчитанная по следующей зависимости (формула 2.39):

$$ER = \frac{\Delta m_{\text{образца}}}{\Sigma m_{\text{частиц}}}, \quad (2.39)$$

где

$\Delta m_{\text{образца}}$ – суммарный массовый износ образца;

$\Sigma m_{\text{частиц}}$ – суммарная масса частиц, столкнувшаяся с образцом.

Физико-механические свойства материала образца из титанового сплава приведены в таблице 2.4. В качестве модели пластического поведения материала

титанового сплава (Ti6Al4V) использовалась модель Johnson Cook, для твердых частиц песка использовалась модель Johnson-Holmquist 2 (JH2) для хрупких материалов. Константы модели JH2 для SiO₂ приведены в таблице 2.5 [139 - 141].

Таблица 2.4 – Физико-механические свойства титанового сплава Ti6Al4V

Плотность (кг / м ³)	Модуль упругости (ГПа)	Коэффициент Пуассона	Коэффициент теплопроводности (Вт / м·°C)	Удельная теплоёмкость (Дж / кг·°C)
4430	109 (50 °C) 91 (250 °C) 75 (750 °C)	0,34	6,8 (20 °C) 7,4 (100 °C) 9,8 (300 °C) 11,8 (500 °C)	611 (20 °C) 624 (100 °C) 674 (300 °C) 703 (500 °C)

Таблица 2.5 – Константы модели JH2 для SiO₂, используемые в расчетах

Название параметра	Обозначение	Значение
Плотность	Ro (кг/м ³)	2530
Модуль сдвига	G (Па)	40,4 × 10 ⁹
Нормализованная прочность неповрежденного материала	A	0,93
Нормализованная прочность поврежденного материала	B	0,088
Чувствительность к скорости деформации	C	0,003
Зависимость прочности от давления (неповрежденный материал)	M	0,2
Зависимость прочности от давления (поврежденный материал)	N	0,77
Опорная скорость деформации	EPSI (с ⁻¹)	1
Предел прочности материала на растяжение	T (Па)	0,5 × 10 ⁸
Лимит остаточной нормализованной прочности разрушенного материала	SFMAX	0,5
Предел упругости Гюгонио	HEL (Па)	5,95 × 10 ⁹
Давление при пределе упругости Гюгонио	PHEL (Па)	2,92 × 10 ⁹
Константа всестороннего сжатия	BETA	0
Константа разрушения	D1	0,053
Степенная константа разрушения	D2	0,85
Объёмный модуль упругости	K2 (Па)	35 × 10 ⁹
Второй коэффициент уравнения состояния	K2 (Па)	-182 × 10 ⁹
Третий коэффициент уравнения состояния	K3 (Па)	270 × 10 ⁹

В данной работе используется уравнение состояния Мю-Грюнейзена. Его коэффициенты для титановых сплавов перечислены в таблице 2.6 [142].

Таблица 2.6 – Константы уравнения состояния Мю-Грюнаизена для Ti6Al4V

C (км/с)	S_1	S_2	S_3	γ_0	a
5.130	1.028	0	0	1.23	0.17

Для избежания влияния размера ячейки сетки на конечный результат была проведена серия расчетов с различными значениями размера ячейки стеки в зоне удара частицами. Размер ячейки варьировался с 40 мкм до 1,25 мкм. На каждом следующем шаге длина ячейки сетки уменьшалась в 2 раза до тех пор, пока разность между скоростью эрозии между двумя расчетами не стала меньше 10%. На рисунке 2.16 приведен график зависимости скорости эрозии от размера ячейки. Итоговый размер ячейки при расчетах был принят 2,5 мкм, что равно 1/100 от диаметра частиц и согласуется с ранее проведенными исследованиями [143, 144].

Для определения необходимого количества частиц, при котором скорость эрозионного износа приближается к постоянному значению, был проведен расчет с 250 частицами для трех разных углов взаимодействия: 25, 55, 85 градусов и скорости частиц 275 м/с. Полученные результаты показаны на рисунке 2.17.

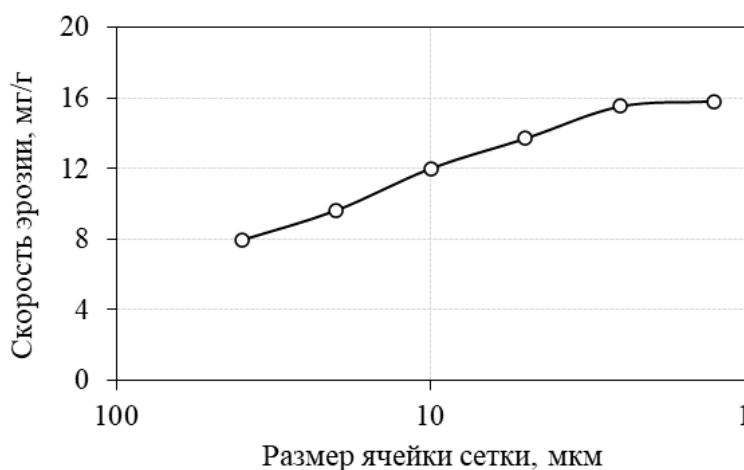


Рисунок 2.16 – Зависимость скорости эрозии (ER) от размера ячейки сетки

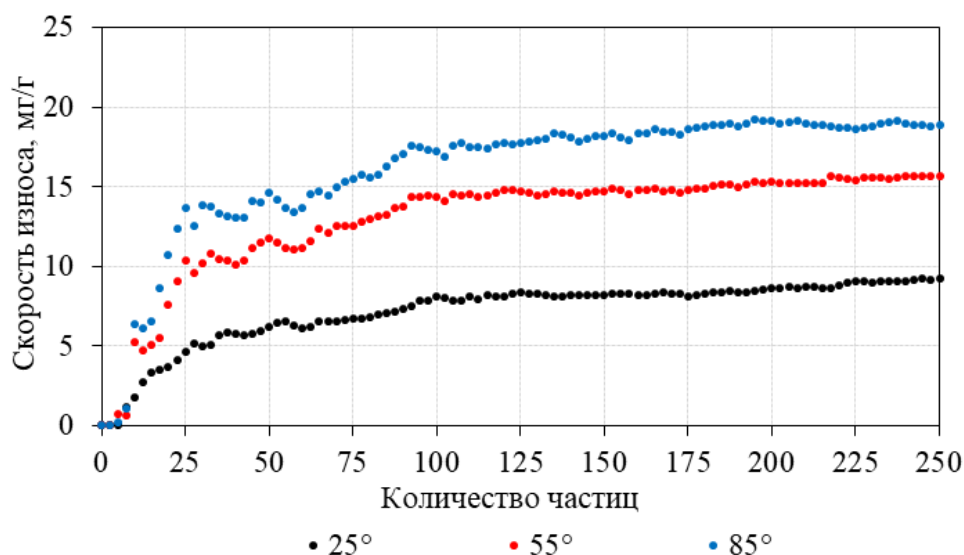


Рисунок 2.17 – Скорость эрозии в зависимости от количества взаимодействий частиц с поверхностью материала образца

Из зависимостей, изображенных на рисунке 2.17 видно, что для трех углов воздействия скорость эрозии становится неизменной при количестве частиц >175 , в связи с этим все дальнейшие расчеты проводятся с допущением, что при 200 частицах скорость эрозионного износа перестаёт изменяться.

Для уменьшения времени расчета вводился коэффициент сокращения времени TRF, который уменьшал промежуток времени между началом движения двух последовательно запускаемых частиц. Для оценки влияния сокращения времени на значения скорости эрозионного износа была проведена серия расчетов, график влияния TRF на износ показан на рисунке 2.18.

При введении коэффициента в расчет с 200 частицами песка, который сокращает время между началом движения двух последовательно запускаемыми частиц в 5 и 10 раз (5 TRF и 10 TRF на рисунке 2.18), скорость эрозионного износа отличается на 2,6% и 3,5% соответственно от скорости износа, без коэффициента сокращения времени (1 TRF). При введении коэффициента, сокращающего время в 20 раз (20 TRF), скорость износа при 200 частицах на 15% меньше, и полностью начинает совпадать при введении в расчет 100 дополнительных частиц, что увеличивает

требования к вычислительным ресурсам относительно расчета без сокращения времени.

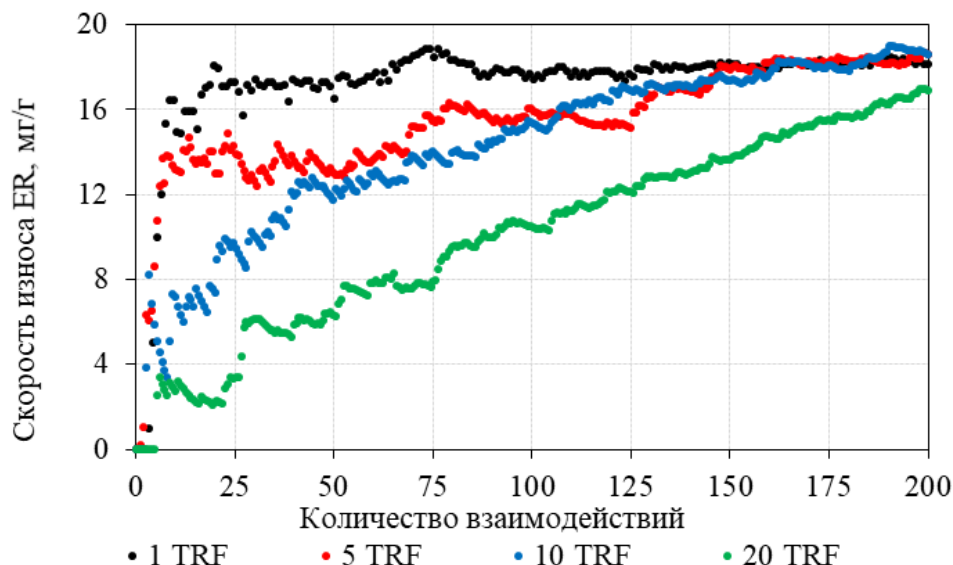


Рисунок 2.18 – Влияние коэффициента сокращения времени на скорость эрозионного износа

Исходя из того, что при уменьшении расчетного времени в 10 раз (10 TRF), скорость эрозионного износа отличается всего на 3,5% от базового расчета (1 TRF), все дальнейшие расчеты проводятся с коэффициентом сокращения времени равным 10.

2.4.2 Исследование влияния настроечных коэффициентов модели материала на эрозионный износ

Для моделирования пластического поведения титанового сплава Ti6Al4V под динамическими нагрузками в открытых источниках присутствует большое количество наборов коэффициентов для модели Джонсона-Кука, в таблице 2.7 перечислены наиболее часто упоминаемые наборы, полученные различными методами.

Выбор определённого набора коэффициентов для расчетного исследования представляет собой нетривиальную задачу, так как каждый из перечисленных наборов был получен при различных промежутках температуры и скорости деформации, при которых проходили натурные или виртуальные испытания образцов из титанового сплава. Также авторы зачастую не указывают вид заготовок, из которых были получены образцы, способы обработки образцов и механические свойства материала заготовок, указывая только марку сплава – Ti6Al4V (зарубежный аналог титанового сплава ВТ6, в некоторых исполнениях ВТ8).

Таблица 2.7 – наборы коэффициентов модели пластичности сплава Ti6Al4V

	Источник	A, МПа	B, МПа	n	C	m	$\dot{\epsilon}_p$
1	Johnson [145]	862,5	331,2	0,34	0,012	0,8	1
2	Bois et al. [146]	881	468	0,122	0,039	0,7	-
3	Lee et al. [147]	724,7	683,1	0,47	0,035	1	0,0001
4	Lee et al. [148]	782,7	498,4	0,28	0,028	1	0,0001
5	Leseur et al. [149]	1098	1092	0,93	0,014	1,1	-
6	Seo et al. [150]	997,9	653,1	0,45	0,0198	0,7	1
7	Khan et al. [151]	1080	1007	0,5975	0,01304	0,7701	1
8	Li et al. [152]	968	380	0,421	0,0197	0,577	0,1
9	Özel et al. [153]	803,85	544,57	0,36166	0,05	1,041	-
10	Özel et al. [153]	883,99	598,87	0,36166	0,0335	1,041	-
11	Özel et al. [153]	987,8	761,5	0,41433	0,01516	1,516	-
12	Braham [154]	983	348	0,32	0,024	0,69	0,1
13	Meyer et al. [155]	896	656	0,5	0,0128	0,8	1
14	Dorogoy et al. [156]	880	695	0,36	0,04	0,8	1
15	Vyas et al. [157]	856,41	840,26	0,88	0,11	0,663	1
16	Dumitrescu et al. [158]	870	990	1,01	0,008	1,4	1
17	Milani et al [159]	1051	924	0,52	0,0025	0,98	-
18	Yatnalkar [160]	1055	426	0,5035	0,023	1	1
19	Hammer [161]	1062	431	0,50	0,016	0,69	1
20	Zhu et al. [162]	848	566	0,505	0,033	0,571	0,001
21	Amarchinta [163]	950	603	0,1992	0,0198	1	0,0009

Различия кривых пластичности, полученных при построении кривой напряжение-деформация от разных наборов коэффициентов представлены на рисунке 2.19 (модель Джонсона-Кука описывает пластические напряжения как функцию

эффективной пластической деформации, формула 2.27). Номер кривой на рисунке 2.19 соответствует номеру набора коэффициентов в таблице 2.7.

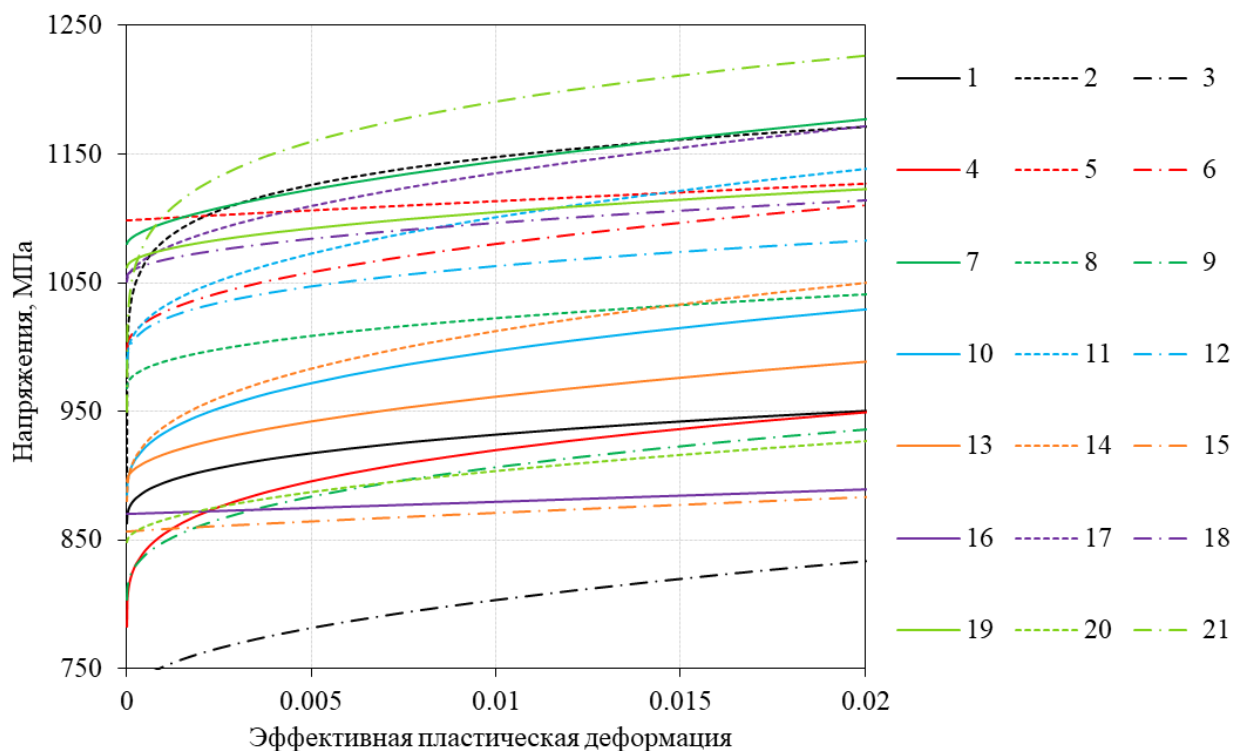


Рисунок 2.19 – Кривые напряжения-деформация для различных наборов модели Джонсона Кука для титанового сплава Ti6Al4V (без упругой области)

Для того, чтобы рассмотреть влияние настроечных коэффициентов были выбраны 4 представительные и чаще всего используемые в численных исследованиях динамического воздействия модели: Khan, Bois, Leseur и Meyer. Их выбор также обусловлен тем, что каждая из этих кривых имеет различный вид степенной зависимости (коэффициент n), а также попарно похожие коэффициенты, определяющие предел текучести (коэффициент A , 881 и 896 МПа для Bois и Meyer, 1080 и 1098 МПа для Khan и Leseur). Вид кривых напряжение-деформация (упругая область не показана) для выбранных наборов коэффициентов показана на рисунке 2.20.

Для каждой из выбранных моделей проведены по три численных исследования воздействия твердых частиц на поверхность образца, скорость частиц 275 м/с, углы воздействия: 25, 55, 85 градусов.

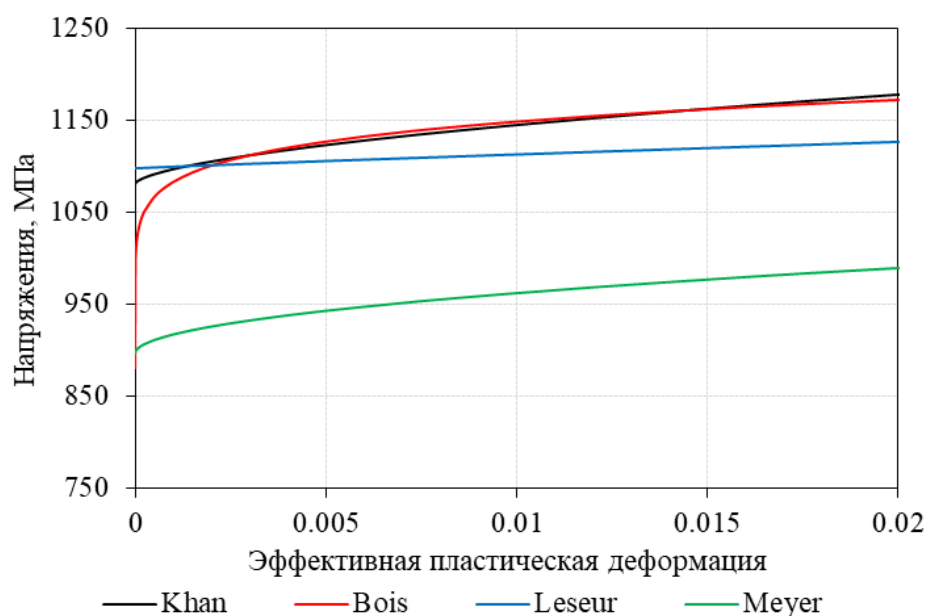


Рисунок 2.20 – Зависимости напряжение-деформация для 4х представительных наборов коэффициентов

Значения коэффициентов модели разрушения Джонсона Кука были взяты из оригинальной работы, где они были найдены впервые для титановых сплавов [133]. Численные значения коэффициентов приведены в таблице 2.8.

В результате расчетов с выбранными наборами коэффициентов модели пластичности и модели разрушения Джонсона Кука были получены кривые зависимости удельной скорости износа от угла воздействия частиц. На рисунке 2.21 представлены полученные зависимости. По их виду можно сделать вывод, что при данной модели разрушения выбор набора коэффициентов модели пластичности влияет только на количественные значения удельной скорости износа, качественно кривые повторяют друг друга.

Таблица 2.8 – Значения коэффициентов модели разрушения Джонсона Кука из оригинальной работы

Коэффициент	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Значение	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87

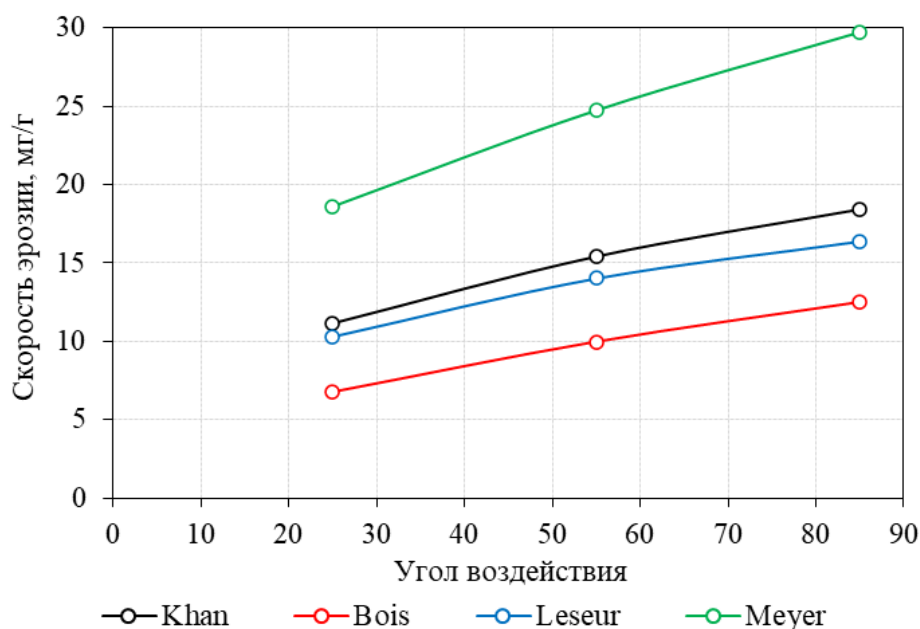


Рисунок 2.21 – Зависимости скорости эрозионного износа от угла воздействия

Зависимости удельной скорости эрозии, нормированные относительно средней точки – угла 55 градусов (рисунок 2.22) – явно демонстрируют небольшую качественную разницу между выбранными 4 моделями.

Разница между средней нормированной скоростью эрозии для 25 градусов и максимальной (модель Meyer), а также минимальной (модель Bois) скоростями составляют 3,9% и -6,6% соответственно. Для точки 85 градусов разница составляет 4% и -3,1% для максимальной (модель Bois) и минимальной (модель Leseur) скоростями эрозии соответственно.

Таким образом, при использовании модели разрушения Джонсона-Кука с настроенными коэффициентами из оригинальной работы нормированные зависимости скорости удельной эрозии от угла укладываются в промежутки 10,5% и 7,1% соответственно при малом угле воздействия и при большом угле воздействия для четырех представительных наборов коэффициентов модели пластичности. Следовательно, выбор набора коэффициентов модели пластичности обуславливает только численные значения кривой скорости эрозии, а не её качественный вид, при условии использования оригинальной модели разрушения.

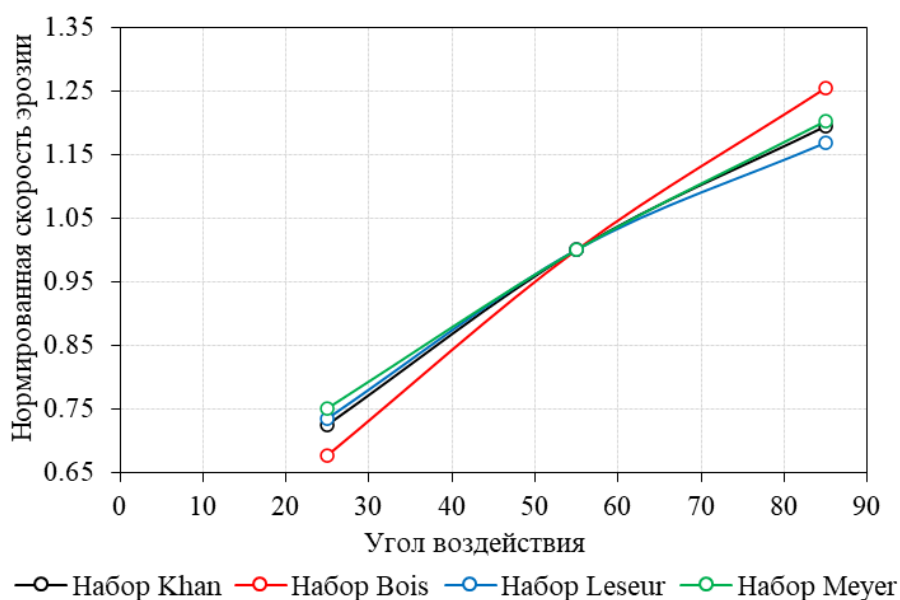


Рисунок 2.22 – Нормированные зависимости скорости эрозионного износа от угла воздействия

2.4.3 Исследование влияния настроечных коэффициентов модели разрушения на эрозионный износ

Влияние коэффициентов D_1, D_2, D_3

Для исследования влияния набора коэффициентов D_1 - D_3 модели разрушения Джонсона Кука на вид кривых эрозионного износа были выполнены численные исследования взаимодействия частиц с образцом, в которых были использованы четыре модели пластичности, исследованные ранее. В качестве наборов коэффициентов модели разрушения использовались наборы из оригинальной работы Джонсона-Кука [133] и из экспериментальной работы Wang [164], коэффициенты перечислены в таблице 2.9.

Таблица 2.9 – Наборы коэффициентов модели разрушения Джонсона-Кука

Коэффициент	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Johnson [133]	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87
Wang B. et al. [164]	0,097	0,118	-2,764	0,014	3,87

Зависимости «скорость эрозионного износа – угол воздействия» для модели разрушения Johnson приведены на рисунке 2.21, для модели разрушения Wang приведены на рисунке 2.23. Наблюдается, что с использованием модели разрушения Wang выбор модели пластичности уже значительно влияет на характер кривой скорости эрозии, в отличие от модели разрушения Johnson. При этом видно, что максимальная скорость износа для всех четырех представительных моделей пластичности лежит в области 85 градусов для модели разрушения Johnson, а для модели Wang пиковое значение износа смещается в область 55 градусов.

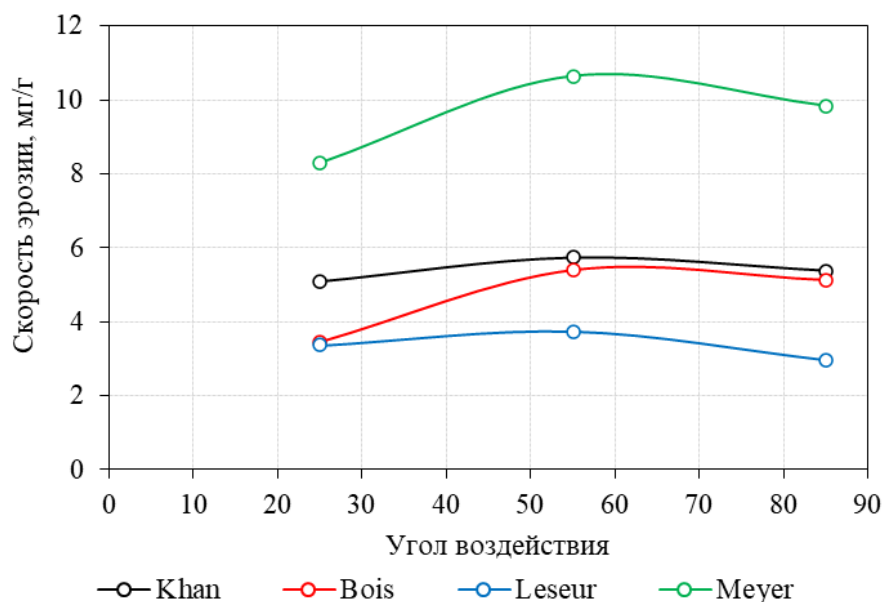


Рисунок 2.23 – Зависимости скорости эрозионного износа от угла воздействия с моделью разрушения Wang

На графике (рисунок 2.24) приведено сравнение зависимостей скорости эрозионного износа для четырех моделей пластичности с двумя различными наборами коэффициентов модели разрушения.

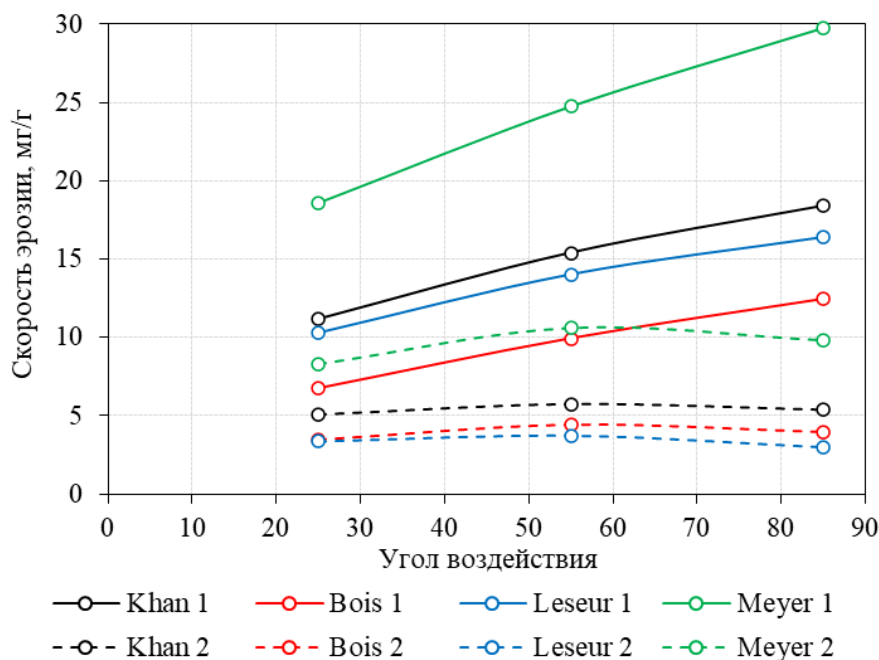


Рисунок 2.24 – Скорости эрозионного износа с различными моделями разрушения, литера 1 – модель разрушения Johnson, литера 2 – модель разрушения Wang

Из графиков следует, что модель разрушения Wang дает меньшие значения скорости износа для каждого из углов воздействия. В таблице 2.10 перечислены скорости эрозионного износа для различных пар сочетаний «модель пластичности» и «модель разрушения».

В среднем, разница между значениями скорости эрозии при использовании двух различных наборов коэффициентов модели разрушения составляют 62,6%, 57,6%, 74,2%, 59,8% для моделей пластичности Khan, Bois, Leseur, Meyer соответственно.

При сравнении зависимостей скорости эрозии от угла воздействия (рисунок 2.24) для двух различных моделей разрушения с одной моделью пластичности видно, что на качественный вид кривой – положение максимума эрозии, а также значение эрозии при минимальном и максимальном углах воздействия значительно влияет набор значений коэффициентов D_1 - D_3 модели разрушения. Также эти коэффициенты влияют на количественные значения, получаемые при одинаковых моделях пластичности, при этом, наблюдается повторяемость: набор Meyer для модели пластичности дает самые большие значения износа по всем углам для обоих наборов

коэффициентов модели разрушения, набор Khan дает средние значения, а наборы Bois и Leseur наименьшие. Причем, в зависимости от выбранного набора коэффициентов модели разрушения кривые, полученные от наборов Bois и Leseur меняются местами. В связи с этим, влияние остальных коэффициентов разрушения на вид зависимости скорости эрозионного будет рассматриваться на примере модели пластичности Khan, так как она дает стабильно усредненные значения износа по всем углам, среди четырёх выбранных представительных наборов коэффициентов модели пластичности Джонсона-Кука.

Таблица 2.10 – Сравнение скоростей эрозии для разных сочетаний моделей пластичности и разрушения Джонсона-Кука

Угол, °	Удельная скорость эрозионного износа, мг/г		Разница, %
	Модель пластичности	Модель разрушения	
	Khan + Johnson	Khan + Wang	
25	11,152	5,085	54,4
55	15,391	5,734	62,7
85	18,379	5,384	70,7
	Bois + Johnson	Bois + Wang	
25	6,729	3,441	48,9
55	9,937	4,412	55,6
85	12,466	3,939	68,4
	Leseur + Johnson	Leseur + Wang	
25	10,308	3,365	67,4
55	14,033	3,745	73,3
85	16,397	2,977	81,7
	Meyer + Johnson	Meyer + Wang	
25	18,585	8,281	55,4
55	24,725	10,641	57
85	29,713	9,835	66,9

Влияние коэффициента D_4

Коэффициент D_4 – это коэффициент влияния скорости деформации в модели разрушения Джонсона-Кука. Для оценки его влияния на эрозионный износ были выполнены численные исследования с варьированием значения коэффициента на $\pm 50\%$, а также при двух скоростях столкновения частиц с образцом: 100 м/с и 250 м/с, исследовались углы столкновения 25° , 55° и 85° при температуре процесса 22°C . В таблице 2.11 перечислены значения коэффициентов модели разрушения и скорости столкновения, которые использовались при исследовании влияния коэффициента D_4 .

Результаты численного исследования представлены в таблице 2.12. На рисунке 2.25 представлены нормированные зависимости (попарно для кривых с одинаковыми коэффициентами модели разрушения) скорости эрозионного износа по значению скорости износа для угла падения частиц равного 55° и скорости 250 м/с.

Таблица 2.11 – Значения коэффициентов модели и скорости воздействия частиц при исследовании влияния коэффициента D_4

№	Скорость частиц, м/с	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1	100	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87
2	250				0,014	
3	100				0,007(-50%)	
4	250				0,007(-50%)	
5	100				0,021(+50%)	
6	250				0,021(+50%)	
7	100	0,097	0,118	-2,764	0,014	3,87
8	250				0,014	
9	100				0,007(-50%)	
10	250				0,007(-50%)	
11	100				0,021(+50%)	
12	250				0,021(+50%)	

Из рисунка 2.25 следует, что коэффициент D_4 практически не влияет на качественный вид кривой, в отличие от $D_1 - D_3$, при этом оказывает влияние на

относительную разницу между значениями удельной скорости износа для двух разных скоростей. Так, для значения коэффициента D_4 , равного 0,007 средняя разница между кривыми износа полученными при скоростях 250 м/с и 100 м/с составляет 23 %, для D_4 равного 0,014 составляет 29 %, для D_4 равного 0,021 составляет 34,4%, т.е. наблюдается увеличение разницы в относительных значениях скорости эрозии между двумя скоростями процесса при увеличении значения коэффициента влияния скорости деформации.

Следовательно, варьирование коэффициента D_4 позволяет достичь требуемого влияния скорости частицы на относительную разницу между удельными скоростями эрозионного износа, полученными при различных скоростях воздействия, при этом минимально влияя на качественный вид зависимости «удельная скорость эрозионного износа – угол воздействия частиц».

Таблица 2.12 – Результаты численного исследования влияния коэффициента D_4

№	Скорость воздействия, м/с	Значения коэффициентов модели					Удельная скорость износа (мг/г) для каждого угла воздействия (°)		
		D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	25	55	85
1	100	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87	7,952	10,953	13,143
2	250				0,014		11,169	15,384	18,461
3	100				0,007		8,944	12,391	14,432
4	250				0,007		11,715	16,229	18,903
5	100				0,021		7,380	10,114	11,897
6	250				0,021		11,117	15,234	17,921
7	100	0,097	0,118	-2,764	0,014	3,87	3,670	4,053	3,753
8	250				0,014		5,085	5,734	5,384
9	100				0,007		3,232	3,522	3,381
10	250				0,007		4,102	4,691	4,389
11	100				0,021		2,876	3,410	3,180
12	250				0,021		4,552	5,263	4,791

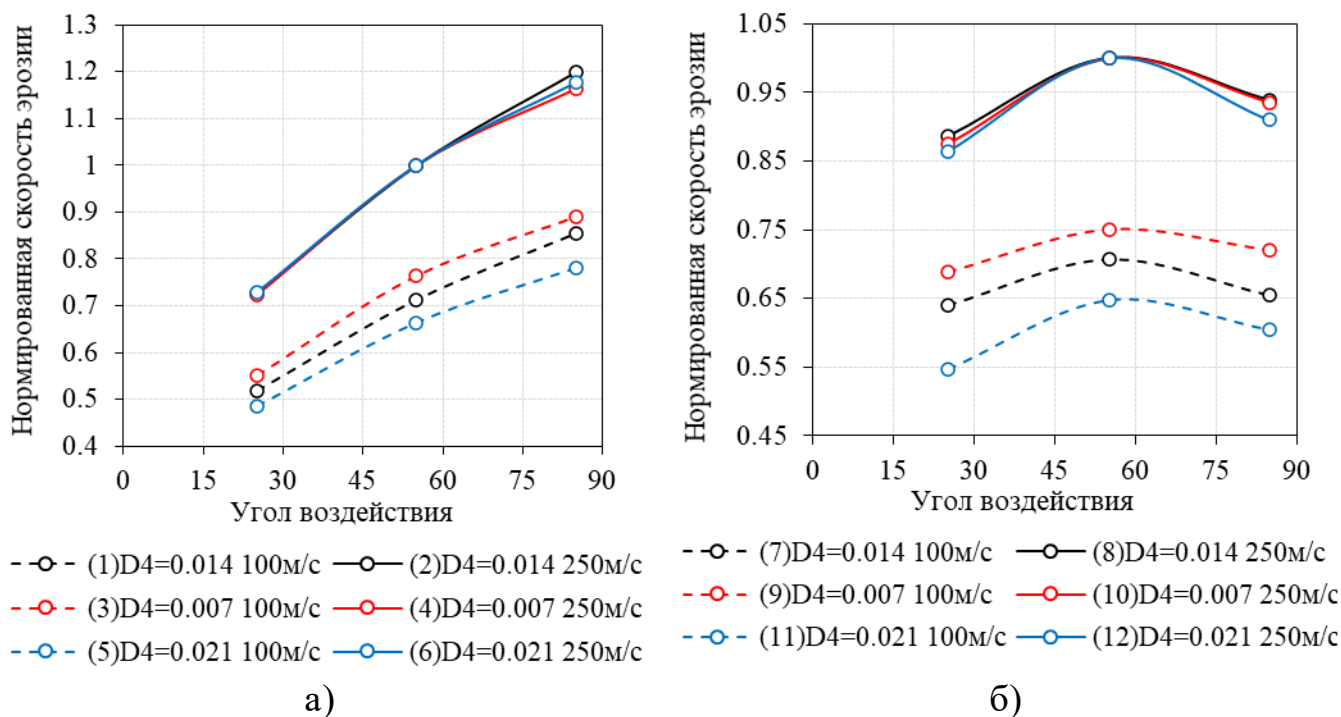


Рисунок 2.25 – Нормированные скорости эрозионного износа (попарно по скорости 250 м/с и углу 55°) с различными значениями коэффициента D_4 , а) для $D_1 = -0,09$; $D_2 = 0,25$; $D_3 = -0,05$; $D_5 = 3,87$; б) для $D_1 = -0,097$; $D_2 = 0,118$; $D_3 = -2,764$; $D_5 = 3,87$

Влияние коэффициента D_5

Коэффициент D_5 – это коэффициент влияния температуры в модели разрушения Джонсона-Кука. Для оценки его влияния на эрозионный износ были выполнены численные исследования с варьированием значения коэффициента на $\pm 50\%$, а также при двух температурах процесса: 22°C и 450°C , исследовались углы столкновения 25° , 55° и 85° при скорости столкновения 275 м/с. В таблице 2.13 перечислены значения коэффициентов, которые использовались при исследовании влияния коэффициента D_5 и температуры, при которых происходит процесс эрозии.

Результаты численного исследования представлены в таблице 2.14. На рисунке 2.26 представлены нормированные зависимости скорости эрозионного износа по значению скорости эрозии для угла падения частиц равного 55° и температуры 22°C попарно для кривых с одинаковыми коэффициентами модели разрушения.

Таблица 2.13 – Значения коэффициентов модели и температуры процесса при исследовании влияния коэффициента D_5

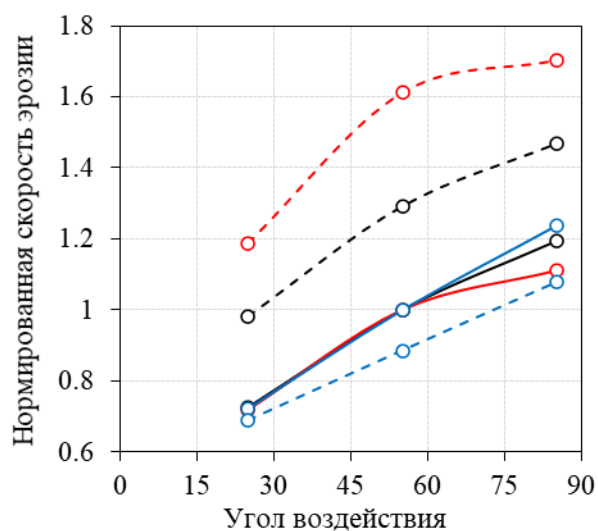
№	Температура процесса, °C	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1	22	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87
2	450					3,87
3	22					1,93 (-50%)
4	450					1,93(-50%)
5	22					5,81(+50%)
6	450					5,81(+50%)
7	22	0,097	0,118	-2,764	0,014	3,87
8	450					3,87
9	22					1,93(-50%)
10	450					1,93(-50%)
11	22					5,81(+50%)
12	450					5,81(+50%)

Из рисунка 2.26 следует, что коэффициент D_5 влияет как на качественный вид зависимостей, так и существенно влияет на относительную разницу между кривыми, полученными при различной температуре, но с одинаковыми наборами коэффициентов модели разрушения.

Так, при значении коэффициента D_5 , равном 1,93 относительная средняя разница между кривыми равна 36,9%, для 3,87 равна 22,5%, для 5,81 равна -10,9%, из чего следует, что с помощью коэффициента влияния температуры возможно откалибровать модель разрушения под требуемую разницу между зависимостями удельной скорости эрозионного износа при различных температурах, вплоть до случая, когда износ при высокой температуре будет ниже, чем при комнатной. Также значение коэффициента влияет на форму зависимости износа, чем меньше значение коэффициента D_5 , тем менее выраженный становится пик (максимум) кривой становится кривая, практически близкой к линейной зависимости скорости эрозии от угла воздействия.

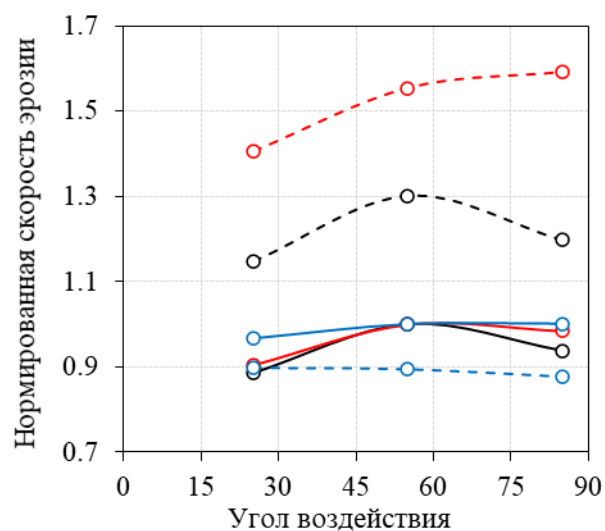
Таблица 2.14 – Результаты численного исследования влияния коэффициента D_5

№	Температура процесса, °C	Значения коэффициентов модели					Удельная скорость износа (мг/г) для каждого угла воздействия (°)		
		D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	25	55	85
1	100	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87	11,152	15,391	18,379
2	250					3,87	15,084	19,881	22,611
3	100					1,93	12,023	16,747	18,605
4	250					1,93	19,894	26,990	28,514
5	100					5,81	11,312	15,675	19,419
6	250					5,81	10,796	13,883	16,904
7	100	0,097	0,118	-2,764	0,014	3,87	5,086	5,735	5,384
8	250					3,87	6,585	7,467	6,870
9	100					1,93	5,616	6,209	6,114
10	250					1,93	8,726	9,647	9,879
11	100					5,81	5,035	5,208	5,214
12	250					5,81	4,682	4,666	4,563



—○— (1) $D_5=3,87$ 25°C -○- (2) $D_5=3,87$ 450°C
—○— (3) $D_5=1,93$ 25°C -○- (4) $D_5=1,93$ 450°C
—○— (5) $D_5=5,81$ 25°C -○- (6) $D_5=5,81$ 450°C

а)



—○— (7) $D_5=3,87$ 25°C -○- (8) $D_5=3,87$ 450°C
—○— (9) $D_5=1,93$ 25°C -○- (10) $D_5=1,93$ 450°C
—○— (11) $D_5=5,81$ 25°C -○- (12) $D_5=5,81$ 450°C

б)

Рисунок 2.26 – Нормированные скорости эрозионного износа (попарно по температуре 25°C и углу 55°) с различными значениями коэффициента D_5 , а) для $D_1 = -0,09$; $D_2 = 0,25$; $D_3 = -0,05$; $D_4 = 0,014$; б) для $D_1 = -0,097$; $D_2 = 0,118$; $D_3 = -2,764$; $D_4 = 0,014$

На основании проведённого исследования влияния коэффициентов разрушения и анализа вида уравнения критической деформации разрушения (формула 2.30) можно сделать вывод, что коэффициенты D_1 - D_3 , D_4 и D_5 независимо влияют на удельную скорость эрозионного износа, при этом D_1 - D_3 оказывают влияние как на качественный вид кривой износа (положение максимума эрозии и значения на краях диапазона углов), так и количественное значение удельной скорости эрозии в точке максимума. D_4 незначительно влияет на качественный вид зависимости «эрозия - угол столкновения», при этом, оказывает заметное влияние на относительную разницу между двумя кривыми эрозионного износа, полученными при различных скоростях частиц, но с одинаковыми остальными параметрами, наблюдается увеличение разницы в относительных значениях при увеличении значения коэффициента влияния скорости деформации. D_5 также незначительно влияет на качественный вид зависимости, при этом, существенно влияет на относительную разницу между двумя кривыми эрозионного износа, полученными при различных температурах процесса, но с одинаковыми остальными параметрами. При увеличении значения коэффициента влияния температуры в модели разрушения наблюдается уменьшение разницы между кривыми, вплоть до случая, когда износ при низких температурах становится больше, чем при высоких.

Подобное поведение коэффициентов модели разрушения позволяет независимо друг от друга подбирать их значения, но требует четкой верификации расчетной модели по экспериментальным данным для широкого диапазона условий.

2.5 Выводы по главе 2

На основании результатов численного моделирования проточной части модельного осевого компрессора в трехмерной газодинамической постановке с добавлением в поток твердых частиц были получены следующие результаты:

1. Получены зоны деталей тракта компрессора – поверхностей аэродинамического профиля лопаток – подверженных эрозионному износу твердыми частицами;

2. Установлены статистические распределения скоростей и углов воздействия твердых частиц на поверхности рабочих и направляющих лопаток, для каждой ступени получены температуры, при которых происходит процесс эрозионного износа;

3. Показано, что скорости воздействия частиц лежат в пределах от 100 м/с до 325 м/с для всех ступеней, кроме ВНА, где скорости лежат в пределах от 20 м/с до 100 м/с. При увеличении диаметров частиц пик распределения скоростей столкновений смещается в сторону больших значений, средняя по распределению скорость уменьшается из-за увеличения инерции частиц;

4. Установлено, что наиболее часто столкновение частиц с поверхностью лопаток происходит в промежутке углов от 25° до 30° , нижняя граница углов столкновения равна 5° , верхняя 65° . Увеличение диаметров частиц ведет к смещению пиковых значений частотных распределений углов воздействия к большим значениям, для первой и второй ступени разница составляет около 10° между наименьшим и наибольшим диаметрами (100 мкм и 400 мкм соответственно), для последующих ступеней разница составляет 5° .

5. Установлено, что температуры, при которых происходит процесс эрозии в тракте компрессора лежат в пределах от 300К до 500К, увеличиваясь от ВНА до НА пятой ступени.

На основании результатов явного динамического анализа взаимодействия твердых частиц и поверхности, были получены следующие результаты:

1. Установлено, что размер ячейки сетки образца, при которой сеточное разрешение перестает влиять на значения удельной скорости эрозионного износа, составляет 1/100 от диаметра частиц, в данном исследовании размер ячейки сетки принят 2,5 мкм;

2. Выявлено, что возможно сократить расчетное время с помощью введения коэффициента сокращения времени (TRF), который уменьшает промежуток между началом движения двух последовательно взаимодействующих с образом частиц. Использование коэффициента сокращения времени равного 10 не влияет на численный результат скорости эрозионного износа;

3. Установлено, что необходимое количество частиц для получения постоянного численного результата скорости эрозионного износа в одном расчете равно 200;

4. Показано качественное и количественное влияние наборов коэффициентов моделей пластичности и разрушения Джонсона-Кука для титанового сплава на зависимости «скорость эрозионного износа – угол воздействия»;

5. Найден набор коэффициентов модели пластичности (набор Khan) титанового сплава, дающий средние результаты скорости эрозионного износа при использовании разных наборов коэффициентов модели разрушения материала. Набор Khan выбран для последующей верификации динамической модели эрозионного износа твердыми частицами титановых сплавов в условиях работы осевого компрессора ТВaД на основании результатов экспериментов;

6. Установлено, что коэффициенты модели разрушения D_1 - D_3 , D_4 и D_5 оказывают независимое влияние на характер и численные значения зависимости удельной скорости эрозионного износа от угла падения твердых частиц, а, следовательно, определение их значений может быть проведено независимо друг от друга.

7. Установлено, что наибольшее влияние на качественный вид зависимости скорости эрозии от угла воздействия (положения максимума эрозионного износа, значения в краевых точках – меньших и наибольших углах воздействия) имеют наборы коэффициентов модели разрушения D_1 - D_3 . Коэффициенты также оказывают влияние на численные значения эрозионного износа.

8. Установлено, что коэффициент D_4 существенно влияет на относительную разницу между двумя кривыми эрозионного износа, полученными при различных скоростях частиц, но с одинаковыми остальными параметрами, при которых происходит численное исследование эрозии. Для значения коэффициента D_4 , равного 0,007, средняя разница между кривыми износа, полученными при скоростях 250 м/с и 100 м/с составляет 25,1%, для D_4 0,014 составляет 33,6%, для D_4 равного 0,021 составляет 39,8%. Наблюдается увеличение разницы в относительных значениях скорости эрозии между двумя скоростями процесса при увеличении значения коэффициента влияния скорости деформации.

9. Установлено, что коэффициент D_5 существенно влияет на относительную разницу между двумя кривыми эрозионного износа, полученными при различных температурах процесса, но с постоянными остальными параметрами, при которых происходит численное исследование эрозии. При значении коэффициента D_5 , равном 1,93 относительная средняя разница между кривыми равна 35,1%, для 3,87 равна 20,8%, для 5,81 равна -10,8%. Также показано, что значение коэффициента D_5 влияет на форму зависимости скорости эрозии от угла падения, так, при значении коэффициента 1,93 зависимость приобретают линейный характер, при значении 5,81 кривая износа имеет явный пик.

ГЛАВА 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА ТИТАНОВОГО СПЛАВА ТВЕРДЫМИ ЧАСТИЦАМИ С УЧЕТОМ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

3.1 Материалы и геометрические параметры исследуемых образцов

Для исследования эрозионного износа титанового сплава, а также влияния остаточных напряжений на скорость эрозионного износа, были использованы образцы из титанового сплава ВТ6. Химический состав материала образцов представлен в таблице 3.1.

Таблица 3.1 – Химический состав титанового сплава ВТ6 по ГОСТ 19807-91

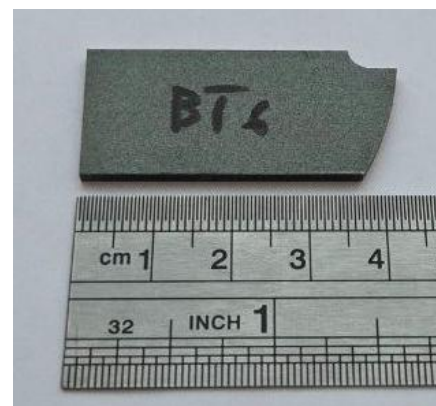
Обозначение марки	Химический состав, %										
	Титан	Алюминий	Ванадий	Цирконий	Кремний	Железо	Кислород	Водород	Азот	Углерод	Прочие примеси
ВТ6	Основа	5,3-6,8	3,5-5,3	0,3	0,1	0,60	0,20	0,015	0,05	0,10	0,30

Для исследования износа использовались образцы двух габаритных размеров: для малого угла натекания образцы 85x20x2мм (рисунок 3.1а) и для больших углов 42x20x2мм (рисунок 3.1б).

Образцы изготавливались отрезанием с помощью электроэрозионной обработки от прутка, катанного диаметром 85мм с припуском под последующую финишную обработку с одной из сторон образца. Далее - операция шлифовки поверхности лицевой стороны образца до шероховатости Ra1,6. Для снятия остаточных напряжений после обработки производился отжиг полученных образцов со следующим режимом: отжиг при температуре со следующим режимом: отжиг при температуре 800°C с выдержкой 2 часа, далее охлаждение в печи до температуры 100°C с последующим охлаждением на воздухе.



а)



б)

Рисунок 3.1 – Образцы для исследования на эрозионный износ: а) для малых углов, б) для больших углов

В половине образцов после отжига наводились сжимающие остаточные напряжения амплитудой -300 МПа и степенью наклепа 18% в поверхностном слое с помощью технологии лазерного ударного упрочнения на установке LS85 производства компании ООО «Прогрессивные производственные технологии». Режим обработки на лазерной установке: 60% перекрытия, удельная мощность 5,56 ГВт/см².

3.2 Установка для испытаний на эрозионный износ

Исследования на эрозионный износ, а также на влияние остаточных напряжений титанового сплава производились на эрозионном стенде на базе кафедры 204 МАИ (НИУ). Установка представляет из себя ускоритель твердых частиц с помощью воздушного потока с точной регулировкой параметров: давления и температуры, а также расхода твердой фазы. Эрозионный стенд (схема представлена на рисунке 3.2) состоит из следующих узлов: 1 – вводного патрубка; 2 – манометра контроля давления; 3 – питателя роторного вибрационного РВ-85М производства компании ДИМЕТ, предназначенного для точного регулирования расхода твердой фазы; 4 –

смесителя, где твердая фаза подхватывается воздушным потоком; 5 – разгонного насадка, где твердая фаза разгоняется до необходимой скорости; 6 – держателя для образцов, который позволяет устанавливать образец под необходимым углом к потоку (от 0° до 90°) с термопарой для контроля температуры образца; 7 – пылезащитная камера ПЗК-С5 стенда с системой фильтров.

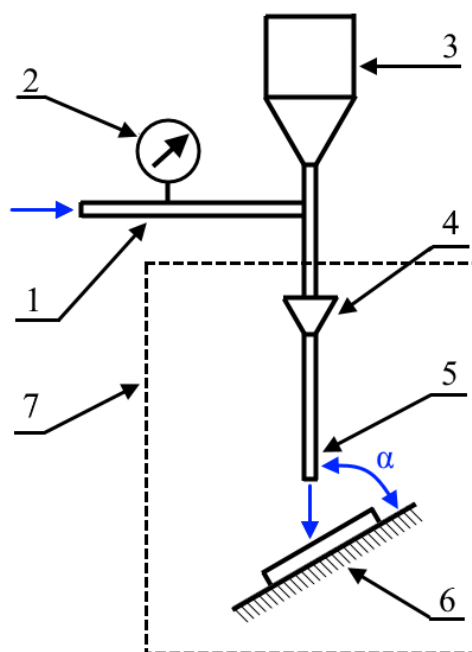


Рисунок 3.2 – Схема эрозионного стенда

В держателе для образцов предусмотрено место крепления термопары, с помощью которой производится контроль температуры образца в ходе испытаний.

3.3 Свойства абразива

В качестве абразивных твердых частиц при испытаниях использовался кварцевый песок фракции 0,1-0,3 мм. Перед испытаниями песок был просеян: были оставлены фракции, которые прошли через сито с ячейкой 315 мкм и не прошедшие сито с ячейкой 160 мкм. На рисунке 3.3 показаны частоты распределения частиц по массе и по количеству. Песок просеивался на лабораторных ситах с ячейками 160, 200, 250, 315 мкм.

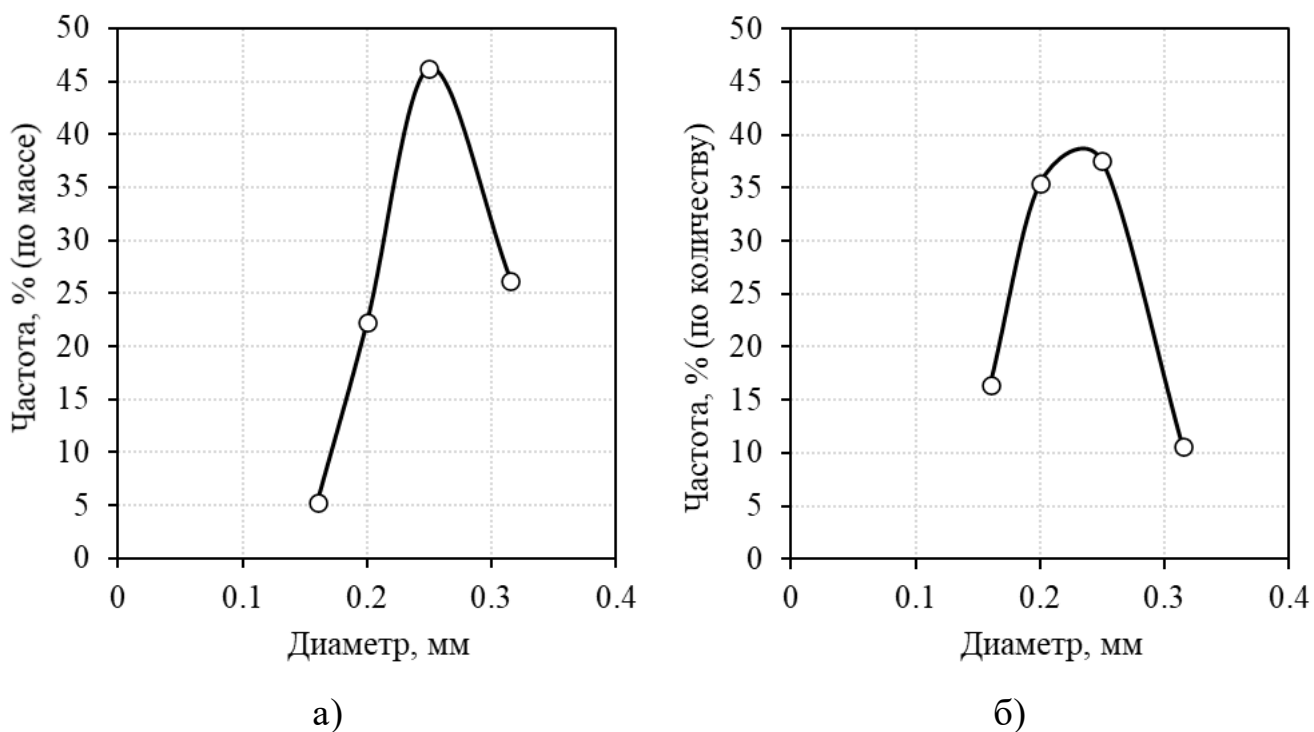
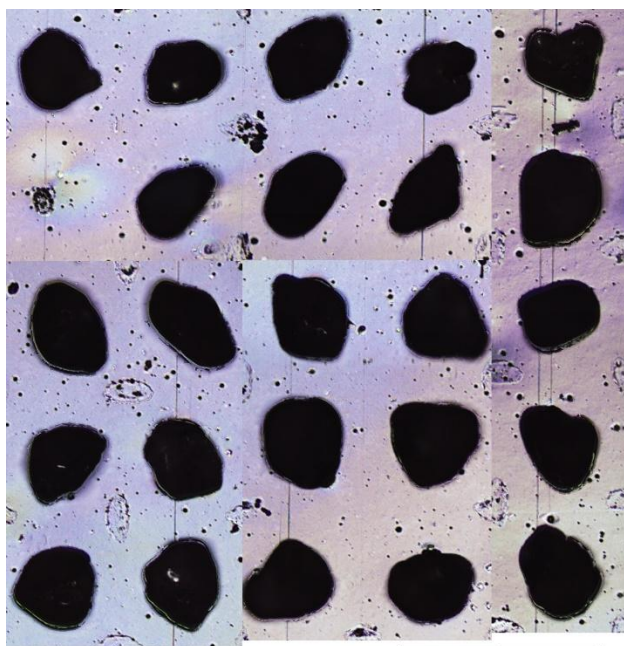


Рисунок 3.3 – Распределения частиц; а) массовое распределение; б) количественное распределение

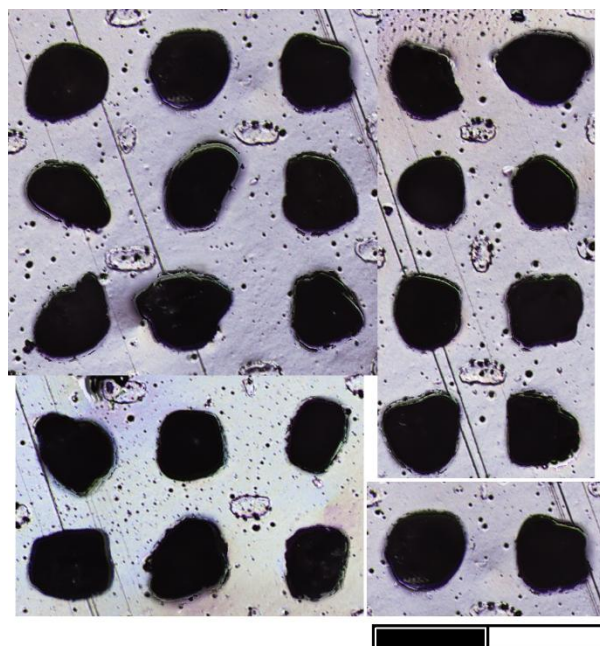
С помощью оптического конфокального микроскопа Olympus LEXT OLS 5000 (рисунок 3.4) просеянный на каждом из сит песок фотографировался для оценки формы частиц. На рисунке 3.5 представлены фотографии частиц для разных ячеек сит. Фракция 315 мкм, 250 мкм, 200 мкм и 160 мкм представлены на рисунке 3.5 а-г соответственно.



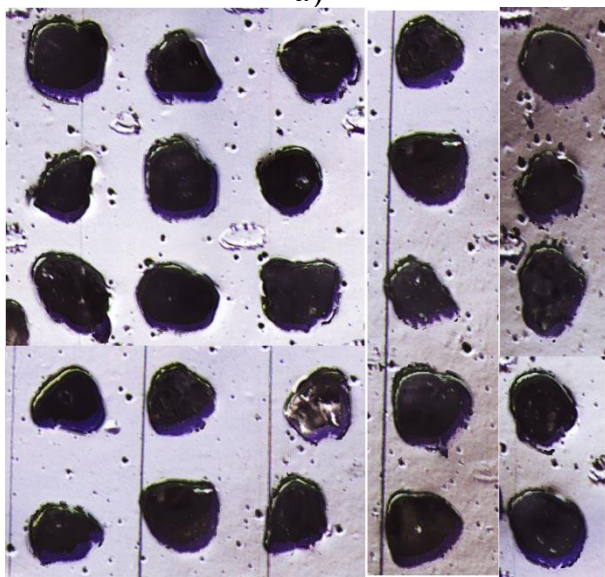
Рисунок 3.4 – Оптический конфокальный микроскоп



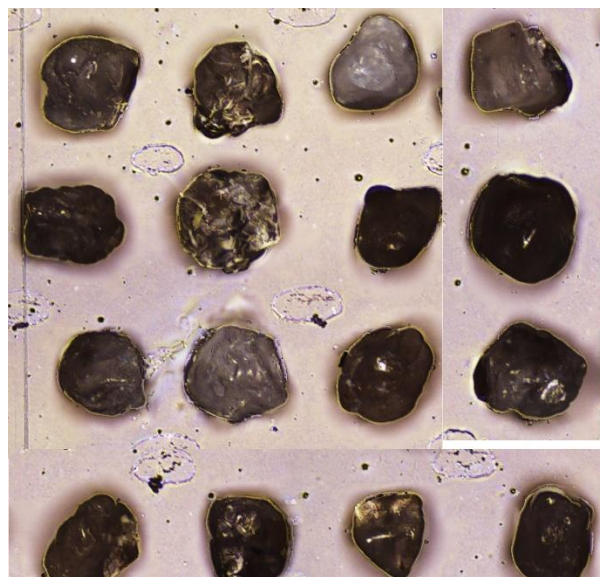
а)



б)



в)



г)

Рисунок 3.5 – Фотографии разных фракций песка; а) фракция 0,315 мм; б) фракция 0,25 мм; в) фракция 0,2 мм; г) фракция 0,16 мм

3.4 Оборудование и методика измерения износа

Унос массы Δm из-за воздействия твердых частиц на образец рассчитывается как разница массы образца до испытаний и массы образца после испытаний (формула 3.1).

Удельная скорость эрозионного износа ER рассчитывается как отношение уноса массы материала образца к массе твердых частиц, воздействующих на поверхность образца по ПНСТ 527-2021 (формула 3.2).

$$\Delta m = \frac{m_0}{m}, \quad (3.1)$$

$$ER = \frac{\Delta m}{M}, \quad (3.2)$$

где:

m_0 – начальная масса образца;

m – масса образца после испытаний;

M – кумулятивная масса твердых частиц, воздействующих на образец.

Продолжительность воздействия твердых частиц на образец выбиралась на основании контрольного образца, для которого проводилось несколько промежуточных взвешиваний в процессе эксперимента на определенном режиме (давление и температура потока воздуха), для того, чтобы достичь линейной зависимости потери массы образца от времени экспозиции в потоке твердых частиц (рисунок 3.6).

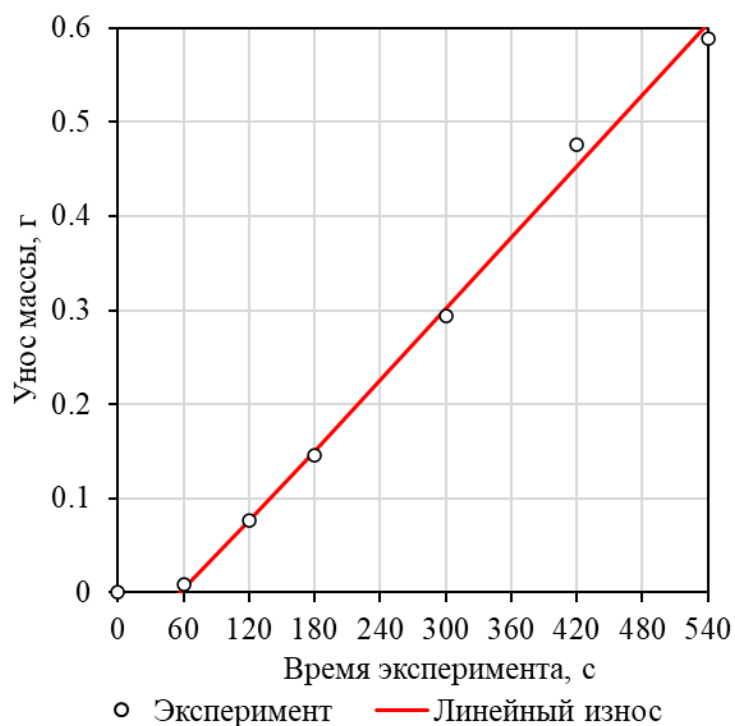


Рисунок 3.6 – Зависимость потери массы контрольного образца от времени эксперимента

Контроль массы образцов производился на аналитических весах Vibra HTR-220CE с дискретностью измерений 0,0001г и классом точности «специальный» (I). Общий вид указанных весов приведен на рисунке 3.7.



Рисунок 3.7 – Аналитические весы Vibra HTR-220CE

3.5 Методика измерения скорости воздействия твердых частиц

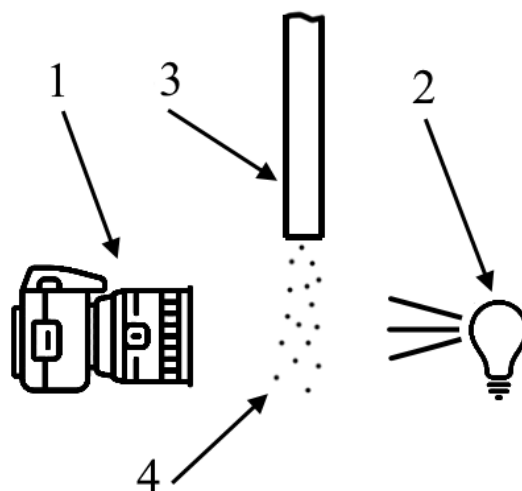


Рисунок 3.8 – Схема измерения скорости частиц методом треков

Скорость твердой фазы на выходе из ускорителя измерялась с помощью метода треков. Схема измерения скорости частиц представлена на рисунке 3.8. Установка состоит из: 1 – фотоаппарат; 2 – источник света (вспышка) с настраиваемым временем экспозиции; 3 – трубка ускорителя; 4 – конус распыла частиц. Скорость частиц v_u рассчитывается по формуле 3.3:

$$v_u = \frac{l}{t}, \quad (3.3)$$

где:

l – длина трека;

t – время экспозиции вспышки.

На рисунке 3.9 представлены фотографии треков частиц в процессе настройки стенда на нужные параметры температуры и скорости воздействия частиц. На фотографии измеряется длина трека в пикселях на экране и пересчитывается с помощью известного диаметра ускорителя в миллиметры, а далее по формуле 3.3 вычисляется реальная скорость частиц.

Настройка на необходимую скорость частиц производится один раз, далее эксперименты проводятся при постоянных значениях давления и температурах потока на входе в вводной патрубок.

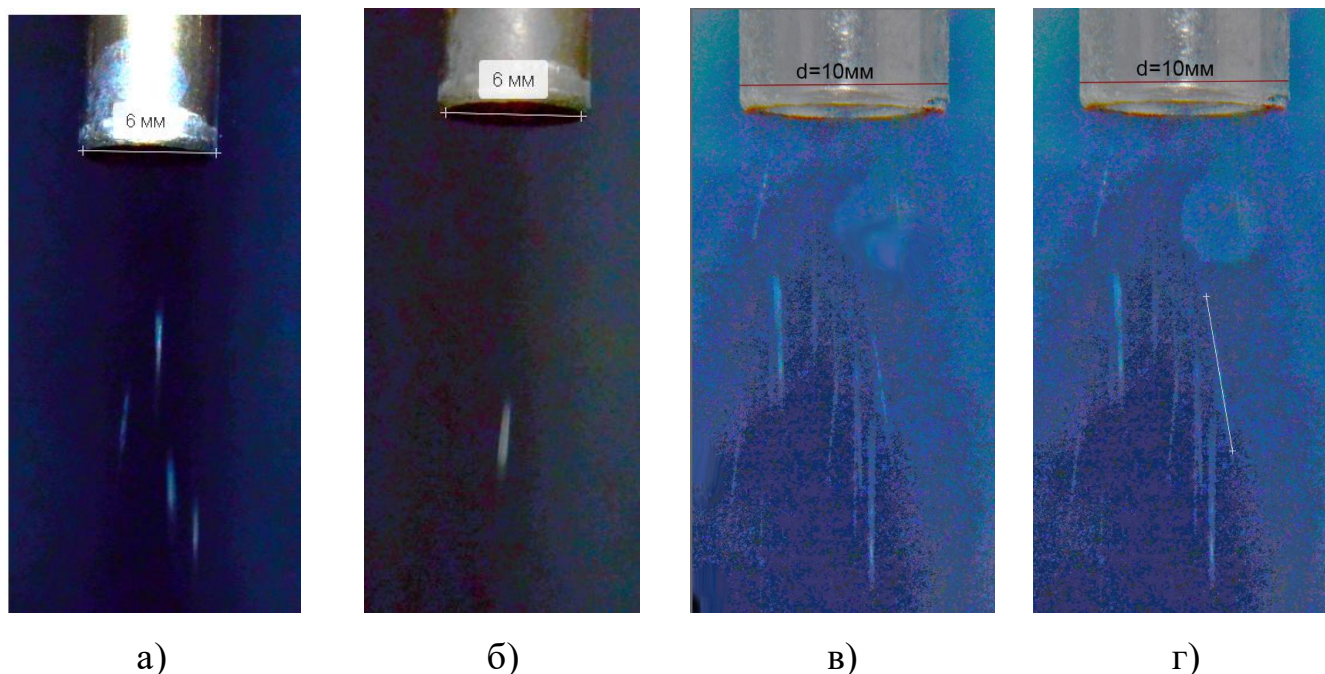


Рисунок 3.9 – Пример фотографий треков частиц, а) скорость 106,7 м/с, температура 22°C; б) скорость 107 м/с, температура 450°C; в) скорость 250,2 м/с, температура 24°C; г) скорость 275,5 м/с, температура 455°C

3.6 Постановка экспериментального исследования

Для исследования эрозионного износа титанового сплава твердыми частицами в условиях работы компрессора ТВaД, а также влияния на износ остаточных напряжений в поверхностном слое, была составлена программа экспериментальных исследований (таблица 3.2). В ходе экспериментов были выбраны следующие граничные значения параметров, при которых происходит процесс эрозии:

- скорость воздействия частиц на образец: 100 м/с и 275 м/с;
- температура, при которой происходит воздействие: 25°C и 450°C;

- угол воздействия частиц: 25°, 55°, 85°;
- остаточные напряжения в поверхностном слое образца: 0 МПа и -300 МПа.

Время воздействия частиц на одном режиме равнялось 300 с, расход твердых частиц составлял 0,27 г/с (16,2 г/мин).

Таблица 3.2 – Программа экспериментальных исследований

№	Угол воздействия, °	Скорость воздействия, м/с	Температура, °С	Остаточные напряжения, МПа	Кол-во повторов
1	25	100	25	0	3
2	55	100	25	0	3
3	85	100	25	0	3
4	25	275	25	0	3
5	55	275	25	0	3
6	85	275	25	0	3
7	25	100	450	0	3
8	55	100	450	0	3
9	85	100	450	0	3
10	25	275	450	0	3
11	55	275	450	0	3
12	85	275	450	0	3
13	25	100	25	-300	3
14	55	100	25	-300	3
15	85	100	25	-300	3
16	25	275	25	-300	3
17	55	275	25	-300	3
18	85	275	25	-300	3
19	25	100	450	-300	3
20	55	100	450	-300	3
21	85	100	450	-300	3
22	25	275	450	-300	3
23	55	275	450	-300	3
24	85	275	450	-300	3

3.7 Результаты экспериментального исследования

На основании программы экспериментальных исследований была проведена серия экспериментов по исследованию эрозионного износа титановых сплавов на разных режимах с наличием и без остаточных напряжений в поверхностном слое образцов. Полученные результаты перечислены в таблицах 3.3 – 3.10. На основании полученных данных были построены зависимости «удельная скорость эрозионного износа – угол воздействия». Данные зависимости изображены на рисунках 3.10 и 3.11.

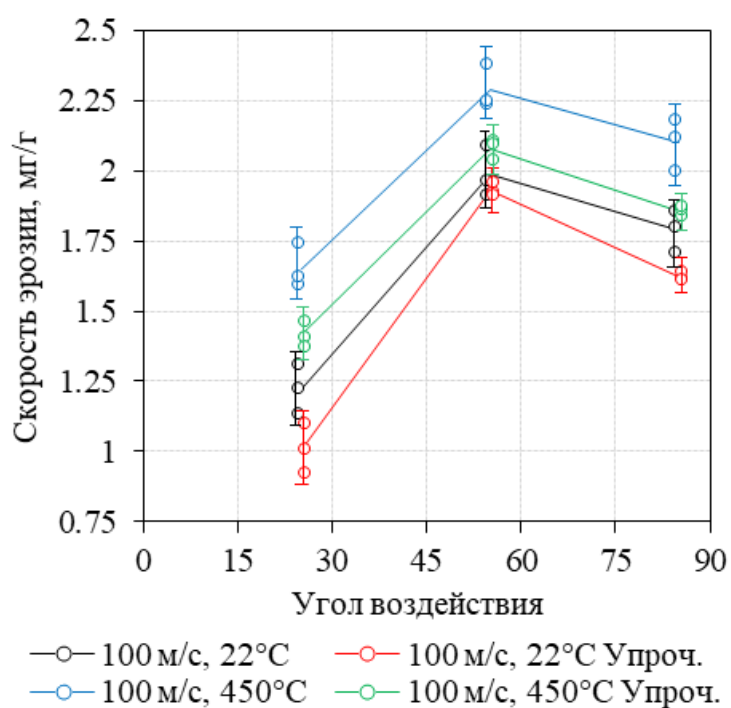


Рисунок 3.10 – Зависимости скорости эрозионного износа для испытаний при скорости части 100 м/с, температур процесса 22°C и 450 °C

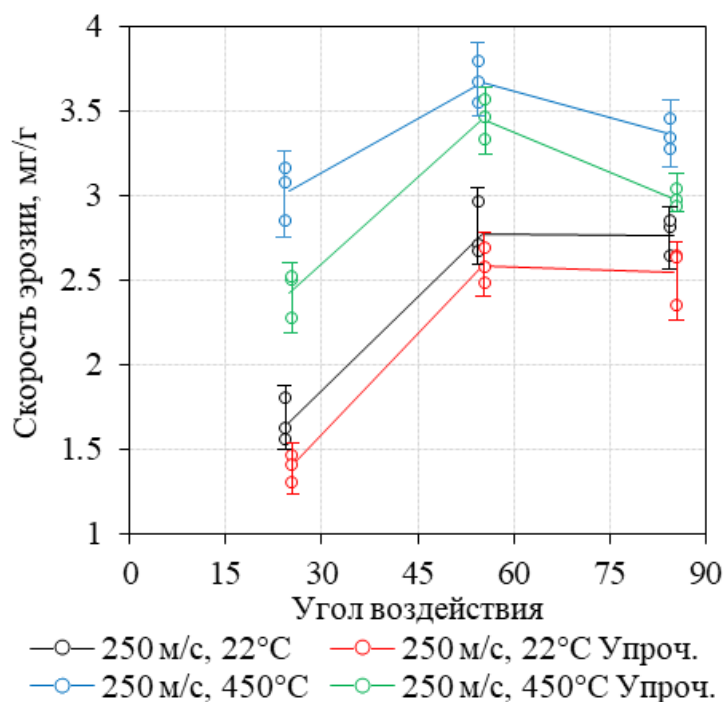


Рисунок 3.11 – Зависимости скорости эрозионного износа для испытаний при скорости части 250 м/с, температур процесса 22°C и 450 °C

Таблица 3.3 – Результаты эрозионных испытаний при 100м/с, 22°C, без остаточных напряжений в поверхностном слое

Угол воздействия, °	Температура образца, °C	Масса образца до, г	Масса образца после, г	Унос массы, г	Скорость уноса массы, г/с	Удельная скорость эрозии, мг/г
25	25	15,0401	14,9493	0,0908	0,0003	1,121
25	27	15,1132	15,0141	0,0991	0,00033	1,223
25	23	15,6283	15,521	0,1073	0,00036	1,325
55	25	8,5015	8,3304	0,1711	0,00057	2,112
55	25	7,6648	7,5058	0,159	0,00053	1,963
55	24	7,7495	7,5964	0,1531	0,00051	1,890
85	26	8,1437	7,998	0,1457	0,00049	1,799
85	22	8,4217	8,2698	0,1519	0,00051	1,875
85	25	7,6559	7,5194	0,1365	0,00046	1,685

Таблица 3.4 – Результаты эрозионных испытаний при 100м/с, 450°C, без остаточных напряжений в поверхностном слое

Угол воздействия, °	Температура образца, °C	Масса образца до, г	Масса образца после, г	Унос массы, г	Скорость уноса массы, г/с	Удельная скорость эрозии, мг/г
25	25	16,08	15,9527	0,1273	0,00042	1,572
25	24	14,7723	14,641	0,1313	0,00044	1,621
25	26	15,1339	14,9912	0,1427	0,00048	1,762
55	22	8,3	8,1209	0,1791	0,0006	2,211
55	25	7,95682	7,7748	0,18202	0,00061	2,247
55	23	8,7059	8,5112	0,1947	0,00065	2,404
85	24	7,1766	6,9981	0,1785	0,0006	2,204
85	25	7,1182	6,9466	0,1716	0,00057	2,119
85	25	7,0399	6,8802	0,1597	0,00053	1,972

Таблица 3.5 – Результаты эрозионных испытаний при 100м/с, 22°C, с остаточными напряжениями с амплитудой -300МПа в поверхностном слое

Угол воздействия, °	Температура образца, °C	Масса образца до, г	Масса образца после, г	Унос массы, г	Скорость уноса массы, г/с	Удельная скорость эрозии, мг/г
25	455	16,4974	16,4158	0,0816	0,00027	1,007
25	457	15,4278	15,3541	0,0737	0,00025	0,910
25	462	15,9952	15,9051	0,0901	0,0003	1,112
55	478	8,2806	8,1249	0,1557	0,00052	1,922
55	469	8,0857	7,9326	0,1531	0,00051	1,890
55	476	8,3612	8,2009	0,1603	0,00053	1,979
85	450	7,4533	7,3239	0,1294	0,00043	1,598
85	472	7,7171	7,5829	0,1342	0,00045	1,657
85	463	8,243	8,1124	0,1306	0,00044	1,612

Таблица 3.6 – Результаты эрозионных испытаний при 100м/с, 450°С, с остаточными напряжениями с амплитудой -300МПа в поверхностном слое

Угол воздействия, °	Температура образца, °С	Масса образца до, г	Масса образца после, г	Унос массы, г	Скорость уноса массы, г/с	Удельная скорость эрозии, мг/г
25	452	15,1749	15,0551	0,1198	0,0004	1,479
25	456	16,0952	15,9811	0,1141	0,00038	1,409
25	472	14,8946	14,7847	0,1099	0,00037	1,357
55	461	8,4239	8,2514	0,1725	0,00058	2,130
55	455	8,15395	7,99085	0,1631	0,00054	2,014
55	468	8,2894	8,1197	0,1697	0,00057	2,095
85	472	8,1459	7,9987	0,1472	0,00049	1,817
85	458	8,01887	7,86617	0,1527	0,00051	1,885
85	463	8,7837	8,6321	0,1516	0,00051	1,872

Таблица 3.7 – Результаты эрозионных испытаний при 250м/с, 22°С, без остаточных напряжений в поверхностном слое

Угол воздействия, °	Температура образца, °С	Масса образца до, г	Масса образца после, г	Унос массы, г	Скорость уноса массы, г/с	Удельная скорость эрозии, мг/г
25	29	15,208	15,0835	0,1245	0,00041	1,537
25	24	15,263	15,132	0,131	0,00044	1,617
25	25	15,1517	15,0042	0,1475	0,00049	1,821
55	29	7,9298	7,6877	0,2421	0,00081	2,989
55	27	7,8955	7,6766	0,2189	0,00073	2,702
55	29	8,1564	7,9431	0,2133	0,00071	2,633
85	29	8,2186	7,991	0,2276	0,00076	2,810
85	25	15,6512	15,4183	0,2329	0,00078	2,875
85	24	8,4834	8,2721	0,2113	0,0007	2,609

Таблица 3.8 – Результаты эрозионных испытаний при 250м/с, 450°C, без остаточных напряжений в поверхностном слое

Угол воздействия, °	Температура образца, °C	Масса образца до, г	Масса образца после, г	Унос массы, г	Скорость уноса массы, г/с	Удельная скорость эрозии, мг/г
25	450	15,5173	15,2897	0,2276	0,00076	2,810
25	450	15,1654	14,907	0,2584	0,00086	3,190
25	454	16,0482	15,7991	0,2491	0,00083	3,075
55	451	8,2949	7,9842	0,3107	0,00104	3,836
55	449	8,07013	7,7733	0,29683	0,00099	3,665
55	452	8,5379	8,2541	0,2838	0,00095	3,504
85	450	9,1865	8,904	0,2825	0,00094	3,488
85	447	7,0917	6,8303	0,2614	0,00087	3,227
85	448	13,753	13,4826	0,2704	0,0009	3,338

Таблица 3.9 – Результаты эрозионных испытаний при 250м/с, 22°C, с остаточными напряжениями с амплитудой -300МПа в поверхностном слое

Угол воздействия, °	Температура образца, °C	Масса образца до, г	Масса образца после, г	Унос массы, г	Скорость уноса массы, г/с	Удельная скорость эрозии, мг/г
25	25	13,6903	13,5708	0,1195	0,0004	1,475
25	25	15,3997	15,2961	0,1036	0,00035	1,279
25	25	14,334	14,2201	0,1139	0,00038	1,406
55	25	8,2342	8,014	0,2202	0,00073	2,719
55	24	6,9851	6,777	0,2081	0,00069	2,569
55	25	7,6097	7,4115	0,1982	0,00066	2,447
85	26	8,3596	8,1721	0,1875	0,00063	2,315
85	27	8,2244	8,0104	0,214	0,00071	2,642
85	26	7,0084	6,7926	0,2158	0,00072	2,664

Таблица 3.10 – Результаты эрозионных испытаний при 250м/с, 450°С, с остаточными напряжениями с амплитудой -300МПа в поверхностном слое

Угол воздействия, °	Температура образца, °С	Масса образца до, г	Масса образца после, г	Унос массы, г	Скорость уноса массы, г/с	Удельная скорость эрозии, мг/г
25	455	15,2598	15,0784	0,1814	0,0006	2,240
25	457	13,9601	13,7579	0,2022	0,00067	2,496
25	450	14,6535	14,4474	0,2061	0,00069	2,544
55	453	7,2711	6,9912	0,2799	0,00093	3,456
55	462	6,9023	6,6063	0,296	0,00099	3,654
55	449	7,4768	7,2149	0,2619	0,00087	3,233
85	457	8,2495	8,001	0,2485	0,00083	3,068
85	450	7,7302	7,4925	0,2377	0,00079	2,935
85	461	6,8492	6,6119	0,2373	0,00079	2,930

Из рисунков 3.10 и 3.11 явно следует, что остаточные напряжения, наведенные методом лазерного ударного упрочнения, уменьшают удельную скорость эрозионного износа образцов, тем самым повышая эрозионную стойкость титановых сплавов, применяемых в компрессорах ГТД.

В сводной таблице 3.11 перечислены средние арифметические значения удельной скорости эрозионного износа для всех экспериментальных точек, а также показана разница между неупрочнёнными и упрочнёнными образцами при одинаковых условиях эксперимента (температуры берутся как среднее арифметическое по 3 экспериментам с одинаковой скоростью частиц)

Таблица 3.11 – Сводная таблица результатов экспериментального исследования

Скорость воздействия, м/с	Температура образца, °С	Остаточные напряжения, МПа	Удельная скорость эрозии, мг/г		
			Угол воздействия, °		
			25	55	85
100	24,7	0	1,223	1,988	1,786
100	24,3	-300	1,010	1,930	1,622
Относительная разница удельной скорость эрозии			17,4%	2,9%	9,2%
100	464,7	0	1,651	2,287	2,098
100	461,9	-300	1,415	2,079	1,858
Относительная разница удельной скорость эрозии			14,3%	9,1%	11,4%
250	26,8	0	1,658	2,775	2,765
250	25,3	-300	1,387	2,578	2,540
Относительная разница удельной скорость эрозии			16,4%	7,1%	8,1%
250	450,1	0	3,025	3,668	3,351
250	454,9	-300	2,427	3,448	2,977
Относительная разница удельной скорость эрозии			19,8%	6%	10%

При наведении сжимающих остаточных напряжений методом лазерного ударного упрочения с амплитудой -300 МПа в поверхностном слое на глубину вплоть до 1 мм также увеличивается микротвердость поверхностного слоя титанового сплава, степень наклепа составляет около 18%, на рисунках 3.12 и 3.13 показаны зависимости остаточных напряжений и микротвердости по глубине образца после наведения остаточных напряжений [165]).

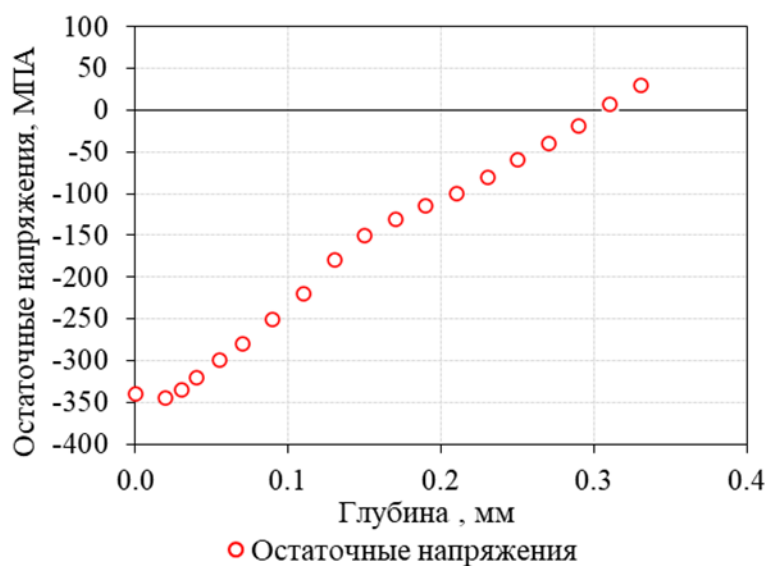


Рисунок 3.12 – Зависимость остаточных напряжений по глубине образца после ЛУО

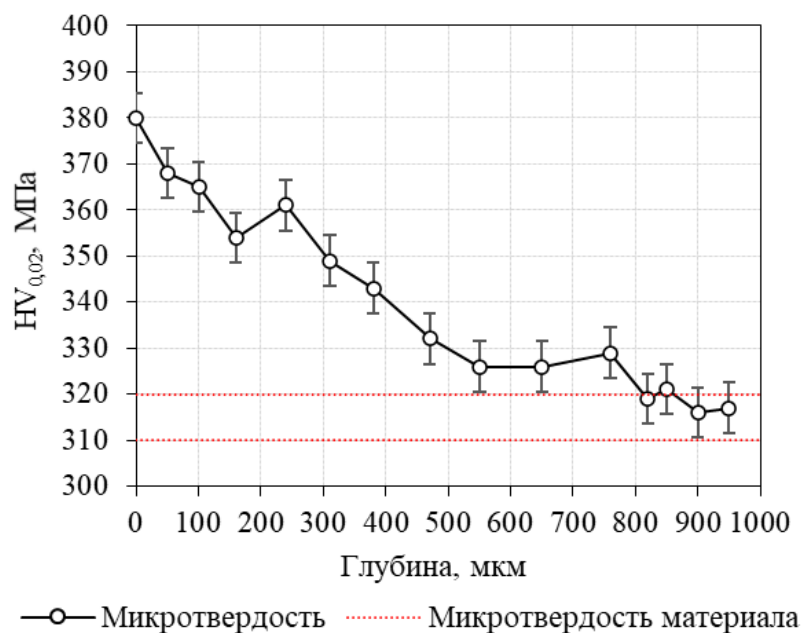


Рисунок 3.13 – Зависимость микротвердости по глубине образца после ЛУО

Наибольшее влияние лазерного ударного упрочнения на эрозионную стойкость наблюдается при наименьших углах воздействия и составляет в среднем 19% для всех режимов. На малых углах при эрозии пластичных материалов частицами основной вклад в изнашивание вносит процесс микрорезания, где твердые частицы выступают в роли абразива, вклад же накопления повреждений в поверхностном слое и усталостного разрушения малы. В связи с этим, на уменьшение скорости эрозионного

износа влияет, в большей степени, другие механические свойства поверхностного слоя после ЛУУ, остаточные напряжения имеют малое влияние.

На больших углах воздействия – ближе к прямому углу падения частиц – скорость эрозионного износа в среднем уменьшается на 10% для всех режимов, что обуславливается уменьшением усталостного разрушения (основного механизма эрозии при больших углах воздействия) поверхностного слоя из-за наличия в нем сжимающих остаточных напряжений [165].

На углах воздействия около 55 градусов, в среднем, скорость эрозии уменьшается на 6,3% что связано как с наличием остаточных напряжений в поверхностном слое, так и измененные механические свойства поверхностного слоя, которые в совокупности влияют на комбинированное воздействие как механизма микрорезания, так и механизма усталостного разрушения, что характерно для углов воздействия частиц от 40 до 60 градусов.

По ПНСТ 527-2021 зависимость удельного эрозионного изнашивания от угла удара частиц о поверхность материала можно аппроксимировать с помощью выражения (формула 3.4):

$$E_{m,m} = K \cdot U_p^n \cdot F(\alpha), \quad (3.4)$$

где

K – масштабный коэффициент, зависящий от пары материалов частицы/образец;

U_p^n – степенная зависимость от скорости удара;

$F(\alpha)$ – функция, описывающая зависимость эрозионного изнашивания от угла падения частиц, для пластичных материалов имеет следующий вид (формула 3.5):

$$F(\alpha)_{\text{ductile}} = A \cdot \left[\sin \alpha + B(\sin \alpha) - \sin^2 \alpha \right]^k \cdot \left[1 - \exp(-C \cdot \alpha) \right], \quad (3.5)$$

$$F(\alpha) \in [0,1] \text{ для } \alpha \in \left[0, \frac{\pi}{2} \right].$$

Для полученных экспериментальных точек были найдены коэффициенты и построены зависимости удельной скорости потери материала (по формуле 3.4), показанные на рисунках 3.14 и 3.15, коэффициенты, входящие в формулы 3.4 и 3.5 перечислены в таблице 3.12.

Таблица 3.12 – Коэффициенты зависимостей удельной скорости потери материала

№	Скорость воздействия, м/с	Температура образца, °С	Остаточные напряжения, МПа	$K, \left(\frac{m}{c}\right)^{-n}$	n	A	B	C	k
1	100	24,7	0	$380 \cdot 10^{-6}$	0,36	1,793	0,692	17,8	1,74
2	250	26,8	0						
3	100	24,3	-300	$425 \cdot 10^{-6}$	0,32	2,272	0,66	8,2	2,2
4	250	25,3	-300						
5	100	464,7	0	$220 \cdot 10^{-6}$	0,51	1,744	0,552	11,4	1,09
6	250	450,1	0						
7	100	461,9	-300	$166 \cdot 10^{-6}$	0,55	2,263	0,552	15,6	1,6
8	250	454,9	-300						

Для оценки зависимостей с найденными коэффициентами были рассчитаны пределы случайных погрешностей экспериментальных измерений с помощью коэффициента Стьюдента для трех измерений ($n = 3$) с доверительной вероятностью $P = 0,9$. Предельное значение ε случайной погрешности вычисляется по формуле 3.6:

$$\varepsilon = \pm t_{P,n} \cdot S_{\bar{x}}, \quad (3.6)$$

где

$t_{P,n}$ – коэффициент Стьюдента, для $P = 0,9$ и $n = 3$ коэффициент $t_{P,n} = 2,9$,

$S_{\bar{x}}$ – оценка среднего квадратического отклонения среднего арифметического значения.

Оценка среднего квадратического отклонения результатов отдельных измерений определяется по формуле 3.7:

$$S = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n-1}}. \quad (3.7)$$

Оценка среднего квадратического отклонения среднего арифметического рассчитывают по формуле 3.8:

$$S_{\bar{x}} = \frac{S}{\sqrt{n}}. \quad (3.8)$$

Полученные зависимости удельной потери материала с установленными коэффициентами и предельными значениями случайной погрешности измерений изображены на рисунке 3.14. Зависимости сгруппированы попарно так, что для разных скоростей столкновения одинаковы температуры процесса эрозии и наличие упрочнения (остаточных напряжений в поверхностном слое). Также зависимости помечены номерами, соответствующими номерам в таблице 3.12.

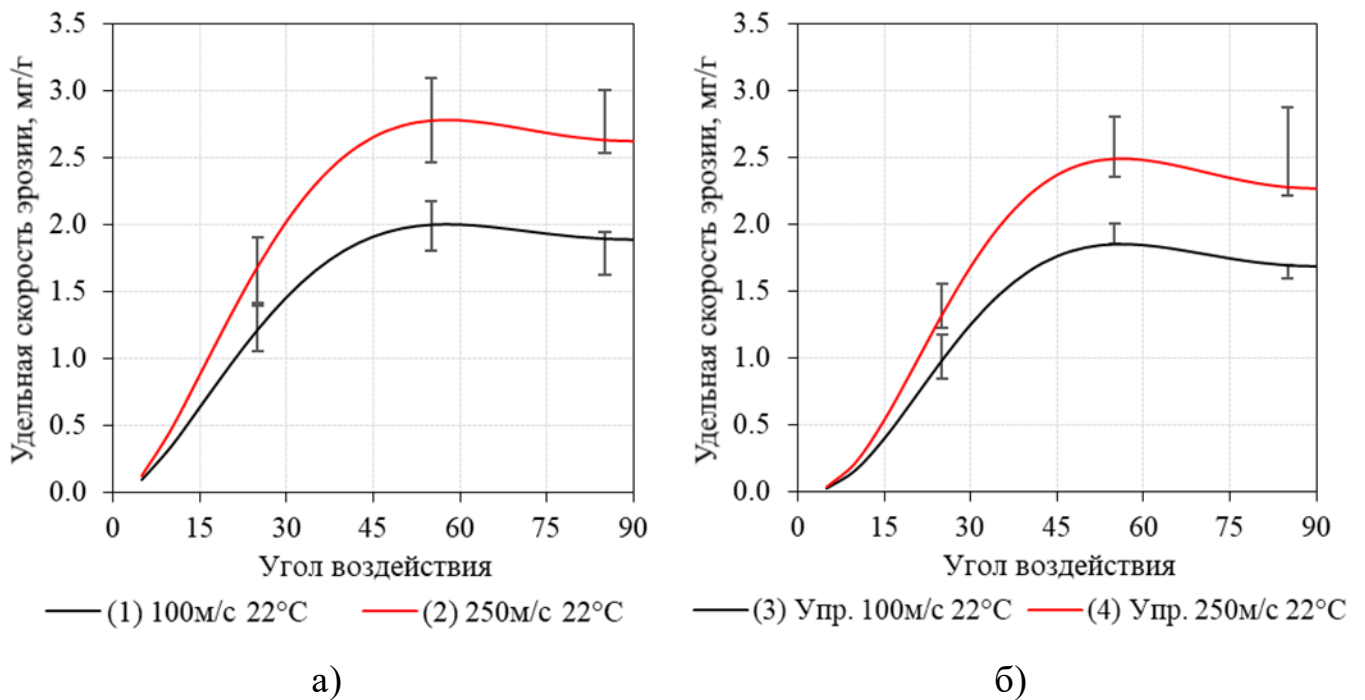


Рисунок 3.14 – Зависимости удельной потери материала, а) зависимость для температуры 22°C и без упрочнения; б) зависимость для температуры 22°C и с упрочнением

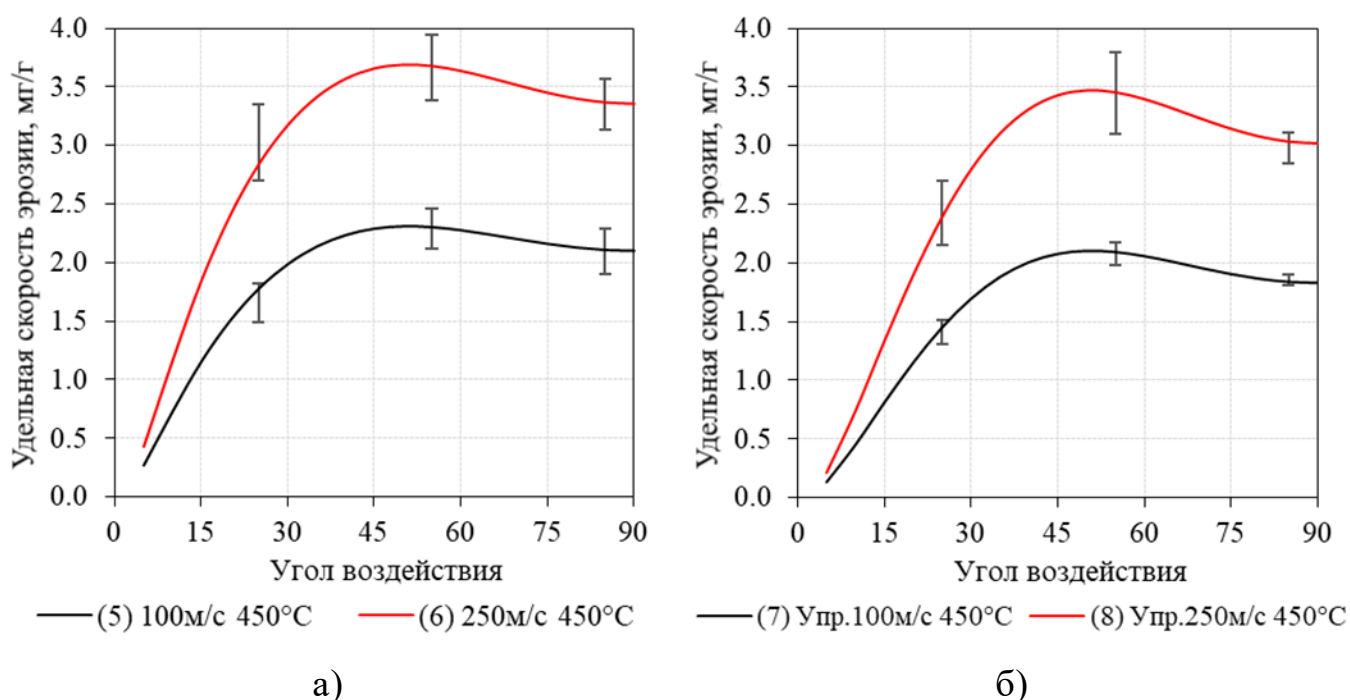


Рисунок 3.15 – Зависимости удельной потери материала, а) зависимость для температуры 450°C и без упрочнения; б) зависимость для температуры 450°C и с упрочнением

3.8 Выводы по главе 3

На основании результатов проведенных экспериментальных исследований влияния остаточных напряжений на эрозионную стойкость титанового сплава можно сделать следующие выводы:

1. Получены экспериментальные кривые скорости эрозионного изнашивания титанового сплава от угла удара частиц при различных условиях процесса эрозии: скоростях 100 м/с и 250 м/с, температурах 22 °C и 450 °C, наличии и отсутствии упрочненного методом ЛУУ поверхностного слоя образца с амплитудой сжимающих остаточных напряжений -300 МПа и степенью наклепа 18%;

2. Установлено, что экспериментальные кривые скорости эрозионного изнашивания качественно соответствуют кривым характерным для пластичных

материалов, где максимальная эрозия приходится на углы в диапазоне от 30° до 50° , минимальная эрозия наблюдается на малых углах, средние значения на углах, близких к прямому.

3. Установлены коэффициенты аппроксимирующих зависимостей удельной потери материала по ПНСТ 527-2021 вследствие эрозионного изнашивания в потоке твердых частиц, оценены пределы случайных погрешностей прямых экспериментальных измерений;

4. Показана тенденция положительного влияния ЛУУ на эрозионную стойкость: при малых углах (до 35°) столкновения частиц с поверхностью титанового сплава скорость эрозионного изнашивания уменьшается в среднем на 17% для всех режимов, при средних углах (от 40° до 60°) уменьшается на 7%, при больших углах (свыше 60°) на 10%.

При больших углах основное влияние оказывают остаточные напряжения, так как основной механизм разрушения поверхности пластичных материалов при больших углах – усталостное разрушение вследствие накопления остаточных напряжений; при малых углах основной вклад в уменьшение скорости эрозионного изнашивания вносит наклеп в поверхностном слое, так как основной механизм разрушения поверхности пластичных материалов при малых углах – микрорезание, где твердые частицы выступают в роли абразива;.

Для уточнения результатов необходимо проведение дополнительных экспериментальных исследований для уменьшения статистических погрешностей и доверительных интервалов при увеличении доверительной вероятности значений скорости эрозионного износа при разных углах столкновения твердых частиц с поверхностью титанового сплава.

ГЛАВА 4. ВАЛИДАЦИЯ МОДЕЛИ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА. МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА В УСЛОВИЯХ РАБОТЫ КОМПРЕССОРА ГТД

4.1 Метод валидации модели

Валидация расчетной модели эрозионного износа производилась на основе описанных ранее экспериментальных данных. Для нахождения оптимальных настроек физических моделей материала использовался метод адаптивной однообъектной оптимизации (Adaptive Single-Objective, ASO), который представляет собой метод прямой однокритериальной оптимизации с поиском минимума или максимума целевой функции и несколькими ограничениями.

Алгоритм работы ASO представляет собой следующую последовательность:

1. Итеративное заполнение пространства параметров (сужающегося с каждой итерацией) на основе нижней и верхней границы значений начальных приближений входных параметров с помощью OSF Sampling (Optimal Space-Filling Design);

2. Построение поверхности отклика (Kriging metamodels) на основе текущего пространства параметров из OSF Sampling и текущих границ пространства с помощью метода Wiener–Kolmogorov algorithm – метода интерполяции, где происходит построение регрессионной зависимости на основе гауссовских процессов (стохастических);

3. Поиск потенциальных оптимальных значений, основанный на градиентном методе на текущей поверхности отклика с помощью NLPQL (Nonlinear Programming by Quadratic Lagrangian) – метода решения задач нелинейной оптимизации с ограничениями;

4. Проверка потенциальных оптимальных значений параметров целевому критерию оптимизации. Происходит проверка значений параметров с помощью

уточнения поверхности отклика и принимается решение о дальнейшем уменьшении пространства параметров;

5. Проверка окончания поиска. Оптимальные значения параметров считаются найденными, если они становятся устойчивыми, при поиске в окрестности оптимальной точки методом NLPQL. Также есть четыре дополнительных условия остановки алгоритма: максимальное число вычислений, максимальное число сужений пространства параметров, процент сужений пространства и значение ошибки целевой функции.

На рисунке 4.1 показана блок схема алгоритма нахождения значений коэффициентов модели разрушения Джонсона-Кука, приведенного выше.

Вследствие того, что коэффициенты модели разрушения Джонсона-Кука влияют на эрозионный износ независимо друг от друга, установление значений коэффициентов будет проводиться в следующем порядке:

1. Нахождение коэффициентов D_1 - D_3 . Таким образом, будет получен качественный и количественный вид зависимости, удовлетворяющий экспериментальным данным;

2. Нахождение коэффициента D_4 . С его помощью будет получено требуемый отклик эрозионного износа материала на скорость частиц;

3. Нахождение коэффициента D_5 . С его помощью будет получено требуемое влияние температуры процесса на удельную скорости эрозии;

4. Проверка комплексного воздействия коэффициентов D_1 - D_5 на зависимость скорости износа и коррекция значений коэффициентов при влиянии всех параметров процесса эрозии.

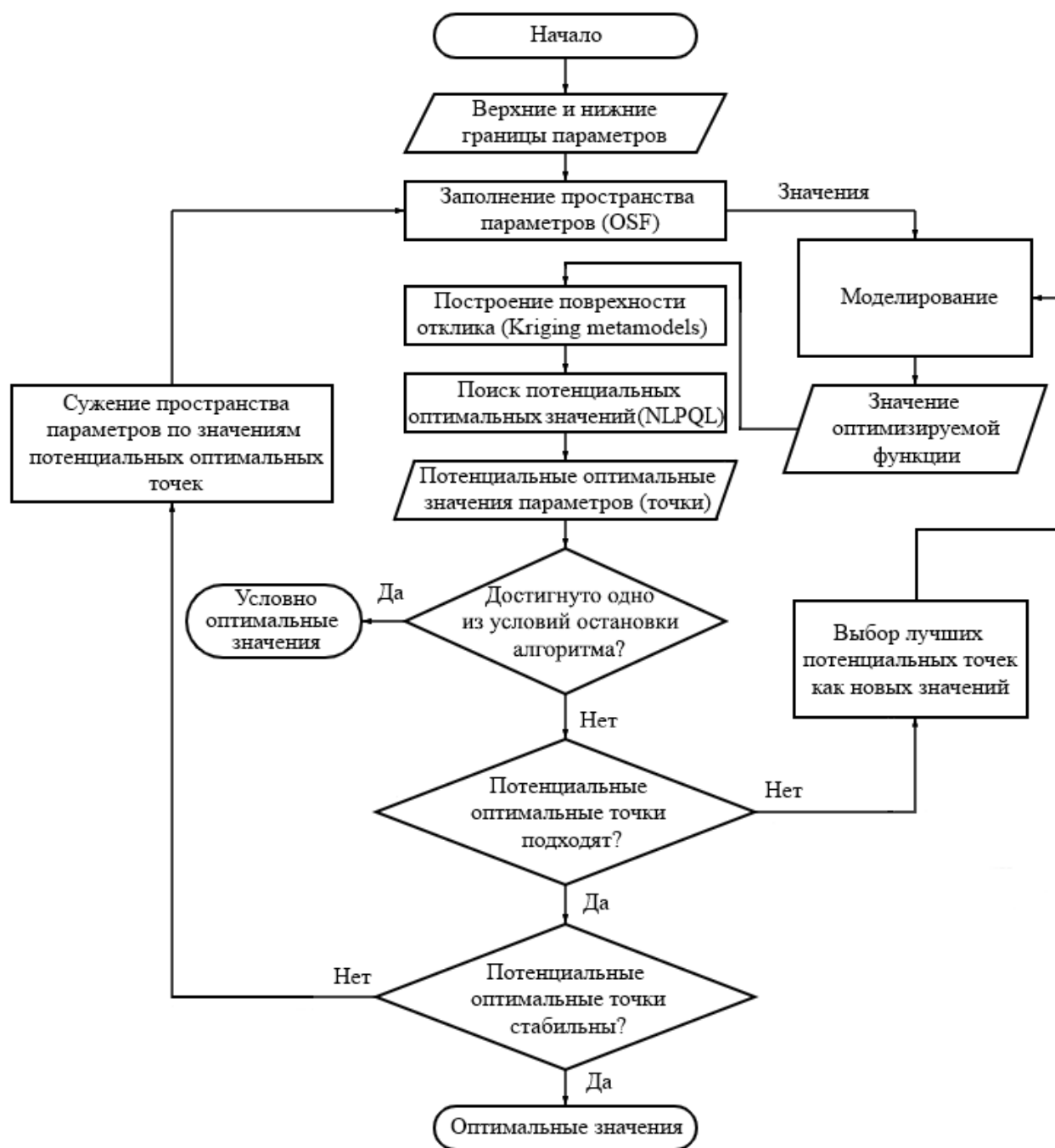


Рисунок 4.1 – Блок схема алгоритма оптимизации

4.2 Определение коэффициентов D_1 , D_2 , D_3 модели разрушения Джонсона-Кука

При нахождении коэффициентов D_1 , D_2 , D_3 модели разрушения Джонсона-Кука в качестве значения целевой функции будет использоваться значение удельной

скорости эрозионного износа, полученные при проведении эксперимента со скоростью твёрдых частиц 250 м/с, температуре 22°C и без упрочнения.

Для отыскания значений коэффициентов D_1 , D_2 , D_3 будет применяться метод наименьших квадратов. Целевая функция – сумма квадратов отклонений расчетной зависимости от экспериментальной будет вычисляться следующим образом (формула 4.1):

$$S(D_1, D_2, D_3) = \sum_{i=1}^3 \left[ER_i^{эксп} - ER_i^{расч}(D_1, D_2, D_3) \right]^2, \quad (4.1)$$

где:

$ER_i^{эксп}$ – значение удельной скорости эрозии в экспериментальной точке;

$ER_i^{расч}(D_1, D_2, D_3)$ – значение удельной скорости, полученное расчетным методом, соответствующим параметрам экспериментальной точки;

i – значение, соответствующие углу воздействия частиц, где $i=1$ соответствует $\alpha=25^\circ$, $i=2$ соответствует $\alpha=55^\circ$, $i=3$ соответствует $\alpha=85^\circ$.

Оптимизация будет проводиться так, чтобы сумма квадратов отклонений стремилась к минимуму (формула 4.2):

$$S(D_1, D_2, D_3) \rightarrow \min. \quad (4.2)$$

В качестве начальных приближений параметров были взяты значения коэффициентов, представленные в таблице 4.1, полученные в предварительных расчетных исследованиях.

Таблица 4.1 – Первоначальные значения оптимизируемых коэффициентов

Коэффициент	D_1	D_2	D_3
Нижнее значение	-0,09	0,1	-2,5
Верхнее значение	0,09	0,3	-0,5

Для нахождения значений коэффициентов D_1 , D_2 , D_3 потребовалось 59 итераций. На рисунке 4.2 представлено изменение суммы квадратов отклонений $S(D_1, D_2, D_3)$ в зависимости от номера итерации.

На рисунках 4.3 – 4.5 представлены изменения значений коэффициентов от номера итерации.

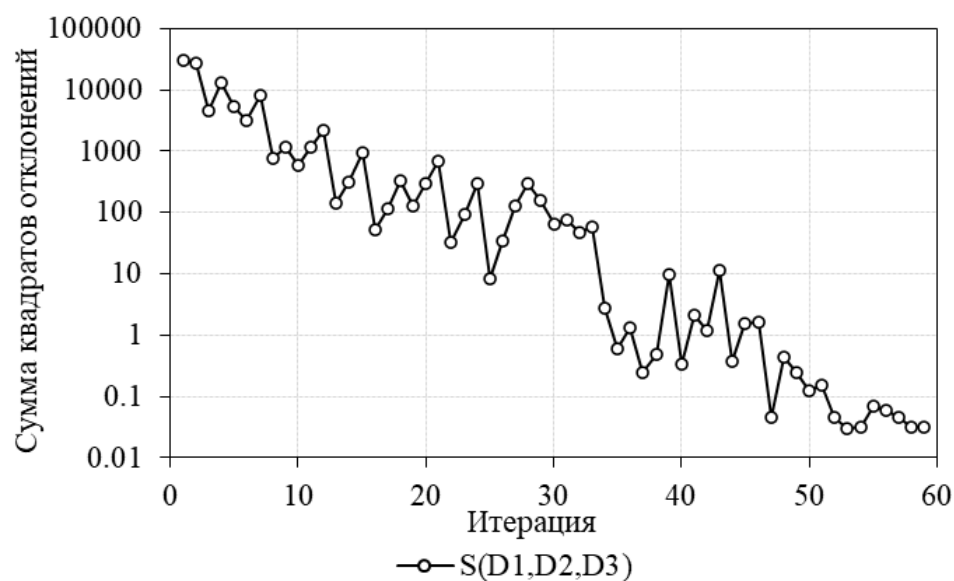


Рисунок 4.2 – Сумма квадратов отклонений расчетных значений от экспериментальных при оптимизации

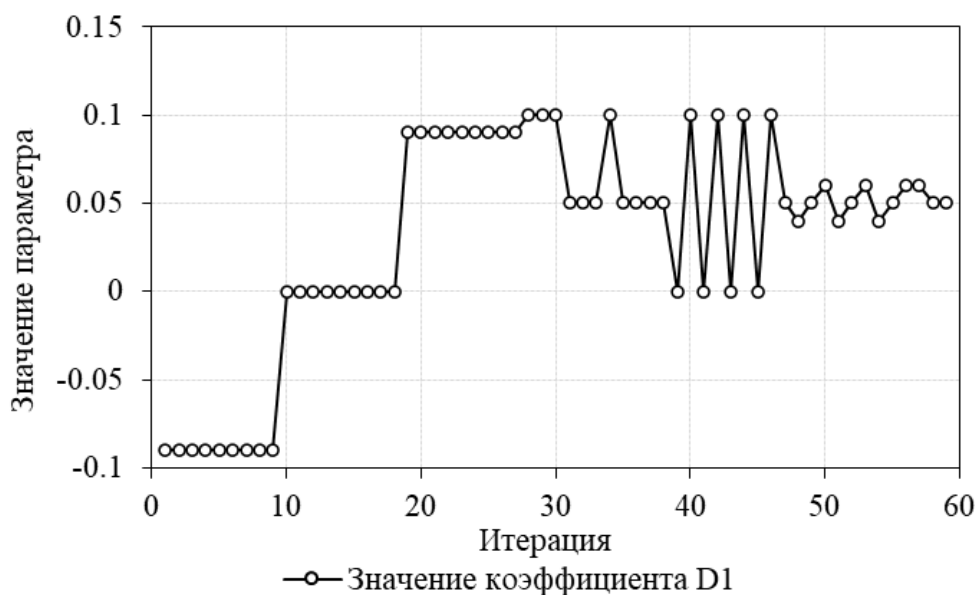


Рисунок 4.3 – Изменение значения коэффициента D_1 по номеру итерации оптимизации

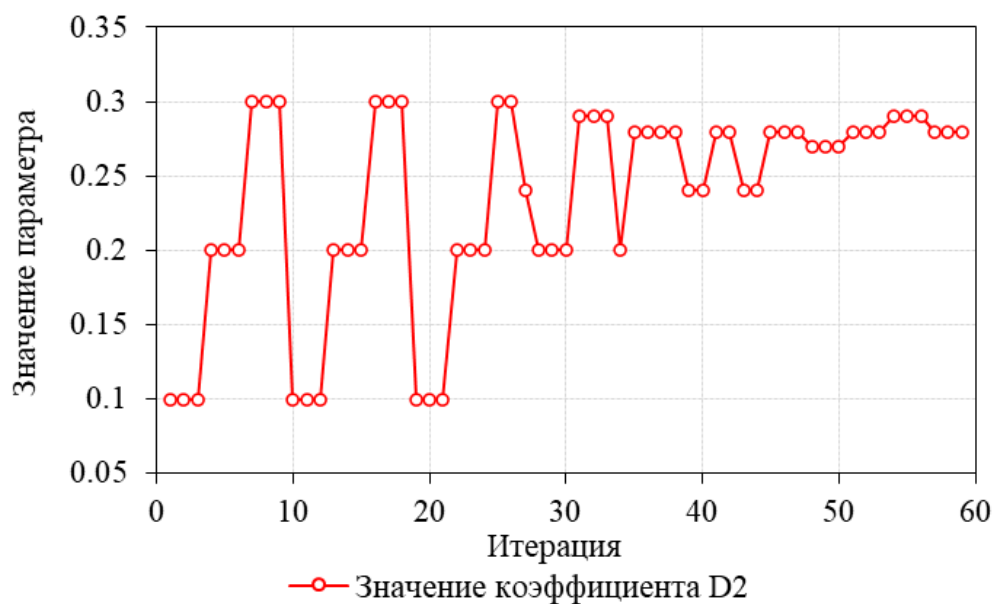


Рисунок 4.4 – Изменение значения коэффициента D_2 по номеру итерации оптимизации

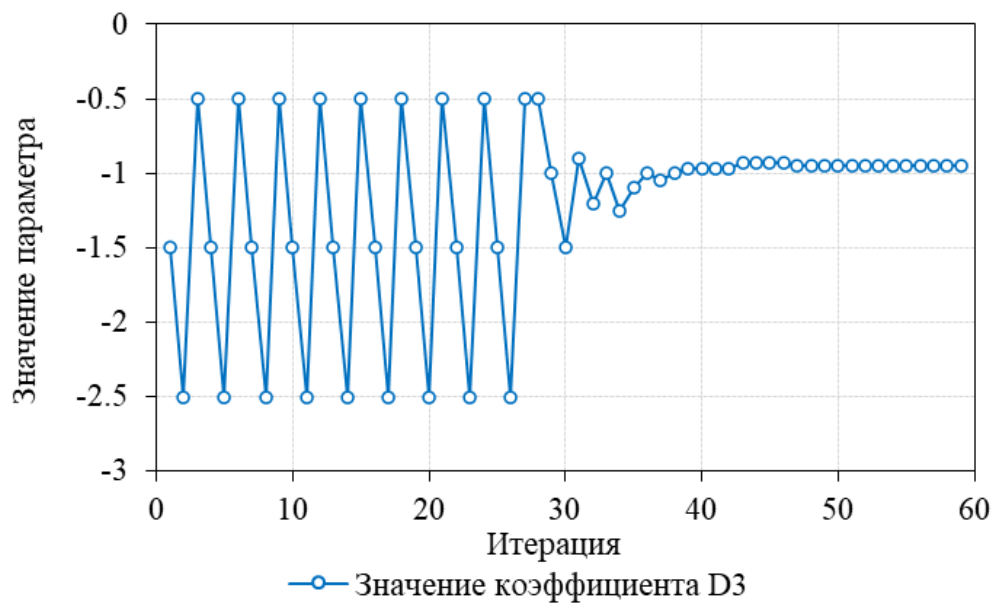


Рисунок 4.5 – Изменение значения коэффициента D_3 по номеру итерации оптимизации

По рисункам 4.3 – 4.5 видно, что к 59 итерации значения параметров D_1 , D_2 , D_3 становятся стабильными. По рисунку 4.2 также заметно, что сумма квадратов отклонений стабилизируется.

В результате оптимизации были получены следующие значения параметров: $D_1 = 0,06$, $D_2 = 0,28$, $D_3 = -0,95$. С такими коэффициентами сумма квадратов отклонений $S(D_1, D_2, D_3)$ составляет 0,0303.

На рисунке 4.6 показано сравнение экспериментальной зависимости и расчетной зависимости с коэффициентами, полученными по результатам оптимизации.

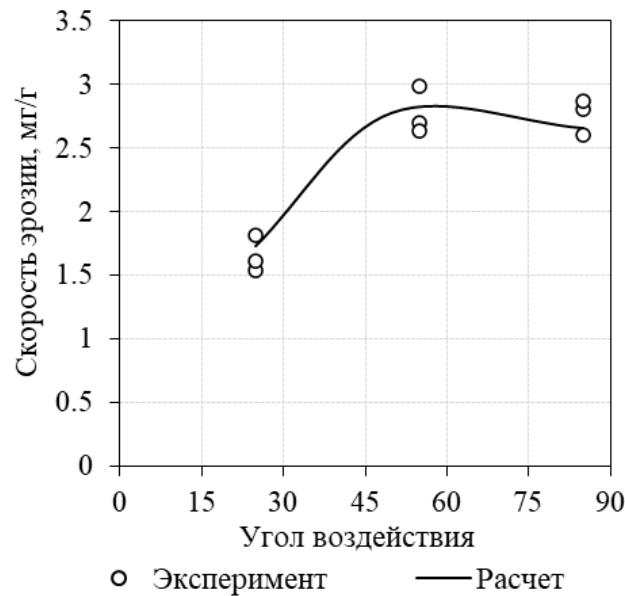


Рисунок 4.6 – Сравнение экспериментальной и расчетной зависимости

4.3 Определение коэффициента D_4 модели разрушения Джонсона-Кука

При нахождении коэффициента D_4 модели разрушения Джонсона-Кука в качестве значения целевой функции будет использоваться отношение между значениями скорости удельной эрозии, полученное при скоростях твердых частиц 100 м/с и 275 м/с, при температуре 22°C и без упрочнения.

Для отыскания значений коэффициентов D_4 будет также применяться метод наименьших квадратов (формула 4.3).

$$S(D_4) = \sum_{i=1}^3 \left[\overline{ER_i^{эксн}} - \overline{ER_i^{расч}(D_4)} \right]^2, \quad (4.3)$$

где:

$$\overline{ER_i^{эксн}} = \frac{ER_{i\ 275}^{эксн}}{ER_{i\ 100}^{эксн}} \quad - \quad \text{относительное значение удельной скорости эрозии в}$$

экспериментальной точке, полученные по скоростям 100 м/с и 275 м/с;

$$\overline{ER_i^{расч}(D_4)} = \frac{ER_{i\ 275}^{расч}(D_4)}{ER_{i\ 100}^{расч}(D_4)} \quad - \quad \text{значение удельной скорости, полученное расчетным}$$

методом, соответствующим параметрам экспериментальной точки;

i – значение, соответствующие углу воздействия частиц, где $i=1$ соответствует $\alpha=25^\circ$, $i=2$ соответствует $\alpha=55^\circ$, $i=3$ соответствует $\alpha=85^\circ$.

Оптимизация будет проводиться так, чтобы сумма квадратов отклонений стремилась к минимуму.

В качестве начальных приближений параметров были взяты значения коэффициентов, представленные в таблице 4.2, полученные в предварительных расчетных исследованиях.

Таблица 4.2 – Первоначальные значения оптимизируемого коэффициента

Коэффициент	D_4
Нижнее значение	0,007
Верхнее значение	0,021

Для нахождения значений коэффициентов D_4 потребовалось 10 итераций с наименьшей суммой квадратов отклонений. На рисунке 4.7 представлено изменение суммы квадратов отклонений $S(D_4)$ в зависимости от номера итерации.

На рисунке 4.8 представлено изменение значений коэффициента D_4 от номера итерации.

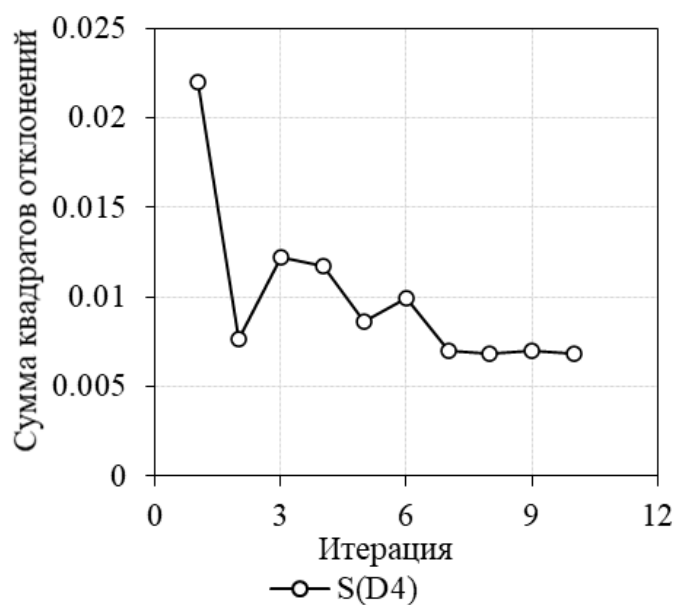


Рисунок 4.7 – Сумма квадратов отклонений расчетных значений от экспериментальных

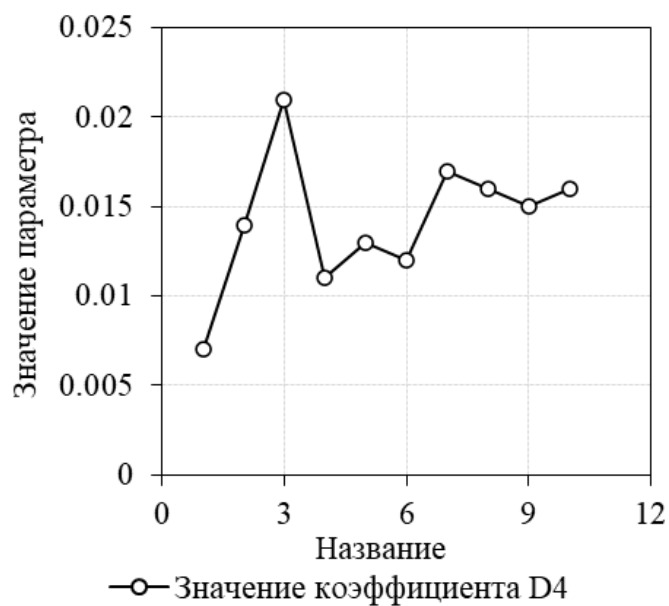


Рисунок 4.8 – Изменение значения коэффициента D_4 по номеру итерации оптимизации

В результате оптимизации было получено следующее значение параметра: $D_4 = 0,016$. С таким коэффициентом сумма квадратов отклонений $S(D_4)$ составляет 0,0068.

4.4 Определение коэффициента D_5 модели разрушения Джонсона-Кука

При нахождении коэффициента D_5 модели разрушения Джонсона-Кука в качестве значения целевой функции будет использоваться отношение между значениями скорости удельной эрозии, полученное при температуре 22°C и 450°C, при скорости твердых частиц 275 м/с и без упрочнения.

Для отыскания значений коэффициентов D_5 будет также применяться метод наименьших квадратов (формула 4.3).

$$S(D_5) = \sum_{i=1}^3 \left[\overline{ER_i^{эксн}} - \overline{ER_i^{расч}(D_5)} \right]^2, \quad (4.3)$$

где:

$$\overline{ER_i^{эксн}} = \frac{ER_{i\ 450}^{эксн}}{ER_{i\ 22}^{эксн}} \quad - \quad \text{относительное значение удельной скорости эрозии в}$$

экспериментальной точке, полученные при температурах 22°C и 450°C;

$$\overline{ER_i^{расч}(D_5)} = \frac{ER_{i\ 450}^{расч}(D_5)}{ER_{i\ 22}^{расч}(D_5)} \quad - \quad \text{значение удельной скорости, полученное расчетным}$$

методом, соответствующим параметрам экспериментальной точки;

i – значение, соответствующие углу воздействия частиц, где $i=1$ соответствует $\alpha=25^\circ$, $i=2$ соответствует $\alpha=55^\circ$, $i=3$ соответствует $\alpha=85^\circ$.

Оптимизация будет проводиться так, чтобы сумма квадратов отклонений стремилась к минимуму.

В качестве начальных приближений параметров были взяты значения коэффициентов, представленные в таблице 4.3, полученные в предварительных расчетных исследованиях.

Таблица 4.3 – Первоначальные значения оптимизируемого коэффициента

Коэффициент	D_5
Нижнее значение	1,93
Верхнее значение	5,81

Для нахождения значений коэффициентов D_5 потребовалось 11 итераций с наименьшей суммой квадратов отклонений. На рисунке 4.10 представлено изменение суммы квадратов отклонений $S(D_5)$ в зависимости от номера итерации.

На рисунке 4.11 представлено изменение значений коэффициента D_5 от номера итерации.

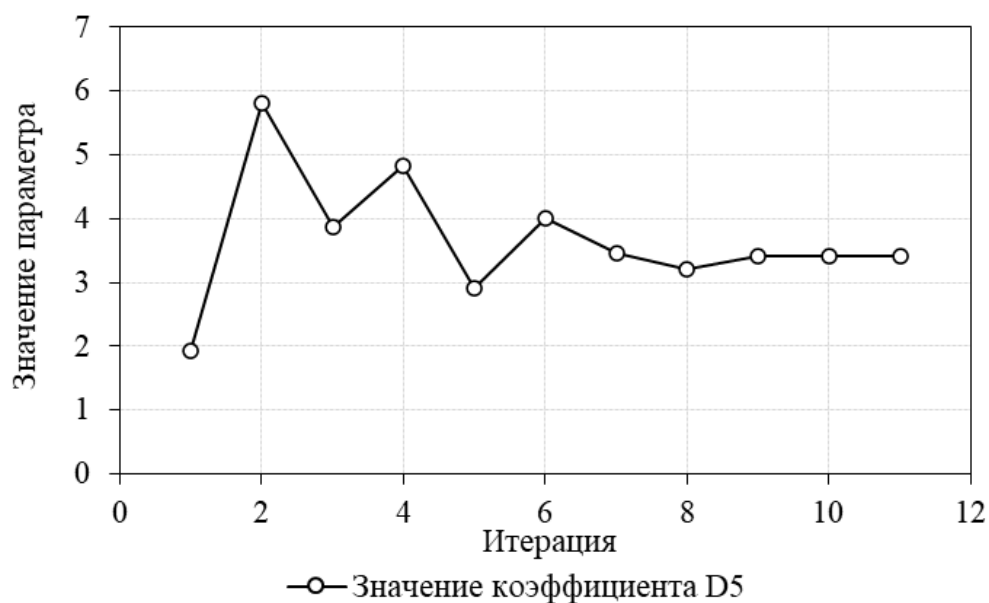


Рисунок 4.10 – Сумма квадратов отклонений расчетных значений от экспериментальных

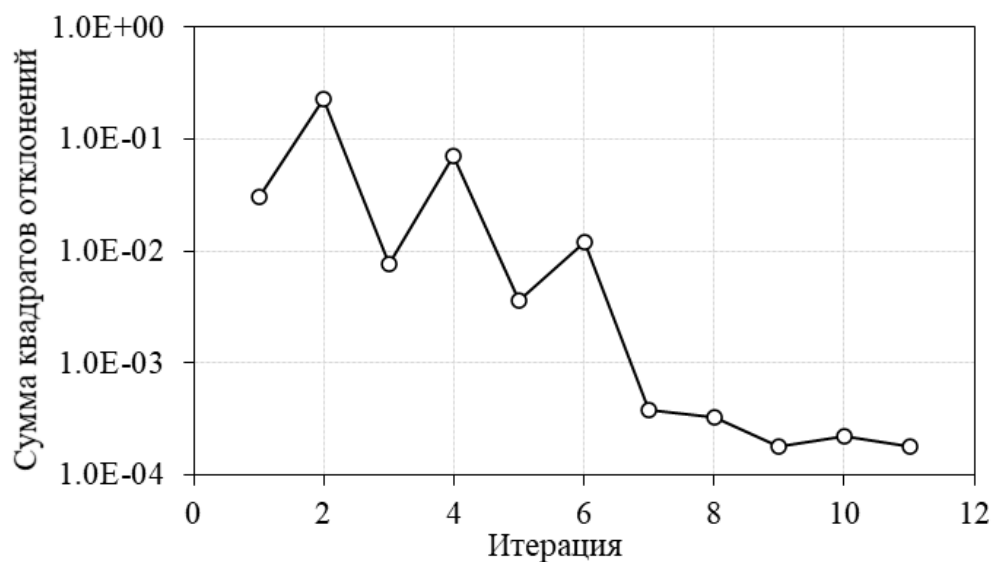


Рисунок 4.11 – Изменение значения коэффициента D_5 по номеру итерации оптимизации

В результате оптимизации было получено следующее значение параметра: $D_5 = 3,41$. С таким коэффициентом сумма квадратов отклонений $S(D_5)$ составляет 0,00018.

4.5 Проверка комплексного воздействия найденных значений коэффициентов D_1 - D_5 и их корректировка

По итогам оптимизации коэффициентов модели Джонсона-Кука были найдены значения, удовлетворяющие критериям оптимизации. В таблице 4.4 приведены значения коэффициентов D_1 - D_5 .

Таблица 4.4 – Значения коэффициентов, полученные в результате раздельной оптимизации

Коэффициент	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Значение	0,06	0,28	-0,95	0,016	3,41

На рисунках 4.12 и 4.13 показаны экспериментальные точки и расчетные зависимости, полученные на основе коэффициентов, перечисленных в таблице 4.4.

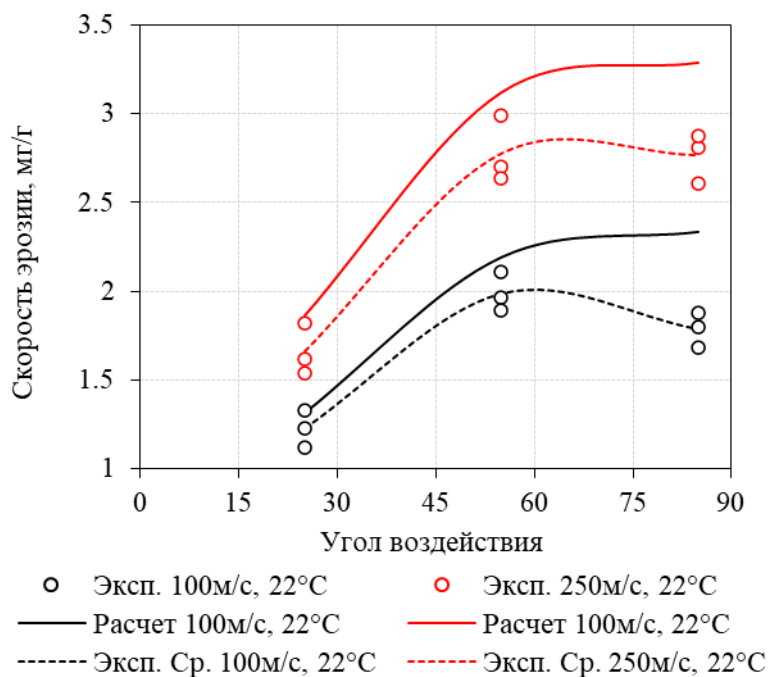


Рисунок 4.12 – Сравнение экспериментальных точек и расчетных кривых для скоростей воздействия 100 м/с и 250 м/с при температуре 22°C

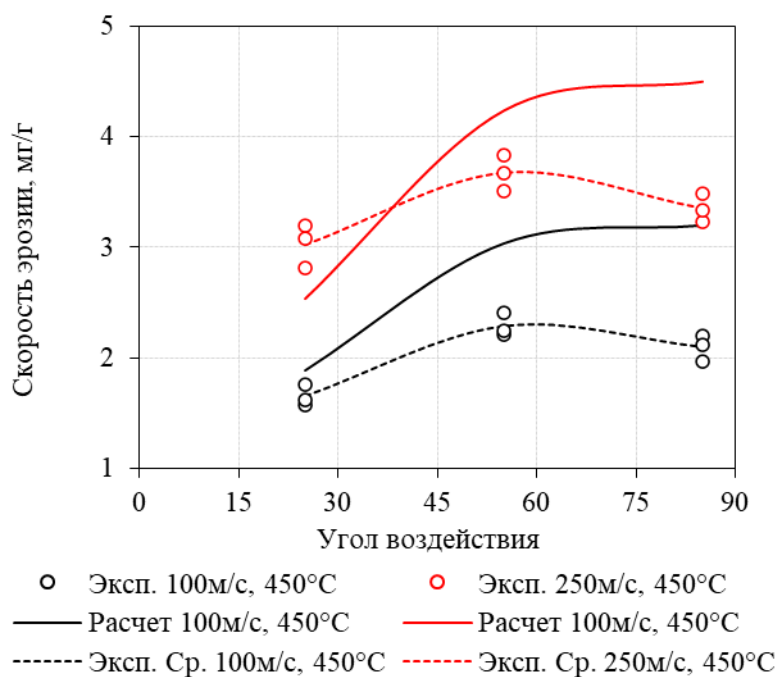


Рисунок 4.13 – Сравнение экспериментальных точек и расчетных кривых для скоростей воздействия 100 м/с и 250 м/с при температуре 450°C

По графикам на рисунках 4.12 и 4.13 видно, что расчетные зависимости завышают численные значения эрозионного износа при всех углах воздействия, а также имеют точку максимума эрозии при угле воздействия, близком к нормальному, что не соответствует экспериментальной кривой. При этом относительная разница между расчетными зависимостями, полученными при различных скоростях воздействия и температурах соответствует тем, что получены в экспериментах.

Для того чтобы модель точнее описывала экспериментальные данные, была проведена коррекция значений коэффициентов D_1 - D_3 , которые наиболее влияют на количественные значения и качественный вид расчетных зависимостей, при этом коэффициенты D_4 и D_5 были выбраны равными значениям 0,016 и 3,41, полученным в ходе предыдущей оптимизации.

В качестве начальных приближений параметров были взяты значения коэффициентов, представленные в таблице 4.5, их значения получены при добавлении $\pm 30\%$ к значениям коэффициентов, полученным в ходе предыдущей оптимизации.

Таблица 4.5 – Первоначальные значения оптимизируемых коэффициентов

Коэффициент	D_1	D_2	D_3
Нижнее значение	0,04	0,20	-0,67
Верхнее значение	0,08	0,36	-1,24

Для повторного нахождения значений коэффициентов D_1 , D_2 , D_3 потребовалось 28 итераций. На рисунке 4.14 представлено изменение суммы квадратов отклонений $S(D_1, D_2, D_3)$ в зависимости от номера итерации.

На рисунках 4.15 – 4.17 представлены изменение значений коэффициентов от номера итерации.

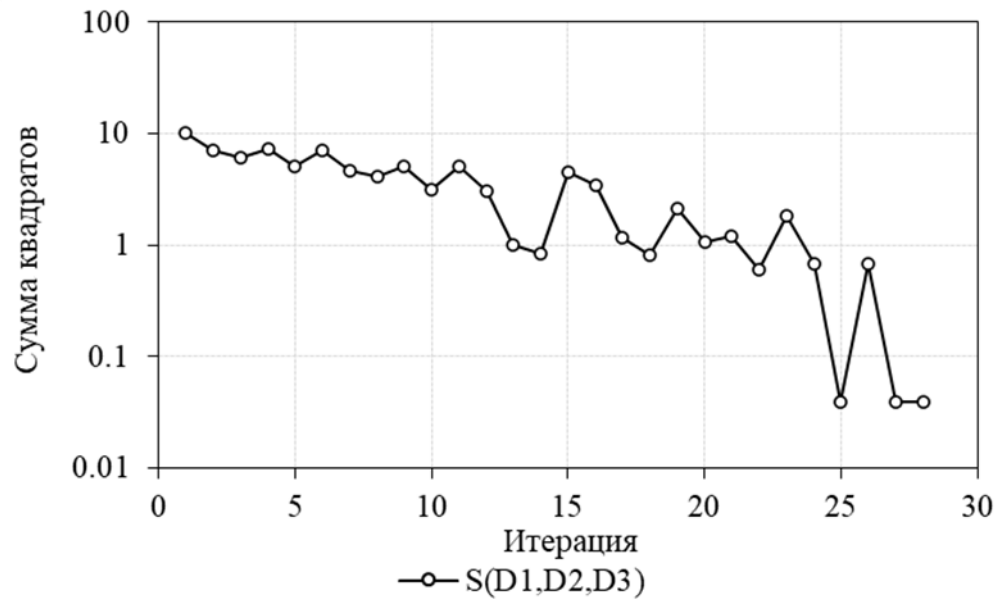


Рисунок 4.14 – Сумма квадратов отклонений расчетных значений от экспериментальных при повторной оптимизации

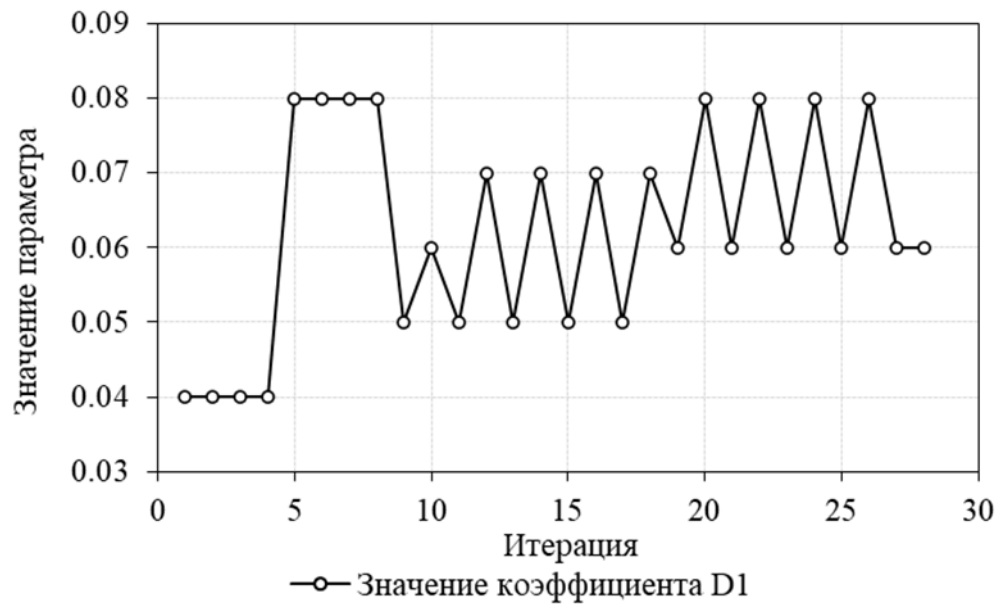


Рисунок 4.15 – Изменение значения коэффициента D_1 по номеру итерации повторной оптимизации

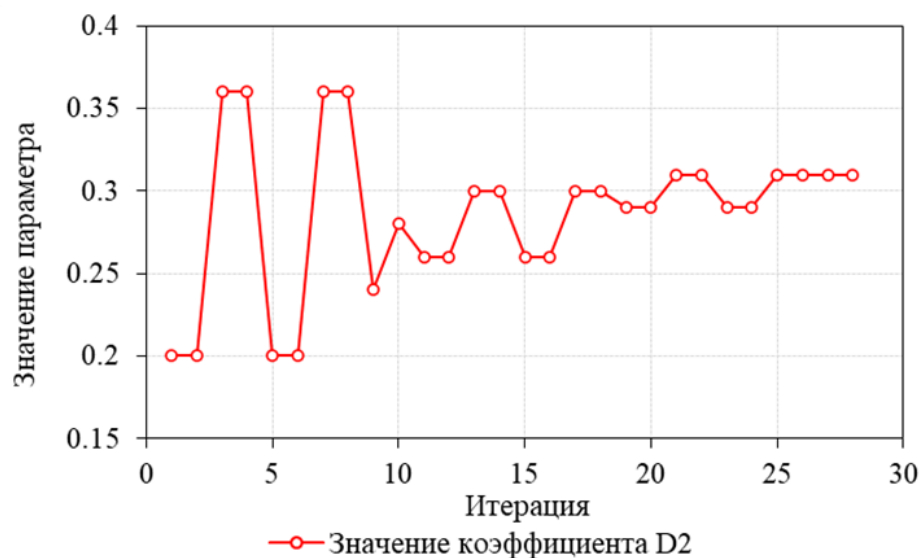


Рисунок 4.16 – Изменение значения коэффициента D_2 по номеру итерации повторной оптимизации

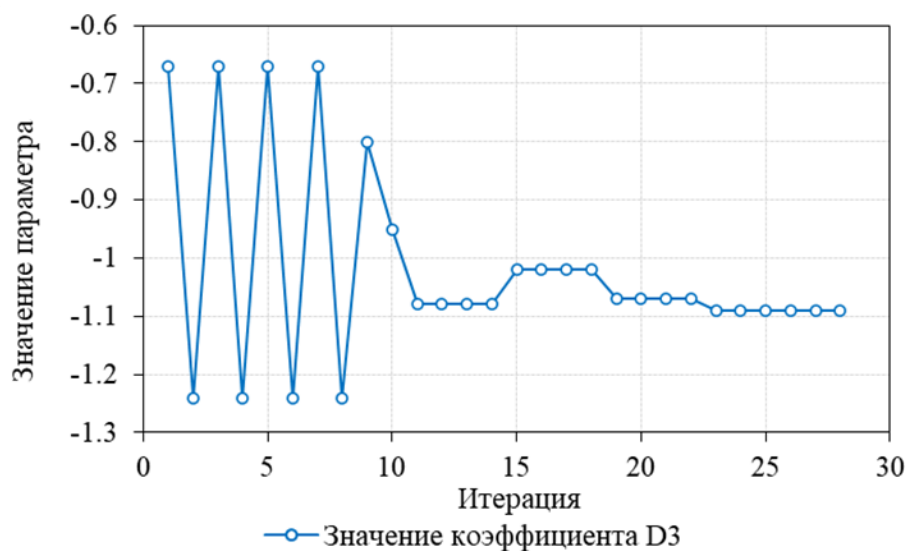


Рисунок 4.17 – Изменение значения коэффициента D_3 по номеру итерации повторной оптимизации

В результате оптимизации были получены следующие значения параметров: $D_1 = 0,06$, $D_2 = 0,31$, $D_3 = -1,09$. С такими коэффициентами сумма квадратов отклонений $S(D_1, D_2, D_3)$ составляет 0,04.

На рисунках 4.18 и 4.19 показано сравнение экспериментальной зависимости и расчетной зависимости с коэффициентами, полученными по результатам повторной оптимизации. На рисунках изображены экспериментальные точки, осредненные

экспериментальные зависимости и расчетные зависимости, полученные на основе найденных значений коэффициентов модели разрушения Джонсона-Кука.

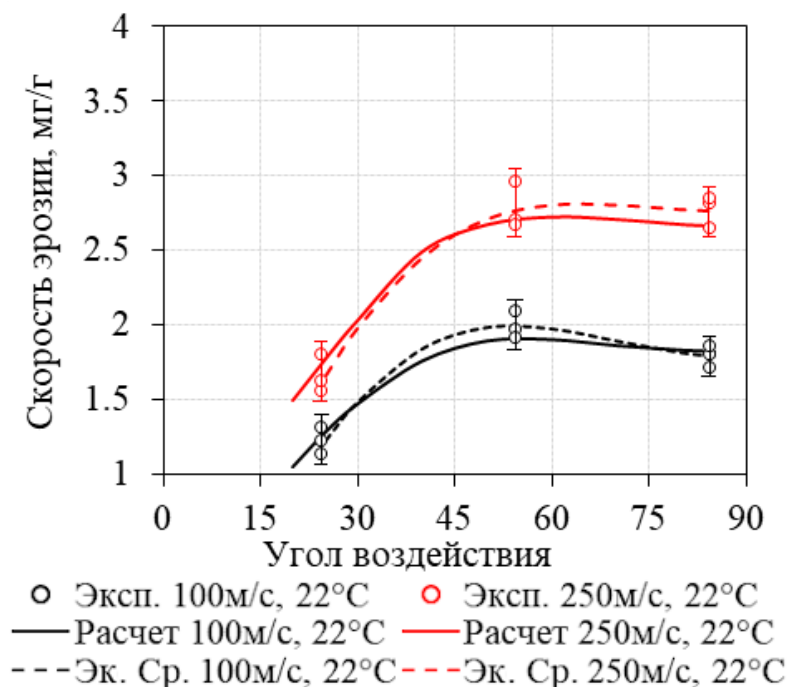


Рисунок 4.18 – Экспериментальные и расчетные зависимости эрозии для комнатной температуры

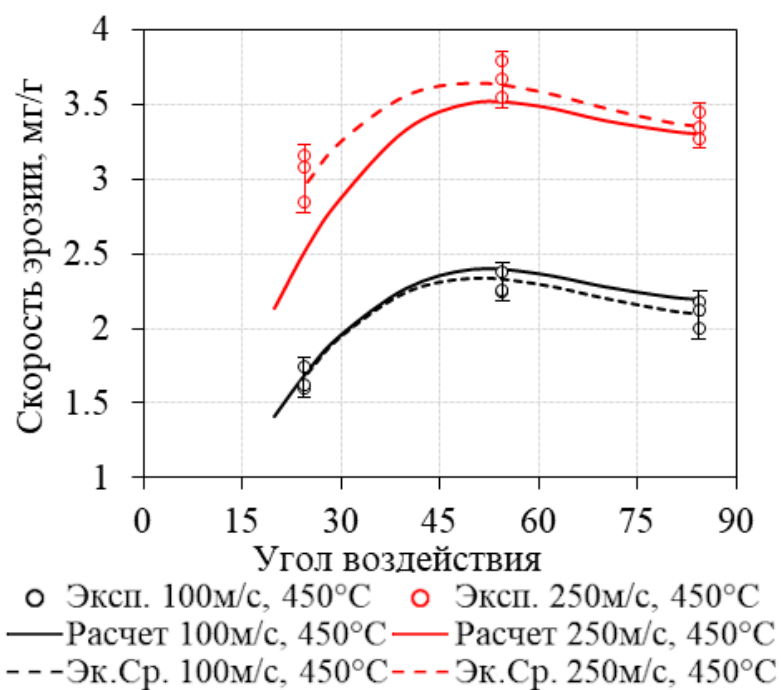


Рисунок 4.19 – Экспериментальные и расчетные зависимости эрозии для комнатной температуры 450°C

В таблице 4.6 приведено сравнение значений эрозионного износа для каждого угла воздействия при скоростях воздействия 100 м/с и 250 м/с и температурах процесса 22°C и 450°C, полученные при экспериментальных исследованиях и с помощью численного исследования с применением модели пластичности Джонсона-Кука с набором коэффициентов Khan и моделью разрушения Джонсона-Кука с набором коэффициентов, полученным в результате оптимизации и корректировки.

Сравнение расчётной и экспериментальных величин в таблице 4.6 производно с помощью относительной среднеквадратичной ошибки, рассчитанной по формуле 4.4:

$$RRMSE = \frac{\sqrt{\frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 (ER_i^{эксн} - ER_i^{расч})^2}}{\sum_{i=1}^3 ER_i^{эксн}} \times 100. \quad (4.4)$$

Таблица 4.6 – Сравнение значений эрозионного износа, полученных экспериментальным и расчетным путем

Угол воздействия	Скорость воздействия	Температура процесса	Эксперимент (среднее)	Расчет	RRMSE
Градус	м/с	°C	мг/г	мг/г	
25	100	22	1,223	1,281	8,30
55	100	22	1,988	1,881	7,12
85	100	22	1,786	1,826	4,90
25	250	22	1,658	1,868	14,55
55	250	22	2,775	2,711	6,01
85	250	22	2,765	2,663	5,50
25	100	450	1,704	1,714	6,17
55	100	450	2,331	2,410	6,49
85	100	450	2,098	2,266	9,20
25	250	450	2,982	2,550	16,56
55	250	450	3,627	3,473	6,48
85	250	450	3,351	3,304	3,49

Из таблицы 4.6 видно, что наибольшая относительная среднеквадратичная ошибка между расчетными и экспериментальными значениями наблюдается для угла

25° и скорости частиц 250 м/с как при температуре 22°C, так и при 450°C, и составляет 0,154 и 0,161 соответственно. Значения коэффициентов модели разрушения, при которых были получены результаты, указанные в таблице 4.6, приведены в таблице 4.7.

Таблица 4.7 – Значения коэффициентов модели разрушения, полученные в результате оптимизации и совместной корректировки

Коэффициент	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
Значение	0,06	0,31	-1,09	0,016	3,41

Наибольшее различие расчётной модели и экспериментальных данных наблюдается для условий 250 м/с и 450°C, модель на всем диапазоне углов столкновения занижает значения эрозионного износа (в среднем на 7,7%), что может быть вызвано тем, что как в модели пластичности, так и в модели разрушения Джонсона-Кука влияние скорости деформации и температуры рассматриваются как два независимых фактора, хотя в экспериментальных исследованиях [166-169] это утверждение ставится под сомнение и указывается, что необходим комплекс в уравнениях модели пластичности и разрушения отвечающий за совместное влияния температуры и скорости деформации.

На основе значений отклонений расчетной модели и экспериментальных данных можно сделать вывод, что в ходе оптимизации и последующей корректировки были найдены значения коэффициентов модели разрушения Джонсона-Кука с помощью которых модель достаточно точно описывает эрозионный износ титанового сплава твердыми частицами (песком) в условиях, приближенных к условиям работы компрессора ТВaД.

4.6 Влияние остаточных напряжений на эрозионный износ с найденными значениям коэффициентов D_1 - D_5

Для исследования влияния остаточных напряжений в поверхностном слое образца на эрозионный износ с найденными значениями коэффициентов модели разрушения Джонсона-Кука, была произведена серия расчетов на тех же сеточных моделях образца и твёрдых частиц, но с предварительным внесением в модель образа остаточных напряжений, соответствующих тем, что были в экспериментальных образцах. На рисунке 4.20 показано распределение остаточных напряжений по сеточной модели образца, на рисунке 4.21 показано сравнение остаточных напряжений по глубине образца, используемого в эксперименте (получены методом академика Давыденкова) и образца из расчетной модели, максимальное значение сжимающих остаточных напряжений составляет -300 МПа в поверхностном слое, глубиной залегания 0,3 мм.

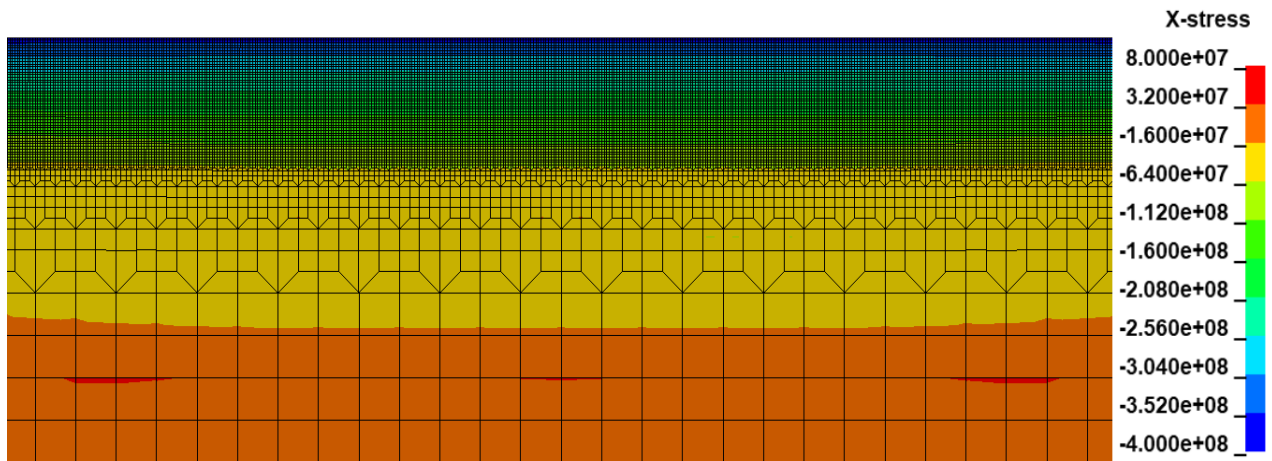


Рисунок 4.20 – Распределение остаточных напряжений в Па

Результаты численного исследования влияния остаточных напряжений на скорость эрозионного износа и их сравнение с экспериментальными результатами приведены в таблице 4.8.



Рисунок 4.21 – Сравнение остаточных напряжений, наведенных в экспериментальных образцах и в расчетной модели

Таблица 4.8 – Сравнение значений эрозионного износа, полученных экспериментальным и расчетным путем на упрочненных образцах

Угол воздействия	Скорость воздействия	Температура процесса	Эксперимент	Расчет	RRMSE
Градус	м/с	°С	мг/г	мг/г	
25	100	22	1,010	1,177	18,48
55	100	22	1,930	1,702	11,98
85	100	22	1,622	1,594	2,34
25	250	22	1,387	1,656	20,29
55	250	22	2,578	2,451	6,56
85	250	22	2,540	2,332	10,33
25	100	450	1,415	1,613	14,43
55	100	450	2,080	2,214	6,87
85	100	450	1,858	2,009	8,28
25	250	450	2,427	2,411	5,54
55	250	450	3,448	3,186	9,08
85	250	450	2,978	2,933	2,62

Наибольшая относительная среднеквадратичная ошибка значений расчетной модели, полученной в ходе валидации, и эксперимента при наличии в поверхностном

слое остаточных напряжений для всех режимов наблюдается для угла воздействия 25° и составляет 14,7, наименьшее расхождение наблюдается для 85° и составляет 5,9.

Достаточно значимая разница в результатах расчетного и экспериментальных исследований для малых углов объясняется тем, что на малых углах основной механизм эрозионного износа – процесс микрорезания, на него остаточные напряжения оказывают слабое влияние. При этом, возможно, другие механические свойства поверхностного слоя, которые изменяются при внесении в образец остаточных напряжений уменьшают эрозионный износ при экспериментальных испытаниях, а в модели изменение этих свойств образца по глубине не рассматривается, именно поэтому расчетная модель завышает значения эрозионного износа упрочненного образца.

На рисунках 4.22 и 4.23 представлены зависимости эрозионного износа, полученные расчетным путем, с учетом остаточных напряжений в модели и без.

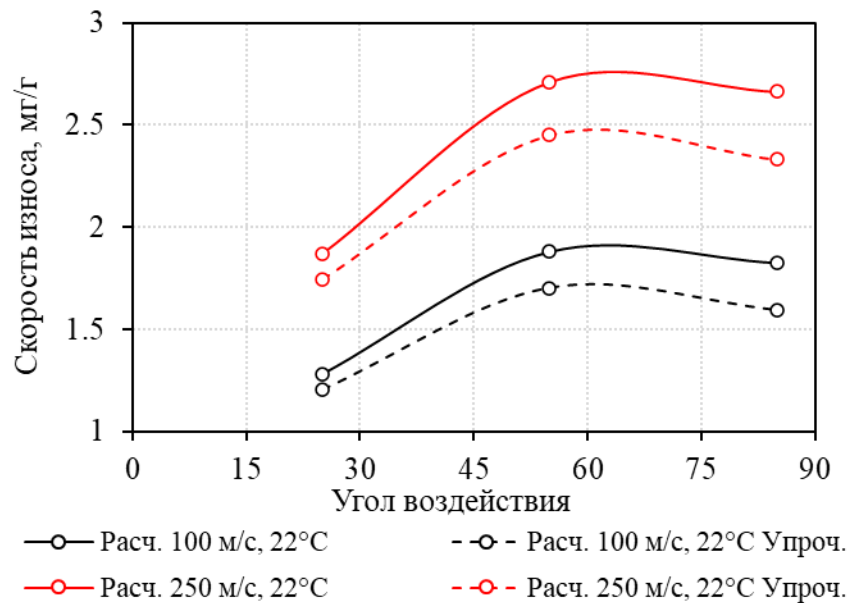


Рисунок 4.22 – Сравнение влияния остаточных напряжений на эрозионный износ, полученное расчетным способом для комнатной температуры

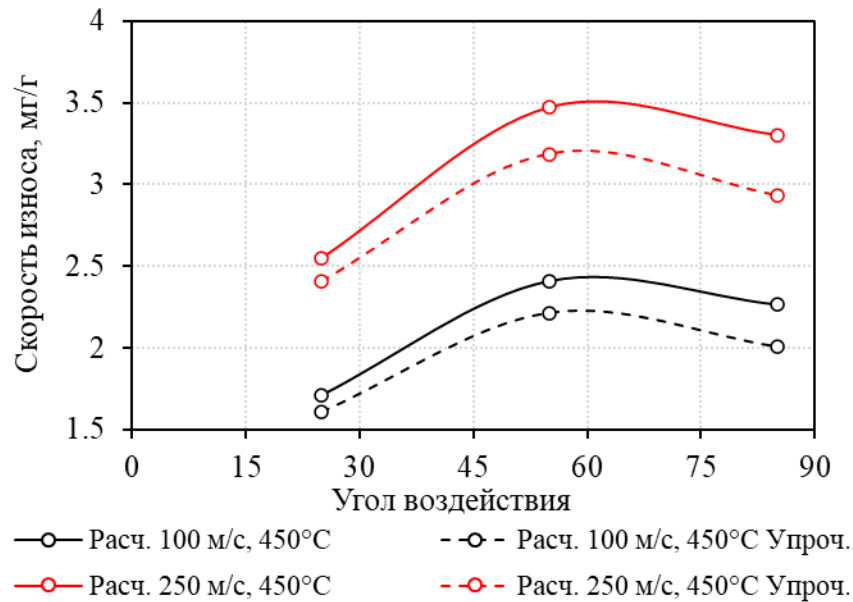


Рисунок 4.23 – Сравнение влияния остаточных напряжений на эрозионный износ, полученное расчетным способом для температуры 450°C

По графикам на рисунках 4.22 и 4.23 отчетливо видно, что для всего диапазона параметров модели наличие остаточных напряжений уменьшают эрозионный износ для всех углов воздействия, наибольшее влияние наблюдается для угла воздействия 85°, износ в среднем для всех условий уменьшается на -13,5%, наименьшее для угла 25° и составляет -6,3%, для угла 55° составляет -9,7%.

На основании значений в таблице 4.8 и графиков на рисунках 4.22 и 4.23 можно сделать вывод о том, что расчетная модель предсказывает уменьшение эрозионного износа при внесении в неё остаточных напряжений, по профилю и амплитуде совпадающих с экспериментальными. Расчетная модель, завышает значения износа при малых углах, ввиду отсутствия в модели наклепа, влияющего на один из механизмов эрозии твердыми частицами – микрорезание.

Модель показывает хорошее качественное совпадение расчетной и экспериментальной зависимостей, расчетная разница эрозии между упроченным материалом и неупрочнённым близка к экспериментальному. Количественная разница расчетных и экспериментальных значений возникает вследствие погрешностей экспериментальных измерений и численных погрешностей расчета.

Также модель качественно подтверждает положительное влияние остаточных напряжений на уменьшение эрозионного износа.

4.7 Методика прогнозирования эрозии поверхностей лопаток компрессоров ГТД твердыми частицами

На основе проведенной работы по исследованию эрозионного износа титанового сплава ВТ6 в условиях работы компрессора ГТД и учета влияния остаточных напряжений на износ была разработана расчетно-экспериментальная методика прогнозирования эрозии поверхностей лопаток компрессоров ГТД твердыми частицами, которая позволяет на этапах профилирования лопаток и ранних этапах проектирования компрессора выявить зоны, подверженные интенсивному эрозионному износу.

Методика представлена в виде блок-схемы на рисунке 4.24. Она включает два основных этапа:

1) Газодинамический расчет на основе геометрии компрессора и его условий работы, а также распределения частиц и их механических свойств.

2) Расчет в явной динамической постановке взаимодействия твердых частиц с поверхностью деталей компрессора.

Первый этап подразумевает построение сеточной модели проточной части компрессора ГТД, на основе его геометрии и задания граничных условий, например, G_v – расхода воздуха, P^* – полного давления и T – температуры, и задания свойств частиц: $\mathbb{D}$ – распределения диаметров и ρ – плотности материала частиц.

По результатам газодинамического расчета будут получены следующие результаты:

1. Зоны воздействия частиц и интенсивного эрозионного износа поверхностей деталей ГТД: спинки и корытца лопаток, полки и т.д.;

2. $\mathbb{V}$ – распределение скоростей воздействия частиц на поверхности деталей;
3. $\mathfrak{a}$ – распределение углов воздействия частиц на поверхности деталей;
4. $\mathbb{T}$ – распределение температур, при которых происходит процесс эрозии поверхности деталей.

На втором этапе производится построение сеточной модели поверхности детали и необходимого количества твердых частиц. В качестве граничных и начальных условий задаются: физико-механические свойства материалов поверхностей деталей, v – нижняя и верхняя граница скоростей частиц из $\mathbb{V}$, α – представительные углы воздействия частиц из $\mathfrak{a}$, D – набор представительных диаметров частиц из $\mathbb{D}$, T – нижняя и верхняя граница температур процесса из $\mathbb{T}$. Задаются модели пластичности и разрушения материала деталей, в данной методике используются модели Джонсона-Кука, представленные наборами коэффициентов A , B , C , n , m и D_1 , D_2 , D_3 , D_4 , D_5 соответственно. Также может быть задано распределение остаточных напряжений в поверхностном слое сеточной модели детали и другие специфичные свойства технологических методов модификации поверхности.

По результатам расчета в явной динамике будет получен следующий результат: расчетная зависимость эрозионного износа от скорости и углов воздействия частиц при различных температурах процесса и свойствах поверхностного слоя детали.

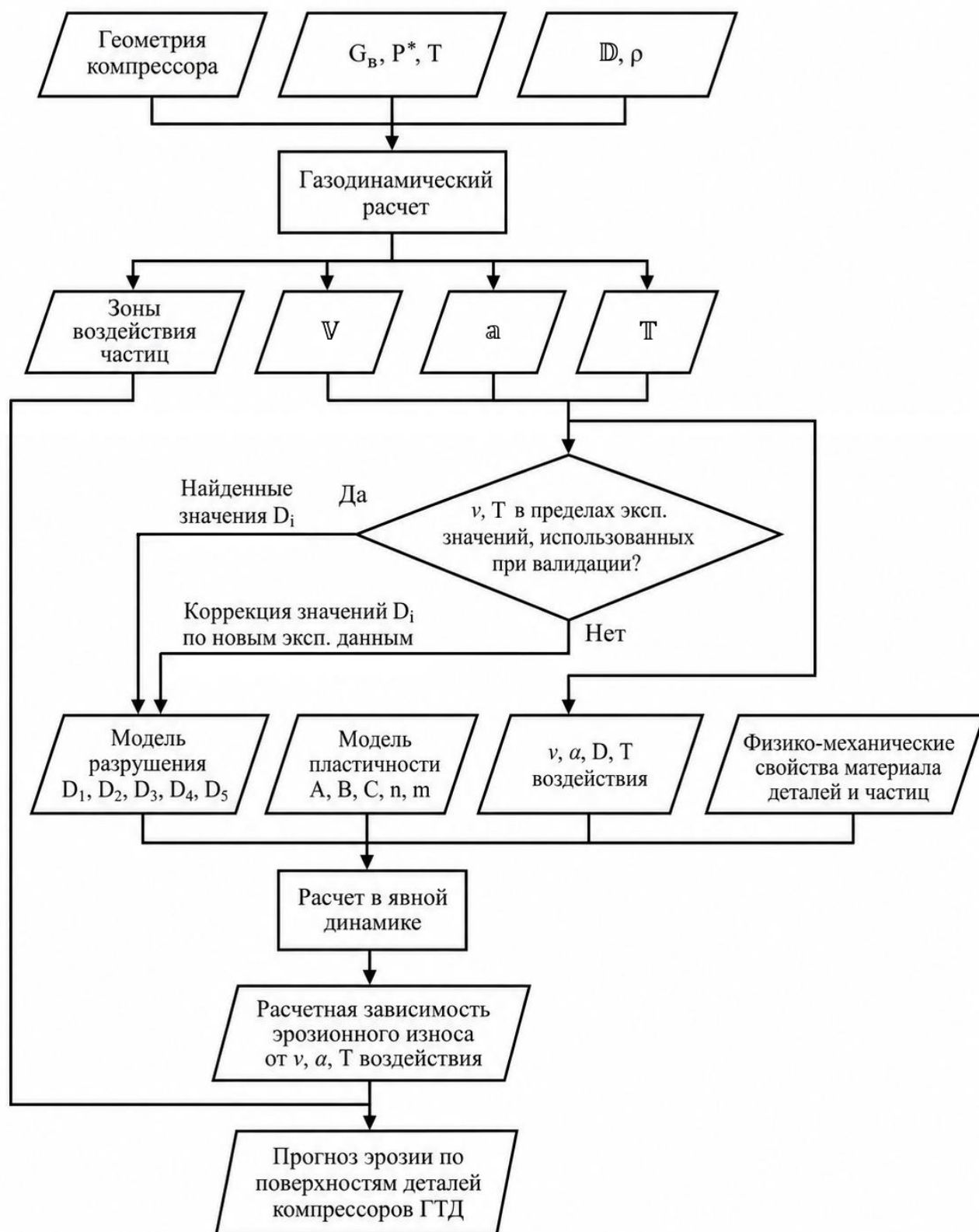


Рисунок 4.24 – Методика прогнозирования эрозионного износа твердыми частицами деталей компрессоров (условные обозначения приведены ниже)

Результатом методики является прогнозирование зон деталей компрессора ГТД, наиболее подверженных износу твердыми частицами, попадающими в тракт двигателя и скорость износа материала деталей в этих зонах. На основе этого результата поверхность материала деталей в указанных зонах может быть модифицирован одним из технологических методов (например, сформированы наклеп и остаточные напряжения в поверхностном слое методом лазерного ударного упрочнения), что позволит замедлить эрозионный износ и увеличить на 10-15 % ресурс лопаток компрессоров вертолетных и самолетных двигателей, работающих в условиях высокой запыленности атмосферы и твердых частиц в местах взлета и посадки.

4.7.1 Вопросы валидации, применения и дальнейшего развития методики

Газодинамический расчетный метод, применяемый в рассмотренной выше методике, основан на уже апробированных и валидированных другими исследователями моделях и уравнениях. Однако для полноценного применения на существующих и разрабатываемых компрессорах ГТД требуется дополнительная валидация предложенного расчетного метода зон, подверженных эрозионному износу, на натурном двигателе, выработавшем ресурс деталей компрессора в условиях наличия твердых частиц в атмосфере.

Область применимости данной методики ограничивается условиями, которые непосредственно были получены из газодинамического расчета компрессора двигателя и результатами экспериментальных исследований с воспроизведением условий столкновения частиц с поверхностями лопаток осевого компрессора.

Во-первых, методика ограничена выбранным титановым сплавом, на физико-механических свойствах которого была создана и валидирована расчетная модель в явной динамической постановке, а именно сплавом ВТ6 (применима для ВТ8 ввиду

их малых различий в указанной области параметров процесса эрозии при высокоскоростной деформации);

Во-вторых, скоростями и температурами, при которых происходит столкновение частиц с поверхностью деталей, для данной методики нижняя и верхняя граница скоростей составляют 100 м/с и 250 (275) м/с соответственно, граница температур: 22°C и 450°C.

Данная методика универсальна, в данной работе она была валидирована и апробирована на частном случае параметров процесса компрессора ТВАД, с её помощью были определены конкретные значения коэффициентов, на основе которых возможно проведение численного эксперимента по эрозионному износу твердыми частицами, вместо натурных испытаний двигателя.

В случае, если необходимо расширить методику на другие сплавы или параметры процесса эрозии, существует несколько возможных требований:

1. Если исследуется эрозия деталей из отличного от ВТ6 сплава, то необходимо выбрать модель пластичности и разрушения, которые в первом приближении адекватно описывают поведение данного сплава при высокой скорости деформации в достаточно широком диапазоне температур, например, модели Джонсона-Кука или Зерилли-Армстронга. Затем провести экспериментальные исследования по эрозии твердыми частицами выбранного сплава и под него скорректировать настроечные коэффициенты моделей, используемых в расчетном исследовании.

2. Если исследуется процесс эрозии титанового сплава со скоростями частиц, которые не входят в указанные выше границы, то необходимо провести экспериментальные исследования по эрозии твердыми частицами образцов с требуемыми скоростями, а затем по полученным данным скорректировать коэффициент модели разрушения Джонсона-Кука D_4 , а затем совместно скорректировать значения коэффициентов D_1 - D_3 .

3. Если исследуется процесс эрозии титанового сплава с температурами процесса, которые не входят в указанные выше границы, то необходимо провести

экспериментальные исследования по эрозии твердыми частицами образцов с требуемыми температурами, а затем по полученным данным скорректировать коэффициент модели разрушения Джонсона-Кука D_5 , а затем совместно скорректировать значения коэффициентов D_1 - D_3 .

4. Если исследуется процесс эрозии титанового сплава с другим распределением диаметров частиц (или их химическим составом), то необходимо провести экспериментальные исследования по эрозии твердыми частицами образцов с требуемым распределением частиц, а затем по полученным данным совместно скорректировать значения коэффициентов D_1 - D_3 .

Дальнейшее улучшение методики требует добавление в нее влияния различных диаметров частиц на эрозионный износ титановых сплавов, а также добавления влияния покрытий, наносимых на поверхности деталей компрессоров ГТД.

4.8 Выводы по главе 4

1. Сформирован методика нахождения значений коэффициентов модели разрушения Джонсона-Кука и произведена валидация расчетной модели эрозионного износа сплава ВТ6 на основе экспериментальных данных;

2. Показано, что расчетная модель адекватно прогнозирует эрозионный износ для всей области параметров процесса эрозии, которые воспроизводят условия работы компрессора ГТД, наибольшая разница прогнозируемых значений и эксперимента дают параметры скорость частиц 250 м/с и температура 450°C, что связано с ограничением выбранных моделей пластичности и разрушения Джонсона-Кука, а именно в отсутствии комплекса в уравнениях моделей отвечающего за совместное влияния температуры и скорости деформации;

3. Показано, что модель подтверждает положительное влияние сжимающих остаточных напряжений, наведенных методом лазерного ударного упрочнения в

поверхностном слое, с амплитудой -300 МПа на уменьшение эрозионного изнашивания твердыми частицами титанового сплава ВТ6, для угла воздействия 25° износ уменьшается на $-6,3\%$, для 55° на $-9,7\%$, для угла 85° на $-13,5\%$;

4. Разработана методика прогнозирования эрозионного износа поверхностей деталей газотурбинного двигателя из титанового сплава (на примере ВТ6) с возможностью учета влияния остаточных напряжений. Рассмотрена область её применимости и ограничения. Сформированы необходимые условия расширения методики для применения к другим параметрам процесса эрозионного износа и других сплавов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Проведен анализ условий возникновения, способов прогнозирования и методов моделирования эрозионного износа, а также способов повышения эрозионной стойкости компрессорных лопаток авиационного двигателя

2. Средствами вычислительной газодинамики определены условия взаимодействия твердых частиц с поверхностью лопаток компрессора вдоль всего тракта проточной части. Установлены статистические распределения скоростей (лежат в пределах от 100 м/с до 325 м/с) и углов воздействия (наиболее часто столкновение частиц с поверхностью лопаток происходит в промежутке углов от 25° до 30° , нижняя граница углов столкновения равна 5° , верхняя 65°) твердых частиц на поверхности рабочих и направляющих лопаток.

3. Построена модель процесса эрозионного износа твердыми частицами на основе метода явной динамики, проведен анализ чувствительности модели к граничным и начальным условиям, проведена апробация модели. Показано независимое влияние коэффициентов D_1 - D_3 , D_4 и D_5 модели разрушения материала под воздействием частиц на характер и численные значения зависимости удельной скорости эрозионного износа от угла падения твердых частиц.

4. Определено влияние остаточных напряжений на эрозионную стойкость сплава ВТ6 средствами явного динамического анализа. Модель показывает положительное влияние сжимающих остаточных напряжений, наведенных методом лазерного ударного упрочнения в поверхностном слое, с амплитудой -300 МПа на уменьшение эрозионного изнашивания твердыми частицами титанового сплава ВТ6 для скоростей воздействия частиц от 100 м/с до 275 м/с и температур процесса от 22°C до 450°C ; для угла воздействия 25° износ уменьшается на 6,3%, для 55° на 9,7%, для угла 85° на 13,5%;

5. Экспериментально определена эрозионная стойкость образцов из сплава ВТ6 с параметрами потока, приближенными к компрессору авиационного двигателя, при наличии и отсутствии остаточных напряжений в поверхностном слое. Показана тенденция положительного влияния ЛУУ на эрозионную стойкость: при малых углах (до 35°) столкновения частиц с поверхностью титанового сплава скорость эрозионного изнашивания уменьшается в среднем на 17% для всех режимов, при средних углах (от 40° до 60°) уменьшается на 7%, при больших углах (свыше 60°) на 10%.

6. На основании экспериментальных зависимостей валидирована модель эрозионного износа твердыми частицами титанового сплава в явной динамической постановке, найдены коэффициенты модели разрушения, при которых прогноз эрозии в среднем дает погрешность 8,4% от экспериментальных результатов. Приведена методика коррекции значений коэффициентов на основании экспериментальных данных.

7. Разработана методика и даны рекомендации по определению эрозионной стойкости поверхностей лопаток, с учетом поверхностных остаточных напряжений, на ранних стадиях проектирования компрессоров ГТД и по способам её повышения. Рассмотрена область её применимости и ограничения. Сформированы необходимые условия расширения методики для применения для других параметров процесса эрозионного износа и других сплавов.

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ

ВНА – входной направляющий аппарат

ВПП – взлётно-посадочная полоса

ГПУ – гексагональная плотноупакованная решётка

ГТД – газотурбинный двигатель

ГТУ – газотурбинная установка

ГЦК – гранецентрированная кубическая решётка

КНД – компрессор низкого давления

КПД – коэффициент полезного действия

ЛУУ – лазерная ударное упрочнение

НА – направляющий аппарат

ОЦК – объемно-центрированная кубическая решетка

ПЗУ – пылезащитное устройство

РК – рабочее колесо

ТВаД – турбовальный двигатель

ASO – adaptive single-objective (адаптивная однообъектная оптимизация)

CFD – computational fluid dynamics (вычислительная гидродинамика)

FEM – finite element method (метод конечных элементов)

NLPQL – nonlinear programming by quadratic lagrangian (нелинейное программирование, основанное на последовательном квадратичном программировании)

PVD – physical vapor deposition (вакуумное напыление конденсацией из паровой (газовой) фазы)

RANS – reynolds-averaged navier–stokes (уравнения навье-стокса осреднённые по рейнольдсу)

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Блинов В. Л., Зубков И. С., Богданец С. В., Комаров О. В., Дерябин Г. А. Исследования эрозионного износа лопаточного аппарата осевых турбокомпрессоров: обзор // Теплоэнергетика. – 2023 – № 6 – С. 41–55. – DOI: 10.56304/S0040363623060024.
2. Перельман Р. Г. Эрозионная прочность деталей двигателей и энергоустановок летательных аппаратов. – М.: Машиностроение, 1980 – 245 с.
3. Гумеров А. В. Предельное состояние осевого компрессора ГТД в условиях эксплуатации в запыленной атмосфере: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.07.05. – Уфа: УГАТУ, 2011 – 18 с.
4. Абдельвахид М. Б. Методика оценки влияния климатических условий и эрозионного износа на характеристики ТРДДФ: дис. ... канд. техн. наук: 05.07.05. – М.: МАИ, 2014 – 165 с.
5. Kurz R., Brun K. Degradation of gas turbine performance in natural gas service // Journal of Natural Gas Science and Engineering. – 2009 – Т. 1, №3 – С. 95–102. – DOI: 10.1016/j.jngse.2009.03.007.
6. Meher-Homji C., Bromley A. F., Stalder J. C. Gas turbine performance deterioration and compressor washing // Proceedings of the 2nd Middle East Turbomachinery Symposium. – Doha, Qatar, 17–20 March 2013 – С. 1–43.
7. Шпилев К. М. Эксплуатация летательных аппаратов в горно-пустынной местности. – М.: Воениздат, 1991
8. Alqallaf J., Ali N., Teixeira J. A., Addali A. Solid particle erosion behaviour and protective coatings for gas turbine compressor blades – a review // Processes. – 2020 – Т. 8, №8 – Article 984 – DOI: 10.3390/pr8080984.
9. Li C., Bin G., Li J., Liu Z., Yang P., Wang W. Study on the erosive wear of the gas-solid flow of compressor blade in an aero-turboshaft engine based on the Finnie model //

Tribology International. – 2021 – T. 163 – Article 107197 – DOI: 10.1016/j.triboint.2021.107197.

10. Wang Q., Zhang W., Yuan X., Wang Y., Shen Z., Wang F. Research on the impact of the sand and dust ingestion test on the overall performance of turboshaft engines // Aerospace. – 2025 – T. 12, №2 – Article 146 – DOI: 10.3390/aerospace12020146.

11. Newhart J. E. Erosion and the gas turbine engine. Part 2 // NBS The Role of Cavitation in Mechanical Failures. – 1974 – NASA NTRS Document ID: 19740018701

12. Wood C. A., Slater S. L., Zonneveldt M., Thornton J., Armstrong N., Antoniou R. A. Characterisation of dirt, dust and volcanic ash: a study on the potential for gas turbine engine degradation: DST-Group-TR-3367. – Fishermans Bend: Defence Science and Technology Group, 2017

13. Shi L., Guo S., Yu P., Zhang X., Xiong J. A review on leading-edge erosion morphology and performance degradation of aero-engine fan and compressor blades // Energies. – 2023 – T. 16, №7 – Article 3068 – DOI: 10.3390/en16073068.

14. Nickovic S., Kallos G., Papadopoulos A., Kakaliagou O. A model for prediction of desert dust cycle in the atmosphere // Journal of Geophysical Research: Atmospheres. – 2001 – T. 106, №D16. – C. 18113–18129. – DOI: 10.1029/2000JD900794.

15. Hocko M., Al-Rabeei S. Impact of dust erosion on the reduction of axial compressor efficiency of a turboshaft engine and on the stability of its operation // MATEC Web of Conferences. – EDP Sciences, 2022 – T. 367 – C. 8

16. Потапов В. А., Санько А. А. Моделирование характеристик многоступенчатого осевого компрессора турбовального газотурбинного двигателя с учетом нелинейности эрозионного износа его лопаток // Научный Вестник МГТУ ГА. – 2020 – Т. 23, № 5 – С. 39–53. – DOI: 10.26467/2079-0619-2020-23-5-39-53.

17. De Pratti G. M. Aerodynamical performance decay due to fouling and erosion in axial compressor for GT aeroengines // Proceedings of the 75th National ATI Congress. E3S Web of Conferences. – 2020 – T. 197 – Article 11002 – DOI: 10.1051/e3sconf/202019711002.

18. Вертолетные газотурбинные двигатели / В. А. Григорьев, В. А. Зрелов, Ю. М. Игнаткин [и др.]; под общ. ред. В. А. Григорьева, Б. А. Пономарева. – М.: Машиностроение, 2007 – 491 с.

19. Рысин Л. С. Исследование распространения газового потока, выходящего из газотурбинного двигателя, под несущим винтом его на состояние воздуха вокруг одновинтового вертолета // Вертолетные газотурбинные двигатели. – М.: Машиностроение, 1966 – С. 112–144.

20. Шальман Ю. И. Износ и изменение параметров осевой и центробежной ступени компрессора при работе на запылённом воздухе // Вертолетные газотурбинные двигатели. – М.: Машиностроение, 1966 – С. 163–169.

21. Кривошеев И. А., Камаева Р. Ф. Анализ закономерностей влияния запыленности воздуха на изменение геометрии лопаток и параметры ступеней осевого компрессора // Молодой ученый. – 2011 – № 3 – С. 50–55.

22. Гумеров А. В., Акмалетдинов Р. Г. Моделирование эрозионного износа лопатки компрессора // Авиационная и ракетно-космическая техника. – 2011 – № 3 (27). – С. 233–239.

23. Хавлин Т. В., Михайлов А. Н., Михайлов В. А. Анализ особенностей абразивно-эрозионного износа элементов пера лопатки компрессора газотурбинного двигателя вертолета // Перспективы развития средств вооруженной борьбы, теории и практики современного боя : сб. тезисов науч.-практ. конф., Донецк, 18 февраля 2021 г. – Донецк, 2021 – С. 248–253.

24. Михайлов Д. А. Основные особенности эксплуатации лопаток компрессора ГТД и классификация их эксплуатационных функций // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2014 – № 4 (50). – С. 126–131.

25. Immarigeon J. C. et al. Erosion testing of coatings for aero engine compressor components // Advanced Performance Materials. – 1997 – Т. 4, №4 – С. 371–388.

26. Datsenko V., Boyko L. Determining the influence of compressor flow path abrasive wear on the gas turbine engine characteristics // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2023 – Т. 2, №1 (122). – С. 12–24.

27. Потапов В. А., Санько А. А., Кудин М. В. Зависимость термогазодинамических параметров работы компрессора вертолетного газотурбинного двигателя от его наработки и запыленности атмосферы // Известия Национальной академии наук Беларуси. Серия физико-технических наук. – 2021 – Т. 66 – №. 3 – С. 307-319.

28. Schmücker J., Schäffler A. Performance deterioration of axial compressors due to blade defects // Erosion, Corrosion and Foreign Object Damage Effects in Gas Turbines : AGARD-CP-558. – Neuilly-sur-Seine: NATO AGARD, 1994

29. Schrade M., Staudacher S. High-speed test rig for the investigation of erosion damage of axial compressor blades // Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2014 – Augsburg, 2014 – Document ID: 340033

30. Hergt A., Danninger T., Klinner J., Grund S., Beversdorff M., Werner-Spatz C. Effect of leading-edge erosion on the performance of transonic compressor blades // International Journal of Turbomachinery, Propulsion and Power. – 2024 – Т. 9, №1 – Article 1 – DOI: 10.3390/ijtp9010001.

31. Tabakoff W., Balan C. Compressor cascade performance deterioration caused by sand ingestion: NASA-CR-168067. – Cincinnati: University of Cincinnati, 1982

32. Hamed A., Tabakoff W., Wenglarz R. Erosion and deposition in turbomachinery // Journal of Propulsion and Power. – 2006 – Т. 22, №2 – С. 350–360. – DOI: 10.2514/1.18462.

33. Alqallaf J., Teixeira J. A. Numerical study of effects of solid particle erosion on compressor and engine performance // Results in Engineering. – 2022 – Т. 15 – Article 100462 – DOI: 10.1016/j.rineng.2022.100462.

34. Tabakoff W., Lakshminarasimha A. N., Pasin M. Simulation of compressor performance deterioration due to erosion // Proceedings of ASME Turbo Expo. – 1989 – Paper 89-GT-182.

35. Алексеев В. А., Пикула Э. Р., Талызина В. С., Щеголев Г. П. Оценка влияния изменения геометрических параметров лопаточных венцов многоступенчатого осевого компрессора в условиях эрозионного износа на его характеристики // Сборник научно-методических материалов. – М.: ВВИА им. Н. Е. Жуковского, 1990 – С. 92–99.

36. Барышева Е. С., Демин А. Е., Зеленский Р. Л. Моделирование характеристик многоступенчатого осевого компрессора авиационного двигателя с учетом эрозионного износа лопаток // Авиационно-космическая техника и технология. – 2017 – № 6 (141). – С. 58–64.

37. Потапов В. А., Санько А. А., Шейников А. А. Контроль технического состояния компрессора газотурбинного двигателя ТВ3-117 по изменению запаса его газодинамической устойчивости // Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. – 2019 – Т. 23 – №. 3 (85). – С. 88-95.

38. Excell J. War machining // The Engineer. – 2003 – December. – С. 64–70.

39. Шуваев М. А., Черников А. Ю. Анализ методов защиты авиационных газотурбинных двигателей от вредных факторов среды эксплуатации // Молодой ученый. – 2013 – № 8 (55). – С. 102–104.

40. Степанов Г. Ю., Зицер И. М. Инерционные воздухоочистители. – М.: Машиностроение, 1986 – 181 с.

41. Каблов Е. Н., Мубояджян С. А., Будиновский С. А., Помелов Я. А. Ионно-плазменные защитные покрытия для лопаток газотурбинных двигателей // Конверсия в машиностроении. – 1999 – № 2 – С. 42–47.

42. Мубояджян С. А., Александров Д. А., Горлов Д. С. Нанослойные упрочняющие покрытия для защиты стальных и титановых лопаток компрессора ГТД // Авиационные материалы и технологии. – 2011 – № 3 (20). – С. 3–8.

43. Мубояджян С. А., Александров Д. А., Горлов Д. С., Егорова Л. П., Булавинцева Е. Е. Защитные и упрочняющие ионно-плазменные покрытия для лопаток и других ответственных деталей компрессора ГТД // *Авиационные материалы и технологии*. – 2012 – № 6 – С. 72–81.

44. Блинов А. В., Дерябин Г. А., Зубков И. С. Вестник московского государственного технического университета им. Н.Э. Баумана. Серия естественные науки // *вестник московского государственного технического университета им. Н.Э. Баумана. Серия естественные науки*. Учредители: Московский государственный технический университет им. НЭ Баумана (национальный исследовательский университет). – №. 4 – С. 95-109.

45. Медников, А. Ф. Разработка методологии повышения надежности и ресурса лопаточного аппарата энергетических турбомашин с использованием ионно-плазменных покрытий: специальность 02.04.2007 «Турбомашины и поршневые двигатели»: автореф. дис. ... док. тех. наук / А.Ф. Медников; Национальный исследовательский университет «МЭИ». – Москва, 2024 – 40 с. – URL:

46. Reedy M. W., Eden T. J., Potter J. K., Wolfe D. E. Erosion performance and characterization of nanolayer (Ti,Cr)N hard coatings for gas turbine engine compressor blade applications // *Surface and Coatings Technology*. – 2011 – Т. 206, №2–3. – С. 464–472. – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2011.07.063.

47. Zhang H., Qin X., Ren P., Wang J., Yang S., Li J. Damage evolution and mechanism of TiN/Ti multilayer coatings in sand erosion condition // *Surface and Coatings Technology*. – 2019 – Т. 357 – С. 210–220. – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2018.10.007.

48. Sun Z., He G., Meng Q., Li Y., Tian X. Corrosion mechanism investigation of TiN/Ti coating and TC4 alloy for aircraft compressor application // *Chinese Journal of Aeronautics*. – 2020 – Т. 33, №6 – С. 1824–1835. – DOI: 10.1016/j.cja.2019.10.001.

49. Bonu V., Jeevitha M., Kumar V. P., Srinivas G., Barshilia H. C. Solid particle erosion and corrosion resistance performance of nanolayered multilayered Ti/TiN and

TiAl/TiAlN coatings deposited on Ti6Al4V substrates // Surface and Coatings Technology. – 2020 – Т. 387 – Article 125531 – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2020.125531.

50. Han D., Liu D. X., Xi Y. T. Effect of Shot Peening Factors on Solid Particle Erosion Resistance of Titanium Alloy // Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering. 2008 Т. 27, № 4 С. 466–470.

51. Wang D. Solid Particle Erosion // Coatings for High-Temperature Structural Materials. London: IntechOpen, 2023 DOI: 10.5772/intechopen.109383.

52. Han D., Liu D. X. The Research on the Mechanism and Prevention of Solid Particle Erosion for Titanium Alloy // Proceedings of the 12th World Conference on Titanium. 2011 С. 1877–1880.

53. Song F., Yao S., Liu L., Chi Y., Shao Z., Wang G., Jia Y., Zhang X., Tu S. Submerged Deflecting Abrasive Waterjet Peening for Improving the Surface Integrity and Solid Particle Erosion Resistance of Ti-6Al-4V Alloy // Surface and Coatings Technology. 2023 Т. 470 Article 129780 DOI: 10.1016/j.surfcoat.2023.129780.

54. Liu Y., Liu D., Ma A., Zhang X. Gradient TiZrN Coating and Deformation-Enhanced Pretreatment to Improve the Anti-Solid Particle Erosion and Fatigue Performance of Ti-6Al-4V Alloy // Engineering Failure Analysis. 2025 Т. 181 Article 109969 DOI: 10.1016/j.engfailanal.2025.109969.

55. Ma A., Liu D., Zhang X., Liu Y., Zhao W., Wang R., He G. Improving Fatigue Performance of TiZrN/TiZr-Coated Ti-6Al-4V Alloy by Inducing a Stable Compressive Residual Stress Field // Journal of Alloys and Compounds. 2022 Т. 925 Article 166799 DOI: 10.1016/j.jallcom.2022.166799.

56. Строкач Е. А., Кожевников Г. Д., Пожидаев А. А. Численное моделирование процесса эродирования твердыми частицами в газовом потоке: обзор // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Аэрокосмическая техника. – 2021 – № 67 – С. 56–69.

57. Finnie I. Erosion of surfaces by solid particles // Wear. – 1960 – Т. 3, Iss. 2 – С. 87–103. – DOI: 10.1016/0043-1648(60)90055-7.

58. Bitter J. G. A. A study of erosion phenomena: Part I // *Wear*. – 1963 – T. 6, Iss. 1 – C. 5–21. – DOI: 10.1016/0043-1648(63)90003-6.

59. Bitter J. G. A. A study of erosion phenomena: Part II // *Wear*. – 1963 – T. 6, Iss. 3 – C. 169–190. – DOI: 10.1016/0043-1648(63)90073-5.

60. Neilson J. H., Gilchrist A. Erosion by a stream of solid particles // *Wear*. – 1968 – T. 11, Iss. 2 – C. 111–122. – DOI: 10.1016/0043-1648(68)90591-7.

61. Grant G., Tabakoff W. Erosion prediction in turbomachinery resulting from environmental solid particles // *Journal of Aircraft*. – 1975 – T. 12, №5 – C. 471–478. – DOI: 10.2514/3.59826.

62. Ghenaiet A. Prediction of erosion induced by solid particles in turbomachinery // *Proceedings of the European Turbomachinery Conference*. – 2015

63. Oka Y. I., Okamura K., Yoshida T. Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact: Part 1:00 Effects of impact parameters on a predictive equation // *Wear*. – 2005 – T. 259, Iss. 1–6. – C. 95–101. – DOI: 10.1016/j.wear.2005.01.039.

64. Oka Y. I., Yoshida T. Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact: Part 2:00 Mechanical properties of materials directly associated with erosion damage // *Wear*. – 2005 – T. 259, Iss. 1–6. – C. 102–109. – DOI: 10.1016/j.wear.2005.01.040.

65. Kleis I., Kulu C. Solid particle erosion: occurrence, prediction and control. – London: Springer London, 2008

66. Forder A., Thew M., Harrison D. A numerical investigation of solid particle erosion experienced within oilfield control valves // *Wear*. – 1998 – T. 216, №2 – C. 184–193. – DOI: 10.1016/S0043-1648(97)00217-2.

67. Lee B. E., Tu J. Y., Fletcher C. A. J. On numerical modeling of particle-wall impaction in relation to erosion prediction: Eulerian versus Lagrangian method // *Wear*. – 2002 – T. 252, №3–4. – C. 179–188. – DOI: 10.1016/S0043-1648(01)00838-9.

68. Chen X., McLaury B. S., Shirazi S. A. Application and experimental validation of a computational fluid dynamics (CFD)-based erosion prediction model in elbows and

plugged tees // *Computers & Fluids*. – 2004 – Т. 33, №10 – С. 1251–1272. – DOI: 10.1016/j.compfluid.2004.02.003.

69. Mansouri A., Arabnejad H., Karimi S., Shirazi S. A., McLaury B. S. Improved CFD modeling and validation of erosion damage due to fine sand particles // *Wear*. – 2015 – Т. 338–339. – С. 339–350. – DOI: 10.1016/j.wear.2015.07.011.

70. Karimi S., Shirazi S. A., McLaury B. S. Predicting fine particle erosion utilizing computational fluid dynamics // *Wear*. – 2017 – Т. 376–377. – С. 1130–1137. – DOI: 10.1016/j.wear.2016.12.011.

71. Parsi M., Agrawal M., Srinivasan V., Vieira R. E., Torres C. F., McLaury B. S., Shirazi S. A. A comprehensive review of solid particle erosion modeling for oil and gas wells and pipelines applications // *Journal of Natural Gas Science and Engineering*. – 2014 – Т. 21 – С. 850–873. – DOI: 10.1016/j.jngse.2014.10.001.

72. ANSYS CFX-Solver Modeling Guide. Release 2024R2. Chapter 4:00 Turbulence and Near-Wall Modeling [Электронный ресурс]. – ANSYS, Inc., 2024

73. ANSYS Fluent. Introduction to Turbulence Modeling. Release 13.0: Customer Training Material [Электронный ресурс]. – ANSYS, Inc., 2010

74. Simões M. R. et al. CFD simulation of a transonic axial-flow compressor stage // *Proceedings of the 13th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering*. – Uberlândia, 2010

75. He X., Zhu M., Xia K., Klausmann S. F., Teng J., Vahdati M. Validation and verification of RANS solvers for TUDa-GLR-OpenStage transonic axial compressor // *Journal of the Global Power and Propulsion Society*. – 2023 – Т. 7 – С. 13–29. – DOI: 10.33737/jgpps/158034.

76. Строкач Е. А., Кожевников Г. Д., Пожидаев А. А., Добровольский С. В. Моделирование эрозионного износа титанового сплава высокоскоростным потоком частиц // *Обработка металлов: технология, оборудование, инструменты*. – 2023 – Т. 25, № 4 – С. 268–283. – DOI: 10.17212/1994-6309-2023-25.4-268-283.

77. Li C., Bin G., Li J., Yang P., Wang W. Influence of inlet distortion on the wear of aero-compressor blades // International Journal of Mechanical Sciences. – 2022 – T. 230 – Article 107551 – DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2022.107551.

78. Yang P., Li C., Yue W., Bin G., Chen A. Study on erosion wear characteristics of aero-compressor blades considering distortion degree // Tribology International. – 2023 – T. 189 – Article 108895 – DOI: 10.1016/j.triboint.2023.108895.

79. Yang P., Li C., Bin G., Miao H., Gu F. Erosion wear patterns of turboshaft engine compressor under different radial inlet distortion conditions // Tribology International. – 2024 – T. 198 – Article 109907 – DOI: 10.1016/j.triboint.2024.109907.

80. Cai L.-x., He Y., Hou Y.-f., Li Y., Wang S.-s., Mao J.-r. Research on particle motion and erosion characteristics in the blade passage of multistage axial compressors // Proceedings of ASME Turbo Expo 2022:00:00 Turbomachinery Technical Conference and Exposition. – Rotterdam, 2022 – Paper №GT2022-82354. – DOI: 10.1115/GT2022-82354.

81. Ghenaïet A. Simulation of particle trajectories and erosion in a centrifugal compressor // Journal of Turbomachinery. – 2012 – T. 134, №5 – Article 51022 – DOI: 10.1115/1.4004448.

82. Hartmann J., Staudacher S. Methodology for the numerical simulation of compressor solid particle erosion with dynamic meshes. – München: Verlag Dr. Hut, 2025 – 122 C. – ISBN 978-3-8439-5628-4.

83. ElTobgy M. S., Ng E., Elbestawi M. A. Finite element modeling of erosive wear // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2005 – T. 45, Iss. 11 – C. 1337–1346. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.01.007.

84. Пожидаев А. А., Строкач Е. А. Моделирование нагрева и остаточных напряжений в титановом сплаве при обработке стальной дробью // Тепловые процессы в технике. 2023 Т. 15 № 12 С. 565-571.

85. Ansys. Ansys LS-DYNA: Crash Simulation Software [Электронный ресурс]. – URL: <https://www.ansys.com>.

86. Dassault Systèmes. Abaqus Finite Element Analysis | SIMULIA [Электронный ресурс]. – URL: <https://dassault.fr>.

87. Yarrapareddy E. Numerical simulation and characterization of slurry erosion of laser-cladded surfaces by using failure analysis approach // Journal of Failure Analysis and Prevention. – 2007 – Т. 7 – С. 464–474.

88. Hassani S., Klemberg-Sapieha J. E., Martinu L., Bielawski M., Beres W., Balazinski M. Finite element modelling for the design and optimization of erosion resistant coatings // 51st Annual Technical Conference Proceedings. – Society of Vacuum Coaters, 2008 – С. 691–694.

89. Experimental and numerical analysis of the high-speed deformation and erosion damage of the titanium alloy VT-6 / Y. V. Petrov, A. M. Bragov, N. A. Kazarinov [et al.] // Physics of the Solid State. – 2017 – Т. 59 – С. 93–97.

90. Khoddami A. S., Salimi-Majd D., Mohammadi B. Finite element and experimental investigation of multiple solid particle erosion on Ti–6Al–4V titanium alloy coated by multilayer wear-resistant coating // Surface and Coatings Technology. – 2019 – Т. 372 – С. 173–189.

91. Lian X. Q., Feng X. M., Jiang M. X. Stress and system energy in erosion process for brittle materials // Advanced Materials Research. – 2011 – Т. 239–242. – С. 1165–1170. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.239-242.1165.

92. Malipatil A. S. Experimental and LS-DYNA of sand particle erosion on polymer composites // Third International Conference on Advances in Control and Optimization of Dynamical Systems. – Kanpur, India, 2014 – С. 1080–1083. – DOI: 10.3182/20140313-3-IN-3024.00009.

93. Кривошеев И.А., Камаева Р.Ф., Струговец С.А. Особенности движения частиц пыли в проточной части и изменения геометрии лопаток компрессоров в процессе эксплуатации газотурбинных установок // Вестник УГАТУ. 2011 № 3 (43). С. 18–24.

94. Абдельвахид М.Б., Черкасов А.Н., Федоров Р.М., Федечкин К.С. Расчётное исследование влияния эрозионного износа на высотно-скоростные характеристики ТРДДФ // Вестник УГАТУ. 2014 № 3 (64). С. 16–22.

95. Потапов В.А., Санько А.А. Моделирование характеристик многоступенчатого осевого компрессора турбовального газотурбинного двигателя с учётом нелинейности эрозионного износа его лопаток // Научный Вестник МГТУ ГА. 2020 Т. 23, № 5 С. 39–53. DOI: 10.26467/2079-0619-2020-23-5-39-53.

96. Исламов Р.Р., Лепань М.А., Рахимов Р.М., Гишваров А.С. Моделирование износа лопаток компрессора // Молодёжный вестник УГАТУ. 2020

97. Блинов В.Л., Бродов Ю.М., Зубков И.С., Дерябин Г.А. Особенности численного моделирования двухступенчатого осевого компрессора с дефектными лопатками // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2021 Т. 20, № 4 С. 7–19.

98. Блинов В.Л., Дерябин Г.А., Зубков И.С. Классификация уровня эрозии проточной части изолированной ступени осевого компрессора // Энергетические системы. 2022 № 1 DOI: 10.34031/es.2022.1.001.

99. Богданец С.В., Блинов В.Л., Комаров О.В. Верификация и отработка расчётной методики по моделированию эрозионного износа проточной части осевого компрессора // Вестник МЭИ. 2023 № 4 С. 109–121. DOI: 10.24160/1993-6982-2023-4-109-121.

100. Блинов В.Л., Зубков И.С., Дерябин Г.А. Оценка влияния эрозионного износа лопаток компрессора на его интегральные и локальные характеристики // Теплоэнергетика. 2024 № 5 С. 74–86. DOI: 10.56304/S0040363624050035.

101. Hussein M.F., Tabakoff W. Computation and Plotting of Solid Particle Flow in Rotating Cascades // Computers & Fluids. 1974 Т. 2 С. 1–15. DOI: 10.1016/0045-7930(74)90002-4.

102. Suzuki M., Inaba K., Yamamoto M. Numerical Simulation of Sand Erosion Phenomena in Rotor/Stator Interaction of Compressor // Journal of Thermal Science. 2008 T. 17, №2 C. 125–133. DOI: 10.1007/s11630-008-0125-7.

103. Suzuki M., Yamamoto M. Numerical Simulation of Sand Erosion Phenomena in a Single-Stage Axial Compressor // Journal of Fluid Science and Technology. 2011 T. 6, №1 C. 98–113. DOI: 10.1299/jfst.6.98.

104. Ghenaiet A. Study of Sand Particle Trajectories and Erosion into the First Compression Stage of a Turbofan // Journal of Turbomachinery. 2012 T. 134 Article 51025 DOI: 10.1115/1.4004750.

105. Ghenaiet A. Study of Particle Ingestion Through Two-Stage Gas Turbine // Proceedings of ASME Turbo Expo 2014:00:00 Turbine Technical Conference and Exposition. 2014 DOI: 10.1115/GT2014-27052.

106. Ghenaiet A. Modeling of Particle Trajectory and Erosion of Large Rotor Blades // International Journal of Aerospace Engineering. 2016 Article ID 7928347 DOI: 10.1155/2016/7928347.

107. Klaoudatos D., et al. An Improved Particle-Blade Interaction Model for Assessing Compressor Blade Erosion // Proceedings of the European Turbomachinery Conference. 2021

108. Lorenz M., Klein M., Hartmann J., Koch C., Staudacher S. Prediction of Compressor Blade Erosion Experiments in a Cascade Based on Flat Plate Specimen // Frontiers in Mechanical Engineering. 2022 T. 8 Article 925395 DOI: 10.3389/fmech.2022.925395.

109. Alqallaf J., Ali S., Teixeira J.A., et al. Numerical Study of Effects of Solid Particle Erosion on Compressor and Engine Performance // Results in Engineering. 2022 T. 15 Article 100486

110. Chirayath E., Xu H., Yang X., Kunz R.F. Full Stage Axial Compressor Performance Modeling Incorporating the Effects of Blade Damage due to Particle Ingestion // Journal of Turbomachinery. 2023 T. 145, №9 Article 91001 DOI: 10.1115/1.4062397.

111. Guo C., et al. Investigation of Particle Deposition and Erosion in Compressor // Proceedings of ASME Turbo Expo 2024 2024
112. Zhan H., Hou Y., Cai L., He J., Li Y., Wang S., Di J. CFD and FEM Combined Study on the Solid Particle Erosion Damage of Multi-Stage Compressor Blades // Powder Technology. 2025
113. Строкач Е. А., Пожидаев А. А. Моделирование износа алюминиевого сплава частицами SiO_2 // Научно-технический вестник информационных технологий, механики и оптики. 2025 Т. 25, № 1 С. 140–150. DOI: 10.17586/2226-1494-2025-25-1-140-150.
114. Петров Ю. В., Атрошенко С. А., Казаринов Н. А., Евстифеев А. Д., Соловьев В. Ю. Динамическое разрушение поверхности сплава алюминия в условиях высокоскоростной эрозии // Физика твердого тела. 2017 Т. 59, № 4 С. 648–652. DOI: 10.21883/FTT.2017.04.44264.173.
115. Woytowicz C. J., Richman R. H. Modeling of damage from multiple impacts by spherical particles // Wear. 1999 Т. 233–235. С. 120–133.
116. Griffin D., Daadbin A., Datta S. The development of a three-dimensional finite element model for solid particle erosion on an alumina scale/MA956 substrate // Wear. 2004 Т. 256, №9–10. С. 900–906. DOI: 10.1016/j.wear.2003.05.003.
117. Wang Y.-F., Yang Z.-G. A coupled finite element and meshfree analysis of erosive wear // Tribology International. 2009 Т. 42, №2 С. 373–377.
118. Takaffoli M., Papini M. Material deformation and removal due to single particle impacts on ductile materials using smoothed particle hydrodynamics // Wear. 2012 Т. 274–275. С. 50–59. DOI: 10.1016/j.wear.2011.08.012.
119. Balu P., Kong F., Hamid S., Kovacevic R. Finite element modeling of solid particle erosion in AISI 4140 steel and nickel–tungsten carbide composite material produced by the laser-based powder deposition process // Wear. 2013 Т. 302, №1–2. С. 1112–1122. DOI: 10.1016/j.wear.2013.01.050.

120. Liu Z. G., Wan S., Nguyen V. B., Zhang Y. W. A numerical study on the effect of particle shape on the erosion of ductile materials // *Wear*. 2014 T. 313, №1–2. C. 135–142. DOI: 10.1016/j.wear.2014.03.005.

121. Zhang H., Dong X. Finite element analysis of multiple solid particles erosion in cermet coating // *Surface and Coatings Technology*. 2015 T. 262 C. 184–190.

122. Zheng C., Liu Y., Chen C., Qin J., Zhang S. Finite element analysis on the dynamic erosion process using multiple-particle impact model // *Powder Technology*. 2017 T. 315 C. 163–170.

123. Zheng C., Liu Y., Chen C., Qin J., Zhang S. Numerical study of impact erosion of multiple solid particle // *Applied Surface Science*. 2017 T. 423 C. 176–184. DOI: 10.1016/j.apsusc.2017.06.181.

124. Mohammadi B., Khoddami A. Representative volume element-based simulation of multiple solid particles erosion of a compressor blade considering temperature effect // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology*. 2020 T. 234, №8 C. 1173–1184. DOI: 10.1177/1350650119884825.

125. Magliaro J., Papini M. Streamlined numerical modeling of solid particle impacts and erosion using a fully Eulerian technique: An experimentally validated comparison to Lagrangian and meshfree methods // *Wear*. 2025 T. 570 Article 205918 DOI: 10.1016/j.wear.2025.205918.

126. Юн А. А., Крылов Б. А. Расчет и моделирование турбулентных течений с теплообменом, смешением, химическими реакциями и двухфазных течений в программном комплексе Fastest-3D: учебное пособие. – М.: Изд-во МАИ, 2007 – 2784:00:00 с.

127. Yun A. *Computational Fluid Dynamics: From Zero to Guru*. – USA: CreateSpace, 2017 – 594 C.

128. Boussinesq J. *Théorie de l'écoulement tourbillonnant* // *Mémoires présentés par divers savants à l'Académie des Sciences de l'Institut de France*. – 1877 – T. 23 – C. 46–50.

129. Menter F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // AIAA Journal. – 1994 – T. 32, №8 – C. 1598–1605.
130. Bardina J. E., Huang C. G., Coakley T. J. Turbulence Modeling Validation Testing and Development: NASA Technical Memorandum 110446 – 1997
131. Cowper G. R., Symonds C. S. Strain-hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams: Technical Report №28 – Providence: Brown University, 1957
132. Keller C. Plastic instability of rate-dependent materials: a theoretical approach in comparison to FE analyses // 11th European LS-DYNA Conference. – Salzburg, Austria, 2017
133. Johnson G. R., Cook W. H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures // Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics. – The Hague, 1983 – C. 541–547.
134. 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. – DOI: 10.1063/1.338024.
135. Steinberg D. J., Cochran S. G., Guinan M. W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate // Journal of Applied Physics. – 1980 – T. 51, №3 – C. 1498–1504. – DOI: 10.1063/1.327799.
136. Yang X. et al. A modified Steinberg–Cochran–Guinan model applicable to high pressure and high temperature // Mechanics of Materials. – 2021 – DOI: 10.1016/j.mechmat.2021.103764.
137. Mitchell A. C., Nellis W. J. Shock compression of aluminum, copper, and tantalum // Journal of Applied Physics. — 1981 — T. 52, № 5 — C. 3363–3374. — DOI: 10.1063/1.329160.
138. Johnson G. R., Holmquist T. J. An improved computational constitutive model for brittle materials // High-Pressure Science and Technology—1993: AIP Conference

Proceedings / ed. by S. C. Schmidt, J. W. Shaner, G. A. Samara, M. Ross. — New York: American Institute of Physics, 1994 — T. 309 — C. 981–984. — DOI: 10.1063/1.46199.

139. Ruggiero A., Iannitti G., Bonora N., Ferraro M. Determination of Johnson-Holmquist constitutive model parameters for fused silica // EPJ Web of Conferences. — 2012 — T. 26 — Article 4011 — DOI: 10.1051/epjconf/20122604011.

140. Silica – Silicon Dioxide (SiO_2): Properties [Электронный ресурс] // AZoM. — 2001 — URL: <https://www.azom.com/properties.aspx?ArticleID=1114> (дата обращения: 15.05.2026).

141. Медведев А. Б. Уравнение состояния диоксида кремния с учетом испарения, диссоциации и ионизации // Физика горения и взрыва. — 2016 — № 4 — С. 101–114. — DOI: 10.15372/FGV20160410.

142. Steinberg D. J. Equation of state and strength properties of selected materials. — Lawrence Livermore National Laboratory, 1996 — 69 С.

143. Wang Y., Markovych S. Technical analyses of particle impact simulation methods for modern and prospective coating spraying processes // Coatings. — 2025 — T. 15, №12 — Article 1480 — DOI: 10.3390/coatings15121480.

144. Crocker L. E. A Review of Current Methods for Modelling Erosive Wear: NPL Report MAT 52 — Teddington: National Physical Laboratory, 2011 — 34 С.

145. Johnson G. R. Strength and fracture characteristics of a titanium alloy (.06Al, .04V) subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures: NSWC TR 86-144. — Dahlgren, VA, 1985

146. Bois D., Grave A. Simulation numérique d'essais d'impact et comparaison de lois de comportement // Journal de Physique. — 1985 — T. 46 — C. 101–108.

147. 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.

148. Lee W.-S., Lin C.-F. High-temperature deformation behaviour of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests // *Journal of Materials Processing Technology*. – 1998 – T. 75 – C. 127–136.

149. Leseur D. R. Experimental investigations of material models for Ti-6Al-4V titanium and 2024-T3 aluminum: DOT/FAA/AR-00/25; DTFA03-97-Z-90007. – Washington, DC, 2000

150. 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.

151. 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.

152. Li H., He N., Li L., Wang X. Modeling and simulation of titanium alloy Ti-6Al-4V machining using a microstructure-sensitive flow stress model // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2012 – T. 61, №9–12. – C. 967–981.

153. 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.

154. Braham-Bouchnak T. Étude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aéronautique: Le Ti555-3. Mécanique des Matériaux [physics.class-ph]. – Paris, 2010

155. Meyer H. W., Jr., Kleponis D. S. Modeling the high strain rate behavior of titanium undergoing ballistic impact and penetration // *International Journal of Impact Engineering*. – 2001 – T. 26, №1–10. – C. 509–521.

156. Dorogoy A., Rittel D. Determination of the Johnson-Cook material parameters using the SCS specimen // *Experimental Mechanics*. – 2008 – T. 49, №6 – C. 881–885.

157. Vyas A., Shaw M. C. Mechanics of saw-tooth chip formation in metal cutting // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. – 1999 – T. 121, №2 – C. 163–172.

158. Dumitrescu M., Elbestawi M. A., El-Wardany T. I. Mist coolant applications in high-speed machining of advanced materials // Proceedings of the Third International Conference on Metal Cutting and High-Speed Machining, Metz, France, 27–29 June 2002 – 2002 – C. 329–339.

159. Hammer J. T. Plastic Deformation and Ductile Fracture of Ti-6Al-4V under Various Loading Conditions. – Columbus: The Ohio State University, 2012

160. Yatnalkar R. S. Experimental Investigation of Plastic Deformation of Ti-6Al-4V under Various Loading Conditions: master's thesis. – Columbus: The Ohio State University, 2010

161. Milani A. S. et al. An improved multi-objective identification of Johnson-Cook material parameters // International Journal of Impact Engineering. – 2009 – T. 36, №2 – C. 294–302.

162. Zhu J. et al. Research on the Johnson-Cook constitutive model and failure behavior of TC4 alloy // Metals. – 2025 – T. 15 – Article 951

163. Amarchinta H. Uncertainty quantification of residual stresses induced by laser peening simulation: PhD dissertation in Engineering. – Dayton: Wright State University, 2010 – 201 C.

164. Wang B. et al. The effects of stress triaxiality and strain rate on the fracture strain of Ti6Al4V // Engineering Fracture Mechanics. – 2019 – T. 219 – Article 106627

165. Королев Д. Д. Разработка технологии лазерной ударной обработки для повышения усталостной прочности компрессорных лопаток из титановых сплавов авиационных двигателей: дис. ... канд. техн. наук: 02.05.2015 / Королев Даниил Дмитриевич. – Москва, 2024 – 132 с.

166. Gambirasio L., Rizzi E. An enhanced Johnson-Cook strength model for splitting strain rate and temperature effects on lower yield stress and plastic flow // Computational Materials Science. – 2016 – T. 113 – C. 231–265.

167. Xiao J. et al. Research on the impact-induced deflagration behavior by aluminum/teflon projectile // Crystals. – 2022 – T. 12, №4 – Article 471

168. Mirone G., Barbagallo R., Corallo L. Combined rate-temperature effects in postnecking plasticity of A2-70 stainless steel // International Journal of Mechanical Sciences. – 2024 – Т. 262 – Article 108754

169. Лапшин Д. А. Расчетно-экспериментальный анализ прочности внутриобъектовых транспортных контейнеров реакторов типа БН в авариях с падением: дис. ... канд. техн. наук. – Нижний Новгород: Нижегородский государственный университет им. Н. И. Лобачевского, 2015

ПРИЛОЖЕНИЕ 1

УТВЕРЖДАЮ

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


Е.Ю. Марчуков



АКТ

об использовании результатов исследований «Моделирование эрозионного износа компрессорных лопаток газотурбинного двигателя с учетом влияния остаточных напряжений»

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 Пожидаева А.А. 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 Пожидаевым А.А., могут быть использованы при модернизации существующих, а также при проектировании и создании новых компрессоров ГТД.

Предложенная Пожидаевым А.А. методика прогнозирования эрозионного износа лопаток компрессоров ГТД твердыми частицами может быть рекомендована при выборе рациональных способов защиты компрессорных лопаток ГТД от эрозионного износа при эксплуатации.

Главный конструктор, к.т.н

Начальник отдела 100

Начальник управления прочности, к.т.н





А.Н. Мухин

С.Н. Донцов

М.А. Богданов