

Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
«Уфимский государственный авиационный технический университет»

На правах рукописи



АКБАШЕВ ВАДИМ РИНАТОВИЧ

**ВЛИЯНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ
НА ПРОЧНОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ С УЧЕТОМ
КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ**

Специальность 01.02.06 – Динамика, прочность машин, приборов и аппаратуры

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук,
профессор Жернаков В.С.

Уфа – 2022

СОДЕРЖАНИЕ

Введение.....	5
1 СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРОБЛЕМЫ РАСЧЕТОВ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ.....	10
1.1 Определение и роль остаточных напряжений в конструкциях.....	10
1.2 Влияние конструктивно-технологических факторов на напряженно- деформированное состояние в элементах конструкций.....	12
1.3 Расчет напряженно-деформированного состояния соединений.....	13
с натягом.....	13
1.4 Учет напряженно- деформированного состояния и оценка прочности резьбовых соединений.....	16
1.5 Применение вакуумных ионно-плазменных покрытий.....	18
1.5.1 Технологии нанесения ионно-плазменных покрытий.....	18
1.5.2 Моделирование процессов ионно-плазменных покрытий.....	23
Основные выводы по главе 1.....	29
2. СХЕМА РАСЧЕТА ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ДЕТАЛЯХ С УЧЕТОМ КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ В ПРОЦЕССАХ ТЕРМОУПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ.....	31
2.1 Расчетная модель m -го этапа нагружения и деформирования.....	33
2.2 Алгоритмы расчета процессов термоупругопластического деформирования и образования остаточных напряжений.....	34
2.2.1 Общий алгоритм расчета.....	34
2.2.2 Алгоритмы расчета тепловых процессов.....	36
2.2.3 Алгоритмы расчета процессов деформирования и образования остаточных напряжений.....	37
Основные выводы по главе 2.....	50
3 ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ФАКТОРОВ НА ОСТАТОЧНЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ.....	52
3.1 Исследование напряженно-деформированного состояния и технологической наследственности в соединениях с натягом.....	52

3.2	Расчет остаточных напряжений, полученных при выполнении технологической операции посадки с натягом	55
3.3	Исследование напряженно-деформированного состояния соединения с натягом при одноосном растяжении	61
3.4	Расчет НДС в соединении с натягом в условиях чистого сдвига	65
3.5	Расчет напряженно-деформированного состояния соединения с натягом при двухосном растяжении	71
3.6	Исследование влияния резьбовых вставок на напряженно-деформированное состояние резьбового соединения	77
3.6.1	Расчет остаточных технологических напряжений при получении соединения с резьбовой вставкой.....	79
3.6.2	Численный расчет НДС резьбового соединения типа «болт – гайка» ..	83
3.6.3	Особенности расчета напряженно-деформированного состояния соединения с резьбовой вставкой при одноосном растяжении.....	86
3.6.4	Численный расчет НДС резьбового соединения типа «болт – гайка» с резьбовой вставкой.....	87
	Основные выводы по главе 3	88
4.	ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ДЕТАЛЯХ ПРИ ИОННО-ПЛАЗМЕННОМ НАПЫЛЕНИИ	90
4.1	Методика определения остаточных напряжений при ионно-плазменном напылении	90
4.2	Моделирование нанесения ионно-плазменных покрытий	93
4.3	Определение технологических напряжений при формировании однослойных покрытий	96
4.4	Учет и оценка технологических напряжений при нанесении многослойных покрытий	102
4.5	Сравнение результатов в образцах.....	108
4.6	Определение собственной частоты имитатора лопатки с ионно-плазменным покрытием Ti-TiVN	109
4.6.1	Экспериментальное определение собственной частоты имитатора лопатки	109
4.6.2	Численный расчет собственной частоты имитатора лопатки	110

4.7 Численный расчет механических свойств образцов с вакуумно-плазменным покрытием.....	113
4.8 Исследование усталостной многоцикловой прочности корсетных образцов с модифицированной поверхностью	114
Основные выводы по главе 4	117
ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ ПО РАБОТЕ	118
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	120

Введение

Актуальность темы исследования. Проблемы формирования, управления и контроля поверхностных остаточных напряжений в деталях являются одними из важнейших задач, успешное решение которых позволит в значительной степени повысить стабильность характеристик прочности деталей двигателя при их изготовлении, что будет способствовать обеспечению требуемой надежности двигателей.

При изготовлении деталей ГТД используются различные технологии обработки давлением, литье, сварка, термообработка, шлифование, обработка резанием и другие, что сопровождается возникновением в изделии внутренних и поверхностных напряжений. В большинстве случаев напряжения полностью или частично сохраняются в металле после окончания технологического процесса и поэтому называются остаточными напряжениями [1].

Остаточные напряжения возникают по причине неодинаковой пластической деформация или разного изменения удельного объема в различных точках тела. Снижение уровня неблагоприятных остаточных напряжений обеспечивается различными технологическими приемами, например, проведением термической обработки.

Однако, создавая контролируемые остаточные напряжения, можно существенно изменить эксплуатационные свойства металла, например, повысить предел выносливости. С целью уменьшения влияния опасных растягивающих рабочих напряжений в поверхностном слое намеренно создают сжимающие остаточные напряжения путем применения различных технологий поверхностной обработки металлов (упрочнение).

В подавляющем большинстве случаев величина, знак и распределение остаточных напряжений по объему изделия неизвестны. Для определения этих характеристик требуется нарушить целостность изделия или использовать методы неразрушающего контроля, которые позволяют оценить уровень поверхностных остаточных напряжений (ПОН). Отмечается, что традиционный метод Давиденкова

требует разрушения детали, что является дорогостоящим процессом, а рентгеноструктурный анализ (неразрушающий) на имеющемся оборудовании не позволяет контролировать большинство критических зон при изготовлении деталей двигателя.

Наиболее значимыми и научно-методологическими проблемами являются отсутствие методов неразрушающего контроля для наиболее критических и сложных зон деталей ГТД; отсутствие неразрушающих методов определения эпюр напряжений по глубине поверхностного слоя детали; отсутствие методов моделирования остаточных напряжений при механической обработке и операциях упрочнения различными методами.

Признавая наличие научных проблем и технических трудностей при обеспечении требуемых уровней ОН, актуальна разработка методов и алгоритмов расчета напряженно-деформированного состояния деталей и узлов при сложном нагружении с учетом технологической наследственности (дорнование, гидравлическая штамповка, РКУП, прокатка и др.).

Цели и задачи работы. Целью работы является исследование остаточных напряжений и их влияние на прочность элементов конструкций с учетом конструктивно-технологических факторов.

Для достижения данной цели были сформулированы следующие основные задачи:

- проанализировать причины и общие закономерности формирования остаточных напряжений в элементах конструкций с учетом конструктивно-технологических факторов.
- разработать схему расчета остаточных напряжений в типовых элементах конструкций с концентраторами напряжений при упругом и упругопластическом деформировании с учетом конструктивно-технологических факторов;
- исследовать влияние НДС и остаточных напряжений в элементах конструкций на их прочность с учетом технологической наследственности.

Методы исследования. Работа выполнена на основе классических методов теории упругости и механики деформируемого твердого тела. Численный расчет осуществлен на базе метода конечных элементов с применением программно-вычислительных комплексов *ANSYS, DEFORM-3D*.

Научная новизна:

- разработана схема расчета НДС и остаточных напряжений в элементах конструкций, отличающаяся учетом конструктивно-технологических факторов и истории нагружения.
- выявлены общие закономерности формирования остаточных напряжений с учетом технологической наследственности в деталях с концентраторами напряжений.
- впервые установлено влияние конструктивных факторов и различных технологических операций при изготовлении деталей с учетом эксплуатационных характеристик (определены критические нагрузки в соединении с натягом, распределение осевой нагрузки по виткам резьбы в резьбовом соединении со спиральными вставками, усталостные характеристики и частоты собственных колебаний в образцах с ионно-плазменным напылением).

Практическая значимость работы:

- разработанные модели, учитывающие влияние остаточных напряжений, обеспечивают уточнение прочностных характеристик на стадии проектирования и разработки технологического процесса;
- результаты исследования внедрены на предприятии АО «УАП «Гидравлика» для анализа и корректировки серийных технологических процессов ионно-плазменного напыления нитрида титана на детали гибких трубопроводов;
- результаты научных исследований данной работы могут быть использованы при проектировании элементов конструкций с учетом технологической наследственности.

Положения, выносимые на защиту:

— схема расчета НДС в типовых элементах конструкций с концентраторами напряжений с учетом конструктивно-технологических факторов в заготовке и истории нагружения;

— результаты аналитического и численного исследования НДС в пластинах с запрессованными в отверстия кольцами из наноструктурного титанового сплава Ti-6Al-4V;

— результаты расчета напряженно-деформированного состояния резьбового соединения с резьбовой вставкой;

— результаты теоретических и экспериментальных исследований изделий с ионно-плазменным покрытием на их эксплуатационные характеристики.

Достоверность основана на применении классических методов теории упругости и механики деформируемого твердого тела; использовано сравнение авторских данных и данных, полученных ранее по рассматриваемой тематике другими исследователями; установлено качественное совпадение авторских результатов с результатами, представленными в независимых источниках по данной тематике.

Апробация работы. Основные положения диссертационной работы доложены и обсуждены на Всероссийской молодежной научной конференции «Мавлютовские чтения» (г. Уфа, 2013-2019 гг.), региональной зимней школе-семинаре аспирантов и молодых ученых «Актуальные проблемы в науке и технике» (г. Уфа, 2014-2020 гг.), Международной научной конференции «Наука в центральной России» (г. Липецк, 2014 г.), Всероссийской научно-технической конференции молодых специалистов (г. Уфа, 2018, 2019 гг.), International Conference on Electrotechnical Complexes and Systems (ICOECS) (Ufa, 2019).

Публикации. Основные результаты диссертации отражены в 21 печатных работах, включая 5 статей в журналах, рекомендованных ВАК, 2 статьи в журналах, индексируемых Scopus, а также в 1 патенте на изобретение.

Структура и объем диссертации. Диссертация состоит из введения, четырех глав, основных выводов, списка литературы и приложения. Работа содержит

129 страниц машинописного текста, включающего 73 рисунка и библиографический список из 85 наименований.

1 СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРОБЛЕМЫ РАСЧЕТОВ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

1.1 Определение и роль остаточных напряжений в конструкциях

Остаточные напряжения возникают в деталях в большинстве технологических операций (литье, ковка, ТО и ХТО) и по своей величине могут превышать напряжения от внешних нагрузок.

Остаточные напряжения могут являться как вредными, так и полезными, особенно для поверхностных слоев. Создание сжимающих остаточных напряжений в поверхностных слоях происходит с использованием технологических процессов, таких как обдувка, дробью, обкатка роликами, и др. [1].

Развитие статической, динамической прочности и коррозионной стойкости изделий зависит от остаточных напряжений в изделиях. Изменения геометрических размеров изделий и конструкций могут быть вызваны релаксацией остаточных напряжений. Данный процесс происходит в различных участках тела с различной интенсивностью в зависимости от величины напряжений, в связи с этим тело деформируется из-за нарушения равновесия напряжений, изменяя первоначальные размеры и форму.

Неравномерная пластическая деформация, потеря устойчивости, коробление, искривление и скручивание могут возникнуть из-за воздействия внешних нагрузок в процессе эксплуатации, суммируясь с остаточными напряжениями [2].

В работе [3] рассмотрен процесс формирования напряженно-деформированного состояния в ионно-плазменных покрытиях. Автором проведено исследование влияния температуры подложки при напылении ионно-плазменных покрытий на наноразмерность структурных образований и остаточные напряжения. В работе указано, что основными причинами возникновения высоких упругих напряжений в ионно-плазменных покрытиях являются ионно-атомная бомбардировка в процессе осаждения (приводит к развитию напряжений сжатия) и различие коэффициентов термического расширения материалов покрытия и слоя (термические напряжения; знак определяется разностью коэффициентов термического расширения

материалов покрытия и подложки). В случае подложек с относительно низким коэффициентом теплопроводности с увеличением температуры подложки при осаждении, суммарная упругая макродеформация сжатия покрытия уменьшается. Появляющиеся непосредственно в процессе осаждения напряжения могут быть релаксированы как в процессе осаждения, так и по его завершению. Таким образом, учитывая действие вышеприведенных факторов и изменяя температуру осаждения, можно минимизировать вклад фактора напряжений и управлять напряженным состоянием пленок и покрытий.

Для повышения работоспособности инструмента при работе в условиях действия больших знакопеременных нагрузок одним из наиболее перспективных являются многослойные Ti/TiN покрытия. Многослойные покрытия имеют более высокое сопротивление разрушению, чем однослойные (однофазные) покрытия TiN в связи с более низким модулем упругости Ti, чем TiN, и медленным развитием трещин в плоскости слоистого покрытия. В работе [4] отмечено, что в многослойных покрытиях с относительно большими толщинами слоев наибольшую трещиностойкость при сохранении большой твердости можно ожидать при толщине слоев Ti около 120-130 нм. Целью работы [4] являлось исследование зависимости структуры, напряженно-деформированного состояния и механических свойств многослойного покрытия Ti/N от толщины подслоя (от 30 до 250 нм). Авторами выявлено, что толщины слоев Ti более 30 нм достаточно, для того, чтобы развитие напряженно-деформированного состояния в слоях TiN происходило без их существенной релаксации. Аналогичный эффект появляется и в более толстых титановых слоях: 125 и 250 нм.

Рассмотрена физическая модель возникновения остаточных упругих напряжений при нанесении тонкослойных упрочняющих покрытий титана и нитрида титана на алюминий. Данная модель учитывает ковалентную и ионную связь при взаимодействии слоев, также представлен механизм образования внутренних напряжений на границе раздела. Сжимающие напряжения возникают, когда на металлическую подложку наносятся покрытия из другого металла, а растягивающие – когда наносятся оксидные покрытия. Снижение уровня тангенциальных напряжений

можно добиться путем создания промежуточных слоев, которые создают меньшие внутренние напряжения в материале подложки.

Стоит отметить, что на данный момент соблюдение требований по наведению остаточных напряжений в теле конструкции является серьезной конструкторской и технологической задачей.

1.2 Влияние конструктивно-технологических факторов на напряженно-деформированное состояние в элементах конструкций

Выполнение требований к новым деталям и узлам ведет к значительному усложнению конструктивных форм, резко снижающего технологичность и увеличивающего стоимость конструкций. В качестве компромисса применяется принцип местного качества, который подразумевает усиление перегруженных, в основном, концентраторы напряжения, и ослаблении незначительно напряженных несущих элементов [5,6].

Концентратором напряжений называется резкое локальное изменение полей напряжений в деформируемом теле, которое может быть вызвано различными причинами: конструктивными (резкое изменение геометрии деталей, наличие отверстий и вырезов ит.д.); технологическими (уровень шероховатости поверхности, изменение свойств материалов в результате различных технологических процессов и т.д.); эксплуатационными (сочетание внешних силовых и температурных нагрузок, зарождающиеся трещины и т.д.).

Отличительная черта явления концентрации состоит в том, что вместе с резким увеличением уровня напряжений вблизи концентратора, даже при исходном одноосном состоянии, возникает плоское или объемное напряженное состояние, которое существенно влияет на развитие пластических деформаций или трещин [5]. Несущая способность многих деталей и элементов конструкций определяется их напряженным состоянием и условиями прочности в местах концентрации, где прежде всего наступает предельное состояние и разрушение. Известно, что хрупкое или вязкое разрушения, длительное статическое, циклическое или ударное нагружения по-разному влияет на прочность концентраторов напряжений. Требуется

установить точное распределение напряжений и деформаций в области концентратора напряжений, а также учитывать свойства материала (упругость, ползучесть, пластичность) [7].

При нагружении конструкции в местах концентраций напряжений могут возникнуть пластические деформации и как следствие остаточные напряжения [8,9,10, 11].

При циклическом нагружении уровень, знак, и характер распределения остаточных напряжений оказывают существенное влияние на сопротивление усталости деталей. Если циклические напряжения от внешних воздействий меняются по симметричному циклу, а при этом в поверхностном слое действуют сжимающие остаточные напряжения, может возникнуть асимметричным суммарное напряжение. Предел выносливости увеличивается, если среднее напряжение будет сжимающим, а при среднем растягивающем напряжении предел выносливости понижается [12,13,14,15].

Таким образом, технологические остаточные напряжения влияют на прочность изделия. Необходимо отметить, что на сегодняшний день создание сжимающих остаточных напряжений в местах концентрации является одним из широко применяемых и эффективных методов повышения усталостной прочности ответственных деталей.

1.3 Расчет напряженно-деформированного состояния соединений с натягом

Соединения с натягом получили широкое внедрение в машиностроении. В качестве примера подобных соединений можно привести сопряжения корпуса подшипника скольжения с вкладышем, венцов зубчатых и червячных колес со ступицами, вала с втулкой, диска с валом в турбинах [17]. Соединения с натягом являются одними из основных элементов механизмов и машин. Широкое применение данных соединений обусловлено рядом преимуществ: высокой точностью центрирования, простотой конструкции и технологией изготовления, возможностью восприятия и передачи произвольно направленных нагрузок.

Несмотря на давнюю известность и широкое распространение соединений с натягом существуют малоизученные проблемы, ограничивающие их применение. Одной из подобных проблем является анализ напряженно-деформированного состояния элементов соединения при приложении к нему различных внешних нагрузок.

В работе Е.С. Гречищева, А.А. Ильященко представлены основные сведения о соединениях с натягом – основы расчета, методы сборки и разборки. Приведены методики для изучения несущей способности соединений при статической и динамической нагрузке [17].

В работе А.Г. Андреева для деталей типа тел вращения решена задача нахождения оптимальной температуры нагревания при сборке соединений с натягом. Для оптимизации использовали метод комплексов, который не требовал вычисления производных исследуемой функции энергии W и метод конечных элементов. Исследование проводили на шестерне, представленной в виде диска кусочно-постоянного профиля. Материал детали – сталь 40Х. Оптимальный нагрев при ограничении температуры $320\text{ }^{\circ}\text{C}$ может быть достигнут при максимальном эквивалентном напряжении $\sigma_e = 242\text{ МПа}$. Автором отмечено, что допустимое напряжение влияет на уменьшение расхода энергии на нагревание [18].

Работа А.С. Иванова, А.В. Воронцова, С.А. Терехина обосновывает целесообразность расчета на несдвигаемость при малых натягах по формуле, учитывающей контактную жесткость сопрягаемых поверхностей. По полученным значениям коэффициентов трения установили, что при больших и средних натягах результаты традиционных и предлагаемых расчетов совпадают [19].

В работах И.В. Абрамова представлены результаты процесса моделирования напряженно-деформированного состояния элементов соединения при механической сборке с натягом методом конечных элементов с учетом и без учета сил запрессовки. Исследования проводились на соединении из полого вала и втулки, выполненных из стали 40. Представлены эпюры распределения напряжений по длине контакта соединения с учетом механической сборки и без ее учета. Определили, что максимальная разница НДС составляет 14%.

Также соединения с натягом подвергали изгибающему моменту. Определены интенсивности напряжений в зоне контакта в характерных сечениях соединения методом МКЭ и методом суперпозиции. Значения результатов методом МКЭ превосходили значения метода суперпозиции на 20%. Данная разница объясняется отсутствием учета в методе суперпозиции наличие ступицы в соединении [20,21].

Новый метод сборки и разборки соединений с натягом при действии центробежных сил и изгибающего момента предложен и теоретически обоснован. Исследование проводили с применением МКЭ на термооправке, выполненной из инструментальной стали 4Х5МФС и твердосплавной фрезы, изготовленной из твердого сплава Т15К6. Было установлено, что при посадке контактные давления p_k распределяются равномерно. Но при приложении вращения и изгибающей нагрузки контактные давления перераспределяются и происходит раскрытие стыка. При увеличении частоты вращения до 100 тыс. об/мин значение величины контактного давления снижается с 64 до 0 МПа, а раскрытие стыка достигает величины 7 мкм. Таким образом, подобно температурному методу величина зазора позволяет не повреждать поверхность контакта, в отличие от механического метода сборки [22].

В работе Ю.П. Сердобинцева, А.Г. Алехина предложена технология лазерной закалки для получения соединений с натягом, позволяющая повысить нагрузочную способность и сдвигустойчивость сопрягаемых деталей. Эксперименты проводились на соединении «вал-втулка» с гарантированным натягом 1,5 мкм. Установлено, что данная технология позволяет повысить нагрузочную способность в 2,7-3,1 раза, снизить контактную податливость [23].

Работа А.И. Абрамова, И.В. Абрамова, А.В. Петрова, А.В. Романова обосновывает эффективность применения гидропрессовой сборки для деталей из титановых сплавов. Проведен численный расчет с применением МКЭ и экспериментальная проверка. Объектами исследования являлись соединения «вал-втулка» с натягом $N=10$ мкм. Материалами деталей в различных комбинациях являлись сталь 45 и титан ОТ4. Исследование напряженно-деформированного состояния показало более низкий уровень интенсивности напряжений (на 45%) и контактных давлений

(почти в 2 раза) в титановых деталях по сравнению со стальными. Установлена более высокая нагрузочная способность титановых соединений в отличие от стальных образцов [24].

1.4 Учет напряженно-деформированного состояния и оценка прочности резьбовых соединений

Одним из распространенных элементов современных конструкций являются резьбовые соединения. Широкое распространение резьбовых соединений связано с высокой технологичностью их изготовления, сборки и эксплуатации. Но статистика происшествий и катастроф свидетельствует, что ресурс и надежность транспортной и авиакосмической техники в основном определяются ресурсом и надежностью болтовых соединений. В связи с этим обеспечение надежной и безотказной работы соединений и повышения ресурса их работы является важной и актуальной задачей.

Элементы резьбовых соединений подвергаются широкому спектру внешних воздействий. Это статические и знакопеременные силы, действие высокоинтенсивных одиночных и периодически повторяющихся ударных нагрузок длительностью до микросекунд, вибрационные и случайные воздействия. Условия эксплуатации также отличаются до $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$ и нагрева до высоких температур, подвергаются коррозии под напряжением [25].

В настоящее время задача расчета на прочность является актуальной, так как существующие методики и критерии прочности являются недостаточными, не обеспечивают качества резьбовых соединений. Качество резьбовых соединений обусловлено обеспечением плотности, герметичности и прочности, что в большой степени зависит от сборки соединений.

В работе А.В. Ланщикова освещены применяемые в практике подходы к обеспечению качества операций сборки, приведены устройства для подготовки, выполнения и контроля сборочных операций [26].

Особенности применения вибрационно-ориентирующих устройств в механо-сборочном производстве представлены в работе С.Я. Березина [27]. Применение данных устройств помогает решить проблемы с силовой напряженностью, стабилизацией показателей соединений, повышения надежности переходных процессов.

В работе А.Н. Прокофьева [28] обоснована эффективность применения гладкорезьбовых соединений в корпусных деталях, выполненных из цветных сплавов. В качестве примера принято соединение «шпилька – корпус». Материал корпуса выполнен из алюминиевых литейных сплавов, материал шпильки – конструкционная сталь типа сталь 45, сталь 40Х.

Исследованию контактной задачи и податливости витков резьбы посвящены работы А.М. Рубина [29-31]. Предложена расчетная модель распределения контактных усилий между витками резьбового соединения с учетом зазоров. Данная методика учитывает направление включения – выключения витков резьбы, расположение зазоров и, соответственно, усилий в резьбе, что благоприятно влияет на НДС резьбового соединения.

Произведено сравнение результатов предложенной методики с методом конечных элементов. Для исследования использовали соединение винт – гайка, включающего пять витков с резьбой М10 при усилии затяжки $F=60$ МПа. Погрешность величины нагрузки на отдельные витки составила 5%.

В работе А.Д. Захарченко, М.С. Абделькадра рассмотрены факторы, влияющие на прочность заклепочных и болтовых соединений. Получена зависимость напряжений от величины натяга [32].

В работах Головкина В.В. [33] установлен оптимальный вариант обработки, при котором предельная амплитуда цикла напряжений резьбовых деталей повышается в 1,3 – 1,8 раз за счет взаимосвязи остаточных напряжений, сформированных во впадинах резьбы.

Салов В.Б. в своей работе [34], используя отделочно-упрочняющая электро-механическую обработку нарезанной резьбовой части крепёжных изделий увеличил циклическую долговечность в среднем от 10 % до 2 и более раз.

В исследованиях Рапацкого Ю.Л. установлено, что влияние погрешности изготовления и сборки РС, в формировании которых наиболее существенно проявляется технологическая наследственность, являются одной из самых распространенных причин отказов ИМ (более 50%) [35].

1.5 Применение вакуумных ионно-плазменных покрытий

1.5.1 Технологии нанесения ионно-плазменных покрытий

Обеспечение назначенного ресурса и надежности перспективных двигателей невозможно без применения защитных и упрочняющих покрытий для лопаток и деталей двигателя, обеспечивающих работоспособность этих деталей в условиях повышенных температур, коррозии, фреттинга и износа.

При эксплуатации деталей, подверженных различным негативным воздействиям в процессе работы, применяют защитные покрытия. В данное время применяют различные методы нанесения покрытий: атмосферно-плазменный, детонационный, ионно-плазменный методы, разные типы наплавки и т.д. Метод ионно-плазменного напыления занимает особое место за счет больших технологических возможностей по изменению физико-механических свойств поверхности за счет получения оптимальной структуры, фазового состава и степени легирования фаз. Данная обработка основана на взаимодействии высокоэнергетических частиц, полученных в низкотемпературной плазме, с поверхностью обрабатываемой детали. Методы вакуумной ионно-плазменной обработки более экологически чистые наряду с традиционными гальваническими процессами создания покрытий на деталях из конструкционных материалов. Более подробно о преимуществах и истории развития ионно-плазменных технологий говорится в работе [36].

Перспективность ионно-плазменного нанесения определяется совокупностью следующих качеств:

1. Осаждение пленок металлов и диэлектриков, сплавов и композиционных соединений происходит без изменения стехиометрического состава, если температуры распыляемой мишени и подложки остаются достаточно низкими;

2. Поскольку процесс распыления не предусматривает расплавление материала, можно получать пленки тугоплавких материалов, а также неплавящихся материалов;

3. Регулировкой состава энергетических ионов и газовой среды во время нанесения можно изменять свойства получаемых пленок, контролировать и управлять их стехиометрией;

4. Подложку и растущую пленку можно очищать до, в процессе и после окончания процесса нанесения ионной бомбардировкой.

5. Пленки имеют лучшую адгезию, чем пленки, полученные другими методами в силу высокой энергии распыленных частиц, поступающих на подложку. Высокая энергия обеспечивает получение плотных пленок [37].

Состояние поверхности детали перед нанесением влияет на качество покрытия, поэтому подготовка поверхности детали перед нанесением покрытий одна из основных технологических задач ионно-плазменных методов напыления. Подготовка может включать обезжиривание, очистку ультразвуком, обезвоживание спиртом и вакуумную сушку. В вакуумной камере происходит нагрев и ионная чистка поверхности. Предварительный нагрев необходим для получения покрытия с хорошей адгезией и требуемой микроструктурой, ионная чистка обеспечивает удаление загрязнений на молекулярном уровне и активацию поверхности. Технологии подготовки поверхности посвящены работы [38,39,40].

Важной технологической задачей является выбор метода нанесения покрытия. Методы вакуумного ионно-плазменного нанесения покрытий делятся по способу формирования потоков осаждаемых частиц на методы ассистированного плазмой химического газофазного осаждения (*PACVD – plasma assisted chemical vapour deposition*) и методы физического газофазного осаждения (*PVD – physical vapour deposition*) [40,41].

К PVD относятся методы, в которых покрытие на подложке наносится из паровой фазы, получаемой за счет распыления или испарения поверхности мишени

из наносимого материала. Основными из них являются вакуумное дуговое распыление, лазерная абляция, распыление ионным пучком, магнетронное распыление и термическое испарение [40].

Испарение происходит следующими методами:

резистивное сопротивление;

индукционный нагрев;

электронно-лучевые пучки;

низковольтная дуга;

полый катод;

катодные или анодные дуги;

лазерный луч [42].

Широкое распространение для осаждения покрытий получили реактивное магнитное распыление и вакуумно-дуговое осаждение [43-45].

В работе [46] рассмотрена технология нанесения нанослойных жаростойких покрытий. Перспективность использования сочетаний высокоэнергетических методов упрочняющей обработки и нанесения покрытий ионно-имплантационными и ионно-плазменными методами связана с повышением жаростойкости покрытий и предела выносливости образцов из никелевых сплавов.

Износостойкость ионно-плазменных покрытий зависит от технологии нанесения. В работе [2] приведены результаты исследования по определению соотношений между режимом нанесения, структурой и свойствами, необходимыми для оптимизации технологического процесса нанесения покрытий. Получены уравнения регрессии, которые свидетельствуют о значительном влиянии технологических параметров процесса нанесения на формирование покрытий и работоспособность пластин из чугуна и жаропрочного сплава ХН77ТЮР.

В работе [47] описан новый метод получения легированных диффузионных алюминидных покрытий на жаропрочных сплавах, основанный на вакуумной плазменной технологии высоких энергий. Данный метод по сравнению с порошковым, шликерным и газовым циркуционным методом имеет ряд преимуществ: высокая точность формирования покрытия по толщине, элементному и фазовому составу,

возможность управления содержанием алюминия и легирующих элементов. Автор описывает одно- и многостадийные процессы формирования ионно-плазменных покрытий. Многостадийный процесс обеспечивает комплексное легирование диффузионных слоев, что позволяет значительно повысить эксплуатационные характеристики покрытий и увеличить срок службы детали. Более подробно процесс получения диффузионных ионно-плазменных покрытий, полученных по двухстадийной технологии описан в работе [48]. Представленная технология позволяет целенаправленно легировать слой моноалюминид никеля элементами повышающими его жаростойкость.

Структурное состояние и свойства поверхностного слоя детали являются определяющими для эксплуатационных характеристик изделий из титановых сплавов. Проблемы при эксплуатации титановых сплавов в зоне с повышенной температурой связаны с высокой активностью титана к кислороду, низкой теплопроводностью, чувствительностью к трещинообразованию и недостаточной твердостью. Одним из способов, позволяющих расширить область применения титановых сплавов, является нанесение покрытий. В работе [49] представлена схема формирования ионно-вакуумных покрытий и модифицирования поверхности. Качество и воспроизводство технологии достигается за счет оптимизации этапов технологического процесса и эффективного использования методов оценки состояния исходной поверхности до и после энергетического воздействия газовой и металлической плазмы на всех этапах.

В работе [50] автором представлен метод комплексного ионно-плазменного упрочнения металлообрабатываемого инструмента из быстрорежущей стали Р6М5. Метод позволяет повысить твердость поверхностного слоя стали и исключает снижение твердости подповерхностного слоя.

Рост рабочей температуры лопаток турбин ГТД стал причиной резкого снижения защитных свойств диффузионных алюминидных жаростойких покрытий. Возникла необходимость разработки новых технологических процессов получения покрытий, защищающих лопатки от газовой коррозии и термоусталостных повреждений и обеспечивающих требуемый ресурс и надежность их работы, а также

разработки промышленного оборудования для реализации таких технологий. В работе [51] представлено применение вакуумных ионно-плазменных покрытий на детали ГТД высокой точности. Автором приведена модель, позволяющая рассчитать погрешность ионно-вакуумного нанесения покрытия на детали высокой точности.

В работе [52] подробно изложен способ снижения дефектов при нанесении покрытий путем наложения на напыляемый образец мишень ультразвуковых колебаний, которые оказывают влияние на условия взаимодействия эрозионного потока с мишенью при осаждении твердых и жидких компонентов конденсированного потока. Автором экспериментально доказано, что ультразвуковые колебания снижают долю макродефектов в покрытии почти на 20%, а их максимальный диаметр снижается в 1,5-2 раза по сравнению с обычными методами напыления.

Свойства покрытий зависят от их фазового состава. В статье [53] методом термодинамического прогнозирования рассчитан фазовый состав ионно-плазменных покрытий на основе карбидов титана и ниобия в широком диапазоне температур подложки и давления реакционного газа. На основе анализа автором были предложены рекомендации по технологическим режимам формирования оптимальных составов ионно-плазменных покрытий. В работе [54] исследовано влияние фазового и химического состава, технологических параметров ионно-плазменного напыления, в частности давление азота в вакуумной камере на свойства покрытий.

Свойства покрытий и их микроструктура отличается от структуры и свойств основного материала. Основными факторами, влияющими на образование покрытий, являются: 1) подложка; 2) температура подложки и температура процесса; 3) газовая среда, в которой происходит напыление покрытия; 4) скорость осаждения; 5) совместимость материалов подложки и покрытия.

Одним из важных параметров при нанесении покрытий являются остаточные напряжения. Требуется внимательное изучение механизмов образования и распространения напряжений в покрытиях разных типов и толщины для разработки методов создания покрытий с более однородной компенсирующей напряжением структурой [55].

В работе [56] описана методика испытания материалов царапаньем с использованием автоматизированного прибора – склерометра, которая позволяет выбрать наиболее оптимальные составы различных покрытий и режимы их нанесения, обеспечивающие заданные свойства.

В настоящее время на производстве для нанесения ионно-плазменных покрытий используют технологические установки, описание установок приведено в [57-64]. Промышленные технологии ионно-плазменного напыления покрытий основанные на синтезе преимущественно фаз внедрения при взаимодействии реакций газа с ионами, распыляемыми электрической дугой катода из металла или сплава представлены в работе [64].

В работе [42] представлена промышленная вакуумная установка АПН-250 для нанесения покрытий ионно-плазменным методом при высоких энергиях частиц. Для стабильности и воспроизводимости процесса осаждения применяли вакуумно-дуговой способ генерации плазмы с жесткой электромагнитной стабилизацией катодных пятен на рабочую поверхность катода. Очистку обработанной поверхности производили методом ионной бомбардировки.

В работе [65] представлен прием подготовки эталонного образца, позволяющий определить концентрацию азота в ионно-плазменных покрытиях из TiN . Этот прием основан на известной зависимости периода кристаллической решетки TiN от содержания в нем азота. Разработанная методика позволяет помимо химического и фазового составов покрытия определить в нем уровень остаточных напряжений. В этом случае отделенное покрытие выступает в качестве эталона, так как в образце отсутствуют остаточные напряжения. Зная межплоскостные расстояния эталона и покрытия, нанесенного на подложку, можно определить сумму главных напряжений, действующих в поверхностном слое покрытия.

1.5.2 Моделирование процессов ионно-плазменных покрытий

Основными причинами возникновения высоких упругих напряжений в ионно-плазменных покрытиях являются ионно-атомная бомбардировка в процессе

осаждения (приводит к развитию напряжений сжатия) и различие коэффициентов термического расширения материалов покрытия и слоя (термические напряжения; знак определяется разностью коэффициентов термического расширения материалов покрытия и подложки). В случае подложек с относительно низким коэффициентом теплопроводности с увеличением температуры подложки при осаждении, суммарная упругая макродеформация сжатия покрытия уменьшается. Появляющиеся непосредственно в процессе осаждения напряжения могут быть релаксированы как в процессе осаждения, так и по его завершению. Таким образом, учитывая действие вышеприведенных факторов и изменяя температуру осаждения, можно минимизировать вклад фактора напряжений и управлять напряженным состоянием пленок и покрытий.

Для повышения работоспособности инструмента при работе в условиях действия больших знакопеременных нагрузок одним из наиболее перспективных являются многослойные Ti/TiN покрытия. Многослойные покрытия имеют более высокое сопротивление разрушению, чем однослойные (однофазные) покрытия TiN в связи с более низким модулем упругости Ti , чем TiN , и медленным развитием трещин в плоскости слоистого покрытия. В работе [4] отмечено, что в многослойных покрытиях с относительно большими толщинами слоев наибольшую трещиностойкость при сохранении большой твердости можно ожидать при толщине слоев Ti около 120-130 нм. Целью работы [4] являлось исследование зависимости структуры, напряженно-деформированного состояния и механических свойств многослойного покрытия Ti/N от толщины подслоя (от 30 до 250 нм). Авторами выявлено, что толщины слоев Ti более 30 нм достаточно, для того, чтобы развитие напряженно-деформированного состояния в слоях TiN происходило без их существенной релаксации. Аналогичный эффект появляется и в более толстых титановых слоях: 125 и 250 нм.

В работе [5] рассмотрена физическая модель возникновения остаточных упругих напряжений при нанесении тонкослойных упрочняющих покрытий титана и нитрида титана на алюминий. Данная модель учитывает ковалентную и ионную

связь при взаимодействии слоев, также представлен механизм образования внутренних напряжений на границе раздела. Сжимающие напряжения возникают, когда на металлическую подложку наносятся покрытия из другого металла, а растягивающие – когда наносятся оксидные покрытия. Снижение уровня тангенциальных напряжений можно добиться путем создания промежуточных слоев, которые создают меньшие внутренние напряжения в материале подложки.

В работе [66] представлена методика и результаты расчета точности вакуумного ионно-плазменного покрытия деталей ГТД. Авторами на основе представленной методики разработан алгоритм и программа расчета погрешности толщины соединения и овальности для деталей имеющих овальную форму.

Остаточные напряжения оказывают существенное влияние на эксплуатационные свойства деталей машин с плазменно-напыленными покрытиями. При напылении в покрытиях могут возникать растягивающие остаточные напряжения, которые снижают износостойкость покрытий и их сцепление с основой. С целью уменьшения уровня остаточных напряжений применяют оплавление до температуры, которая не превышает температуру плавления покрытия и основы. В работе [8] представлена методика перераспределения остаточных напряжений в плазменно-напыленных покрытиях. Данная методика основана на управлении продолжительности и температуры оплавления. Оплавление плазменно-напыленных покрытий при оптимальных значениях основных технологических параметров позволит значительно снизить внутренние напряжения в покрытиях и повысить эксплуатационные характеристики.

В работе [67] представлена теплофизическая модель расчета остаточных напряжений в газодинамических покрытиях. Автором проведена верификация модели с экспериментальными данными по остаточным напряжениям в многослойных покрытиях. Также указано, что существенное влияние на уровень остаточных напряжений оказывает коэффициент температурного расширения, температура подогрева подложки и общая толщина напыленного покрытия. Таким образом, изменение технологических параметров позволит контролировать уровень остаточных напряжений в покрытиях.

Авторами выведены аналитические зависимости управления временем и температурой нагрева. Исследования, приведенные в [68], по определению характеристик упругости показали, что в покрытиях, нанесенных плазменными методами, модули упругости имеют невысокие значения.

Важными параметрами, характеризующими качество плазменных покрытий, являются их прочностные характеристики. Определение данных параметров затруднено ввиду сложного характера напряженного состояния в системе покрытие - основа. В работе [69] рассмотрены методы определения прочностных характеристик системы покрытие-основа. Авторами предложена экспериментальная методика определения прочностных характеристик плазменно-напыленных покрытий с основой и показана конструкция устройства для их испытания. Представленный метод позволяет получать с каждого образца за одно испытание значения деформации, адгезионной и когезионной прочности системы покрытие-основа, а также характеризовать вид разрушения композиции.

В работе [70] представлены результаты исследования напряженного состояния износостойких покрытий, которое определяется суммарным напряжением, зависящим от состава покрытия и основного материала инструмента, а для многослойного покрытия и от его архитектуры. На пластины из твердого сплава МК8 и быстрорежущей стали Р6М5К5 наносили однослойные покрытия TiN , $TiZrN$, $TiZrAl_2N$ и многослойные покрытия $TiN-TiAlN$, $TiN-TiZrN$ и $TiZrN-TiZrAlN$ на установке "Булат -6". Суммарные напряжения определяли как сумму напряжений, возникающих от действия силовых и температурных нагрузок на режущий клин инструмента, термических напряжений, возникающих в результате неравномерного распределения температуры, остаточных напряжений и напряжений, возникающих в результате ползучести основного материала инструмента. Авторами отмечено, что суммарные напряжения на сплаве МК8 возрастают при нанесении двух- и трехэлементных покрытий по сравнению с одноэлементным покрытием. Термические напряжения в покрытиях, нанесенных на твердый сплав - сжимающие, на быстрорежущую сталь - растягивающие. Это можно объяснить тем, что коэффициент термического линейного расширения быстрорежущей стали больше, а твердого сплава

- меньше. Суммарные напряжения в покрытиях, нанесенных на твердый сплав являются сжимающими и возрастают в двухэлементном покрытии по сравнению с одноэлементным. При легировании покрытий $TiAl$ алюминием, кремнием и цирконием в них формируются сжимающие суммарные напряжения, а при легировании железом - повышаются растягивающие суммарные напряжения. Остаточные напряжения в двухэлементных покрытиях нанесенных как на твердый сплав, так и на быстрорежущую сталь - сжимающие. При легировании TiN алюминием, кремнием и цирконием остаточные напряжения увеличиваются, при легировании железом снижаются.

В работе [71] представлена математическая модель из титанового сплава BT1-0 для нанесения двухкомпонентной ионно-капельной плазмы вакуумно-дугового разряда. Выявлено, что температура подложки при напылении зависит от величины тока дуги и напряжения смещения. Предложены формулы для вычисления температуры подложки и удельного изменения массы образца при ионно-плазменном нанесении покрытия из сплава BT1-0. Данные исследования могут быть использованы для определения эксплуатационных свойств материала и планирования технологического процесса нанесения покрытия.

В работе [72] с помощью конечно-элементных моделей прогнозируются остаточные напряжения в системах с теплозащитным покрытием и сравниваются с экспериментальными измерениями, выполненными методом Рамановской спектроскопии. Были рассмотрены два типа образцов: плоские образцы без теплозащитного покрытия и образцы в форме аэродинамического профиля с теплозащитным покрытием. Проведены сравнения результатов численного моделирования и экспериментально измеренных напряжений, а также зависимости кривизны подложки от остаточных напряжений в образце аэродинамического профиля. Для плоского образца результаты численного расчета совпали с экспериментальными данными. В образце, который был нагрет при более низкой температуре 700°C напряжения были выше по сравнению с 1000°C . Для образца аэродинамического профиля из-за медленной релаксации остаточных растягивающих напряжений (около 1 ГПа) в образце аэродинамического профиля при 925°C остаточные напряжения после

охлаждения являются растягивающими, а не сжимающими, как предсказано конечно-элементной моделью. Величина остаточных напряжений прямопропорциональна кривизне подложки, что согласуется с тенденцией, определяемой экспериментально.

Долговечность оборудования с керамическим покрытием в основном зависит от способности покрытий выдерживать различные условия работы в процессе эксплуатации. Понимание характеристик разрушения покрытий играет решающую роль в оценке характеристик многих компонентов, которые имеют поверхностные и / или подповерхностные взаимодействия. В работе [73] поведение разрушения покрытий TiN и $TiAlN$ было изучено при растягивающей нагрузке. Покрытия наносились на подложки из нержавеющей стали методом катодно-дугового напыления. Образцы имели выточку U -образной формы. Испытания на растяжение проводились на цилиндрических подложках из нержавеющей стали с покрытием TiN и $TiAlN$. Образцы с покрытием после растягивающей нагрузки затем исследовали с использованием сканирующего электронного микроскопа для изучения реакции покрытий на приложенные нагрузки. Распределения напряжений при критической нагрузке в покрытии были исследованы численно. Было установлено, что форма подложки оказывает сильное влияние на зарождение и распространение трещин в хрупких покрытиях. Концентрация напряжений, вызываемая формой подложки, может привести к преждевременному разрушению компонентов с покрытием. Установлено, что предложенный новый метод испытаний эффективен для оценки механического поведения покрытий в условиях напряжения, возникающего при реальных применениях.

В работе [74] разработана математическая модель, описывающая тепловое состояние подложки из тонкой полимерной пленки при нанесении на ее поверхность наноструктурированных покрытий вакуумным ионно-плазменным методом. Даны рекомендации по выбору оптимальных параметров технологического процесса для стабилизации температуры при нанесении слоев покрытия. Разработана технология получения наноструктурированных слоев покрытий на тонких полиме-

рных пленках на основе экспериментальных данных и результатов математического моделирования. Данная технология используется для поддержания и контроля теплового режима в бортовых системах космических аппаратов.

В статье [75] описывается численное моделирование механизмов разрушения формирующих инструментов с покрытием и описывается процедура конечно-элементного анализа системы покрытие - подложка. На примерах термически напыленных и аморфных углеродных покрытий объяснена разработка статической модели разрушения. Авторы представили конечно-элементную модель разрушения покрытия. Первоначально используются напыленные толстые покрытия, затем разработанные методы переносятся на аморфные тонкие покрытия. Рассматриваются только монослои. В первом приближении и подложка, и покрытие считаются однородными и изотропными.

Основные выводы по главе 1

Выполнен анализ современного состояния теории и практики расчета остаточных напряжений. Установлены случаи снижения нагрузочной способности и самораспрессовки соединений с натягом под воздействием нагрузок. Отсутствует общепринятое объяснение возможных причин снижения нагрузочной способности соединений и узлов. Несмотря на большое количество работ, проблематика технологических напряжений и их влияние на прочность в соединении исследована в малом объеме.

Установлено, что в настоящее время в процессе проектирования используются наиболее современные методы расчета, в котором по возможности полно отражены действительные условия работы конструкции и механические свойства материалов, однако, наличие работ по численному расчету носит единичный характер. Таким образом, обеспечение прочности деталей и конструкций требует разработки численных методов расчета технологической наследственности в конструкциях.

Выявлено, что одним из наиболее эффективных и современных методов обработки поверхностного слоя, позволяющим повысить эксплуатационные параметры компрессорных лопаток ГТД является ионно-плазменная обработка их поверхностей, однако изученными (недостаточно) теоретически без разрушения деталей до настоящего времени являются остаточные напряжения, их характер распределения и знак в многослойных покрытиях в зависимости от режима обработки при их изготовлении.

2. СХЕМА РАСЧЕТА ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ДЕТАЛЯХ С УЧЕТОМ КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ В ПРОЦЕССАХ ТЕРМОУПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Для построения решения краевой задачи термоупругопластичности использован метод конечных элементов [76]. Считаем, что процесс нагружения и деформирования тела разбит на малые этапы $\Delta t_m = t_m - t_{m-1}$ ($m = 1, 2, \dots, N$) по времени. Принятый шаг по времени (Δt_m) обеспечивает приемлемую точность решения и задачи термопластичности и, что крайне важно, – позволяет получить удовлетворительное описание процессов сложного нагружения.

Далее выбрана сетка конечных элементов. В одном из вариантов использована сетка, построенная в задаче теплопроводности, то есть решение краевых задач теплопроводности и термоупругопластичности построить в общей сетке пространственно-временных переменных. Это привлекательно в силу удобства обмена информацией между алгоритмами и подпрограммами решения рассматриваемых задач и организации полной автоматизации вычислений.

Однако, в ряде случаев оказалось, что конечно-элементная сетка, оптимальная для задачи теплопроводности, неудовлетворительно описывает напряженно-деформированное состояние тела, особенно – в зонах больших градиентов напряжений и деформаций. Последнее очень характерно для тел сложной конфигурации с ярко выраженными концентраторами напряжений типа отверстий, надрезов, галтелей и т.п. Учитывая это, для задачи термоупругопластичности целесообразно построена новая конечно-элементная сетка, отражающая геометрические особенности деформируемого тела и особенности его нагружения. Возникающие при этом трудности программной реализации расчетной модели преодолены путем построения специального алгоритма обмена информацией между конечно-элементными моделями скалярных (температурных) и тензорных полей (напряжений и деформаций).

Использована известная процедура МКЭ для некоторого m -го этапа нагружения получим систему расчетных соотношений

$$[K]_m \{\Delta_m U\} = \{\Delta_m P_V\} + \{\Delta_m P_S\} + \{\Delta_m P_0\}_m, \quad (2.1)$$

где $[K]_m$ – матрица жесткости; $\{\Delta_m U\}$ – вектор искомых приращений узловых перемещений; $\{\Delta_m P_V\}$, $\{\Delta_m P_S\}$ и $\{\Delta_m P_0\}_m$ – векторы приращений узловых сил, обусловленных внешними объемными, поверхностными силами и дополнительными деформациями соответственно. Для каждого расчетного этапа нагружения краевая задача решена для приращений нагрузок и температур. Согласно [76] векторы узловых сил находятся из соотношений

$$\{\Delta_m P_V\} = \sum_{n=1}^{N_{\mathcal{E}}} \int_{V^{(n)}} [N^{(n)}]^T \{\Delta_m p_V^{(n)}\} dV, \quad (2.2)$$

$$\{\Delta_m P_S\} = \sum_{n=1}^{N_{\mathcal{E}}} \int_{S^{(n)}} [N^{(n)}] \{\Delta_m p_S^{(n)}\} dS, \quad (2.3)$$

$$\{\Delta_m P_0\} = \sum_{n=1}^{N_{\mathcal{E}}} \int_{V^{(n)}} [D^{(n)}]^T [b^{(n)}] \{\Delta_m \varepsilon^{0(n)}\} dV, \quad (2.4)$$

где $[N^{(n)}]$ – известная матрица функций формы конечных элементов [76]; $[D^{(n)}]$ – матрица производных функций формы; символом « T » помечены транспонированные матрицы; суммирование ведется по числу $N_{\mathcal{E}}$ конечных элементов.

Векторы $\{\Delta_m P_V\}$ и $\{\Delta_m P_S\}$ определены заданными внешними объемными $\{\Delta_m p_V\}$ и поверхностными $\{\Delta_m p_S\}$ силами и вычислены по известной схеме [76].

Структура вектора $\{\Delta_m P_0\}$ зависит от представления вектора приращений дополнительных деформаций $\{\Delta_m \varepsilon^0\}$, этот вектор имеет вид

$$\{\Delta_m \varepsilon^0\} = \{\Phi\}_m^T \Delta_m T + \{\Delta_m \varepsilon^P\}. \quad (2.5)$$

С учетом этого получили

$$\{\Delta_m P_0\} = \{\Delta_m P_0^T\} + \{\Delta_m P_0^P\}, \quad (2.6)$$

где первое слагаемое

$$\{\Delta_m P_0^T\} = \sum_{n=1}^{N_{\text{Э}}} \int_{V^{(n)}} [D^{(n)}]^T [b^{(n)}] \{\phi\}_m^T \Delta_m T dV \quad (2.7)$$

учитывает температурные деформации и влияние температуры на свойства материала; второе слагаемое

$$\{\Delta_m P_0^P\} = \sum_{n=1}^{N_{\text{Э}}} \int_{V^{(n)}} [D^{(n)}]^T [b^{(n)}] \{\Delta_m \varepsilon^{P(n)}\} dV \quad (2.8)$$

связано с вектором $\{\Delta_m \varepsilon^P\}$ приращений компонентов пластической деформации на рассматриваемом этапе нагружения.

2.1 Расчетная модель m -го этапа нагружения и деформирования

Получена система расчетных соотношений связанной задачи термоупругопластичности для m -го этапа нагружения ($\Delta t_m = t_m - t_{m-1}$):

$$\left. \begin{aligned} \{\theta\}_m &= \{\theta\}_{m+1} + (\{\Phi(\theta_m, \sigma_{ij}^m, \varepsilon_{ij}^m)\}_m + \{\Phi\}_{m-1}) \Delta t_m / 2 \\ \{\theta(t_0)\} &= \{\theta\}_0 \\ [K]_m \{\Delta_m U\} &= \{\Delta_m P_V\} + \{\Delta_m P_S\} + \{\Delta_m P_0^T\} + \{\Delta_m P_0^P\} \end{aligned} \right\}. \quad (2.9)$$

Видно, что эта система уравнений относительно неизвестных векторов узловых температур $\{\theta\}_m$ и перемещений $\{\Delta_m U\}$ нелинейна и решается методом последовательных приближений. Заметим также, что нелинейны и задачи теплопроводности и термоупругопластичности, составляющие модель (2.9).

Для многих процессов пластического деформирования, исключая, может быть, процессы циклического нагружения [77,78], теплотой деформации можно пренебречь ввиду ее малости. При этом получена формулировка несвязанной задачи термоупругопластичности

$$\left. \begin{aligned} \{\theta\}_m &= \{\theta\}_{m-1} + (\{\Phi(\theta_m)\})_m + \{\Phi\}_{m-1} \Delta t_m / 2 \\ \{\theta(t_0)\} &= \{\theta\}_0 \end{aligned} \right\}, \quad (2.10)$$

$$[K]_m \{\Delta_m U\} = \{\Delta_m P_V\} + \{\Delta_m P_S\} + \{\Delta_m P_0^T\} + \{\Delta_m P_0^S\}, \quad (2.11)$$

где вектор $\{\Phi(\theta)_m\}_m$ зависит только от текущих значений узловых температур. Система (2.10), (2.11) представляет собой систему несвязанных нелинейных уравнений теплопроводности и термоупругопластичности. Ее решение сводится к последовательному решению этих уравнений.

2.2 Алгоритмы расчета процессов термоупругопластического деформирования и образования остаточных напряжений

2.2.1 Общий алгоритм расчета

Построена общую схему решения системы уравнений (2.9), описывающая связанную задачу термоупругопластичности. С этой целью «историю» нагрева и нагружения тела разобьем на этапы по времени $\Delta t_m = t_m - t_{m-1}$ ($m = 1, 2, \dots, N$). Расчет некоторого m -го этапа нагружения ведется, полагая, что известны параметры теплового $\{\theta\}_{m-1}$ и напряженно-деформированного ($\{\sigma\}_{m-1}, \{\varepsilon\}_{m-1}, \{U\}_{m-1}$) состояния тела в конце предшествующего ($m-1$) этапа. Для первого этапа нагружения они соответствуют начальным условиям задачи. Далее принята следующая общая схема итерационного процесса расчета m -го этапа ($m = 1, 2, \dots, N$):

1. В первом приближении определена мощность внутренних $q_{Vm}^{*(1)}$ и поверхностных $q_{Sm}^{*(1)}$ источников тепла, возникающего вследствие объемной пластической деформации и контактного трения. При $q_{Vm}^{*(1)}$ и $q_{Sm}^{*(1)}$ в первом приближении решена краевая задача теплопроводности:

$$\{\theta\}_m^{(1)} = \{\theta\}_{m-1} + (\{\Phi(\theta_m, \sigma_{ij}^m, \varepsilon_{ij}^m\}^{(1)} + \{\Phi\}_{m-1})\Delta t_m / 2, \quad (2.12)$$

находится первое приближение $\{\theta\}_m^{(1)}$ для поля узловых температур.

2. По величине $\{\theta\}_m^{(1)}$ уточнены физико-механические характеристики материала, рассчитан вектор $\{\Delta_m P_0^T\}^{(1)}$ узловых сил, учитывающий температурные деформации и зависимость свойств материала от температуры. В первом приближении решена краевая задача термоупругопластичности:

$$[K]_m^{(1)} \{\Delta_m U\}^{(1)} = \{\Delta_m P_V\} + \{\Delta_m P_S\} + \{\Delta_m P_0^T\}^{(1)} + \{\Delta_m P_0^P\}, \quad (2.13)$$

находится первое приближение для приращений параметров напряженно-деформированного состояния $\{\Delta_m U\}^{(1)}$, $\{\Delta_m \sigma\}^{(1)}$, $\{\Delta_m \varepsilon\}^{(1)}$ и их полных значений:

$$\begin{aligned} \{U\}_m^{(1)} &= \{U\}_{m-1} + \{\Delta_m U\}^{(1)}, \{\sigma\}_m^{(1)} = \\ &= \{\sigma\}_{m-1} + \{\Delta_m \sigma\}^{(1)}, \{\varepsilon\}_m^{(1)} = \{\varepsilon\}_{m-1} + \{\Delta_m \varepsilon\}^{(1)}. \end{aligned} \quad (2.14)$$

3. По найденным параметрам напряженно-деформированного состояния определены параметры $q_{Vm}^{*(2)}$ и $q_{Sm}^{*(2)}$ следующего приближения. Далее решалась задача теплопроводности, найдено новое значение вектора $\{\theta\}_m^{(2)}$ узловых температур, по которому установлено второе приближение для параметров НДС: $\{U\}_m^{(2)}$, $\{\sigma\}_m^{(2)}$, $\{\varepsilon\}_m^{(2)}$. И так далее – вплоть до достаточной близости двух соседних приближений.

Таким образом, реализована следующая общая схема итерационного процесса вычислений:

$$\left. \begin{aligned} m &= 1, 2, \dots, N; i = 1, 2, \dots \\ \{\theta\}_m^{(i)} &= \{\theta\}_{m-1} + (\{\Phi(\theta_m, \sigma_{ij}^m, \varepsilon_{ij}^m)\}^{(i)} + \{\Phi\}_{m-1}) \Delta t_m / 2 \\ [K]_m^{(i)} \{\Delta_m U\}^{(i)} &= \{\Delta_m P_V\} + \{\Delta_m P_S\} + \{\Delta_m P_0^T\}^{(i)} + \{\Delta_m P_0^P\} \\ \{U\}_m^{(i)} &= \{U\}_{m-1} + \{\Delta_m U\}^{(i)} \\ \{\sigma\}_m^{(i)} &= \{\sigma\}_{m-1} + \{\Delta_m \sigma\}^{(i)} \\ \{\varepsilon\}_m^{(i)} &= \{\varepsilon\}_{m-1} + \{\Delta_m \varepsilon\}^{(i)} \end{aligned} \right\}. \quad (2.15)$$

4. Расчет последнего N -го этапа, включающего обычно охлаждение и разгрузку тела, дает значения остаточных напряжений и деформаций

$$\{\sigma^*\} = \{\sigma\}_{N-1} + \{\Delta_N \sigma\}, \quad \{\varepsilon^*\} = \{\varepsilon\}_{N-1} + \{\Delta_N \varepsilon\}, \quad (2.16)$$

где $\{\sigma\}_{N-1}$ и $\{\varepsilon\}_{N-1}$ – параметры НДС, соответствующие последнему $(N-1)$ -ому этапу нагружения.

В частном случае несвязанной задачи термоупругопластичности, когда пренебрегается теплотой деформации, из (2.10)–(2.11) следует безытерационная общая схема расчета:

$$\left. \begin{aligned}
 & m = 1, 2, \dots, N \\
 & \{\theta\}_m = \{\theta\}_{m-1} + (\Phi\{\theta_m\}_m + \{\Phi\}_{m-1})\Delta t_m / 2 \\
 & [K]_{m-1}\{\Delta_m U\} = \{\Delta_m P_V\} + \{\Delta_m P_S\} + \{\Delta_m P_0^T\} + \{\Delta_m P_0^P\} \\
 & \{U\}_m = \{U\}_{m-1} + \{\Delta_m U\} \\
 & \{\sigma\}_m = \{\sigma\}_{m-1} + \{\Delta_m \sigma\} \\
 & \{\varepsilon\}_m = \{\varepsilon\}_{m-1} + \{\Delta_m \varepsilon\}
 \end{aligned} \right\}, \quad (2.17)$$

в которой сначала решается задача теплопроводности, затем – термоупругопластичности по известному полю температур. Стоит отметить, что обе решаемые задачи нелинейны. В первой эта нелинейность обусловлена зависимостью теплофизических характеристик материала от температуры, во второй – физической нелинейностью, связанной с наличием пластических деформаций. Ниже изложены алгоритмы их линейризации.

2.2.2 Алгоритмы расчета тепловых процессов

Рассмотрены несколько алгоритмов расчета тепловых процессов. Уравнение нелинейно и решено по следующей схеме простой итерации:

$$\{\theta\}_m^{(i)} = \{\theta\}_{m-1} + (\{\Phi_m\}^{(i-1)} + \{\Phi\}_{m-1})\Delta t_m / 2, \quad (2.18)$$

где $i = 1, 2, \dots$ - номер итерации; $\{\Phi\}_m^{(0)} = \{\Phi\}_{m-1}$. Процесс итераций заканчивается при выполнении условия близости двух соседних приближений:

$$\left| \theta_m^{(i)} - \theta_m^{(i-1)} \right|_{\max} \leq \Delta_T, \quad (2.19)$$

где Δ_T – заданная точность вычислений.

Весьма эффективным методом решения задачи теплопроводности является используемый в работе одношаговый конечно-разностный метод Кранка-Николсона [79,80], обеспечивающий абсолютную устойчивость вычислений.

Вычисление данных матриц построено по схеме простой итерации ($i = 1, 2, \dots$ – номер итерации)

$$[\Delta C]_m^{(i)} = [C]_m^{(i-1)} - [C]_{m-1}, \quad [\Delta \Lambda]_m^{(i)} = [\Lambda]_m^{(i-1)} - [\Lambda]_{m-1}, \quad (2.20)$$

где матрицы $[C]_m^{(i-1)}$ и $[\Lambda]_m^{(i-1)}$ определяются по значениям температуры $\{\theta\}_m^{(i-1)}$ на предыдущей итерации.

В частном случае, когда принимается $[\Delta C]_m = 0$, $[\Delta \Lambda]_m = 0$, следует обычная безытерационная схема расчета:

$$\begin{aligned} (2[C]_{m-1} / \Delta t_m + [\Lambda]_{m-1}) \{\theta\}_m &= \\ &= (2[C]_{m-1} - [\Lambda]_{m-1}) \{\theta\}_{m-1} + \{F\}_m + \{F\}_{m-1}, \end{aligned} \quad (2.21)$$

где $m = 1, 2, \dots, N$ – номер расчетного этапа.

2.2.3 Алгоритмы расчета процессов деформирования и образования остаточных напряжений

Представлены алгоритмы решения задачи термоупругопластичности на некотором « m »-ом этапе нагружения.

Исходными данными для расчета этого этапа являются: температура T_{m-1} и параметры напряженно-деформированного состояния $\{\sigma\}^{(m-1)}$, $\{\varepsilon\}^{(m-1)}$, $\sigma_i^{(m-1)}$, $\varepsilon_i^{(m-1)}$, соответствующие концу предыдущего $(m-1)$ этапа нагружения. Это состояние изображает точка A_{m-1} на диаграмме деформирования (рисунок 2.1).

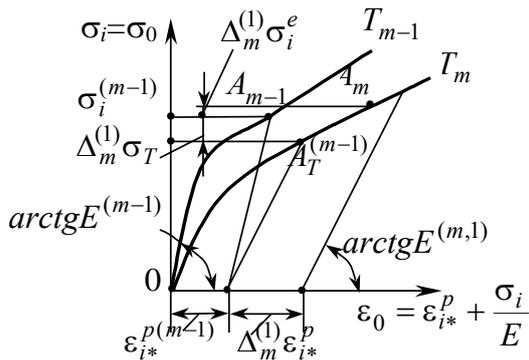


Рисунок 2.1

Предположили, что внешняя нагрузка и температура получили приращения $\{\Delta_m \rho_V\}$, $\{\Delta_m \rho_S\}$, $\Delta_m T = T_m - T_{m-1}$.

Построен следующий алгоритм расчета « m »-го этапа методом переменных параметров упругости [78]:

1. Приращение полной деформации представим в виде

$$\{\Delta_m \varepsilon\} = [a^*]^{(m)} \{\Delta_m \sigma\} + \{\varphi\}_m \Delta_m T, \quad (2.22)$$

где матрица переменных параметров упругости

$$[a^*]^{(m)} = [a]^{e(m)} + [a]^{p(m)}, \quad (2.23)$$

причем $[a]^{e(m)}$ – обычная матрица упругости; $[a]^{p(m)}$ – матрица «коэффициентов упругости» анизотропного тела, элементы которой зависят от напряженного состояния.

Вектор

$$\{\varphi\}_m = \{\varphi\}_m^T - F_\sigma(\sigma_i^m, T^m) \left(\frac{\partial \sigma_T}{\partial T} \right) \{s\}_m \equiv \{\varphi\}_m^T + \{\varphi\}_m^p. \quad (2.24)$$

учитывает температурные деформации и влияние температуры на свойства материала.

2. Для расчета использован метод последовательных приближений.

Предварительно принято, что характер деформирования в расчетных точках на m -ом этапе нагружения сохраняется таким же, как и в конце предыдущего $(m-1)$ этапа. То есть в точках, где с заданной точностью выполняется условие $\sigma_i^{(m-1)} = \sigma_T(\varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T_{m-1})$, предположено пластическое течение; в остальных – упругое деформирование.

3. Исходя из проведенного анализа характера деформирования, заданы переменные параметры упругости первого приближения:

$$E^{(m,1)} = E^{(m-1)}, \quad E_k^{(m,1)} = E_k^{(m-1)}, \quad \nu^{(m,1)} = \nu^{(m-1)} \quad (2.25)$$

- для «пластических» точек;

$$E^{(m,1)} = E^{(m-1)}, \quad \nu^{(m,1)} = \nu^{(m-1)} \quad (2.26)$$

- для точек, где имеет место упругое деформирование. По этим параметрам упругости рассчитываются элементы матрицы переменных параметров упругости $[a^*]^{(m,1)}$, а также – матриц $[a]^{e(m,1)}$, $[a]^{p(m,1)}$, $\{\varphi\}^{T(m,1)}$, $\{\varphi\}^{p(m,1)}$ и $\{\varphi\}^{(m,1)} = \{\varphi\}^{T(m,1)} + \{\varphi\}^{p(m,1)}$.

4. При полученных значениях матриц $[a^*]^{(m,1)}$ и $[\varphi]^{(m,1)}$ и заданных приращений нагрузок $\{\Delta_m p_V\}$, $\{\Delta_m p_S\}$ и температур $\Delta_m T = T_m - T_{m-1}$ решена упругая задача.

Найдены приращения компонентов напряжений $\{\Delta_m^{(1)} \sigma\}$

и деформаций $\{\Delta_m^{(1)}\varepsilon\}$ в первом приближении, а также приращение интенсивности напряжений

$$\Delta_m^{(1)}\sigma_i = \frac{3}{2\sigma_i^{(m-1)}} [(\sigma_x - \sigma)^{(m-1)} \Delta_m^{(1)}\sigma_x + \dots + 2(\tau_{xy}^{(m-1)} \Delta_m^{(1)}\tau_{xy} + \dots)]. \quad (2.27)$$

5. Проанализирован характер деформирования в расчетных точках. С этой целью условия активного нагружения представлены в виде

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i^{(m-1)} &= \sigma_T^{(m-1)}(\varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T^{(m-1)}) \\ \Delta_m \sigma_i > \Delta_m \sigma_T^T &= \frac{\partial \sigma_T}{\partial T}(\sigma_i^{(m-1)}, \varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T^{(m)}) \Delta_m T \end{aligned} \right\} \quad (2.28)$$

а условия, соответствующие разгрузке или упругому деформированию и нейтральному нагружению – в форме

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i^{(m-1)} &\leq \sigma_T^{(m-1)}(\varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T^{(m-1)}) \\ \Delta_m \sigma_i &\leq \Delta_m \sigma_T^T = \frac{\partial \sigma_T}{\partial T}(\sigma_i^{(m-1)}, \varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T^{(m)}) \Delta_m T \end{aligned} \right\}. \quad (2.29)$$

При одновременном изменении температуры и напряжения на расчетном этапе возможно несколько вариантов поведения материала. Рассматривали их, полагая, что в начале расчетного этапа точка $A^{(m-1)}$, характеризующая напряженно-деформированное состояние, находится на поверхности неизотермического деформирования $F(\sigma_i, \varepsilon_{i*}^p, T) = 0$, то есть выполнено первое условие нагружения (2.28).

Случай 1. Процесс деформирования на m -ом этапе нагружения протекает при повышении температуры ($\Delta_m T > 0$) и напряжения ($\Delta_m \sigma_i > 0$). Для большинства конструкционных материалов с увеличением температуры кривая деформирования $f(\sigma_i, \varepsilon_{i*}^p, T) = 0$ понижается. При этом предел текучести уменьшается при неизменной величине пластической деформации $\varepsilon_{i*}^{p(m-1)}$, то есть $\Delta_m \sigma_T^T < 0$. На рисунке 2.2 такому состоянию материала соответствует точка B ($\sigma_T^{(m-1)} - \Delta_m \sigma_T^T, \varepsilon_{i*}^{p(m-1)}$), лежащая на пересечении поверхности $F(\sigma_i, \varepsilon_{i*}^p, T) = 0$ с плоскостями $\varepsilon_{i*}^{p(m-1)} = const$ и $T^{(m)} = T^{(m-1)} + \Delta_m T = const$.

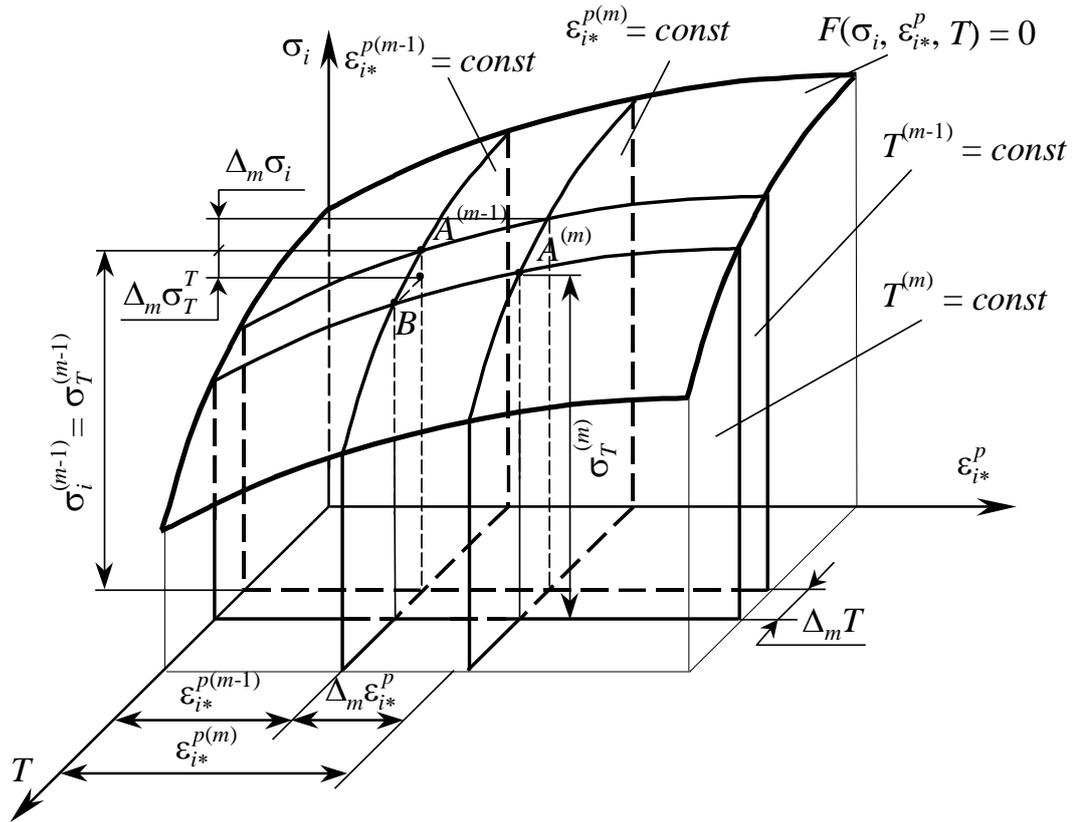


Рисунок 2.2

Второе условие активности нагружения (2.28) в рассматриваемом случае всегда выполняется. Таким образом, в процессе деформирования материала на m -ом этапе в расчетной точке имеет место нагружение и рост пластических деформаций ($\Delta_m \varepsilon_{i*}^p > 0$). Конец процесса деформирования будет характеризоваться положением точки $A^{(m)}$ на $F(\sigma_i, \varepsilon_{i*}^p, T) = 0$, которой соответствует накопленная пластическая деформация $\varepsilon_{i*}^p(m) = \varepsilon_{i*}^p(m-1) + \Delta_m \varepsilon_{i*}^p(m)$ при температуре $T^{(m)}$ и мгновенный предел текучести $\sigma_T^{(m)} = \sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_i$.

Случай 2. Процесс деформирования на m -ом этапе в исходной точке протекает при увеличении напряжения ($\Delta_m \sigma_i > 0$) и уменьшении температуры ($\Delta_m T < 0$). При таких условиях возможно два варианта: разгрузка или нагрузка. Известно, что с уменьшением температуры кривые деформирования $f(\sigma_i, \varepsilon_{i*}^p, T) = 0$ повышаются, а предел текучести увеличивается, то есть $\Delta_m \sigma_T^T > 0$. Такому состоянию материала соответствует точка $B(\sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_T^T, \varepsilon_{i*}^p(m-1), T^{(m)})$, лежащая на

пересечении плоскостей $\varepsilon_{i*}^{p(m-1)} = const$ и $T^{(m)} = const$ с поверхностью $F(\sigma_i, \varepsilon_{i*}^p, T) = 0$ (рисунок 2.3).

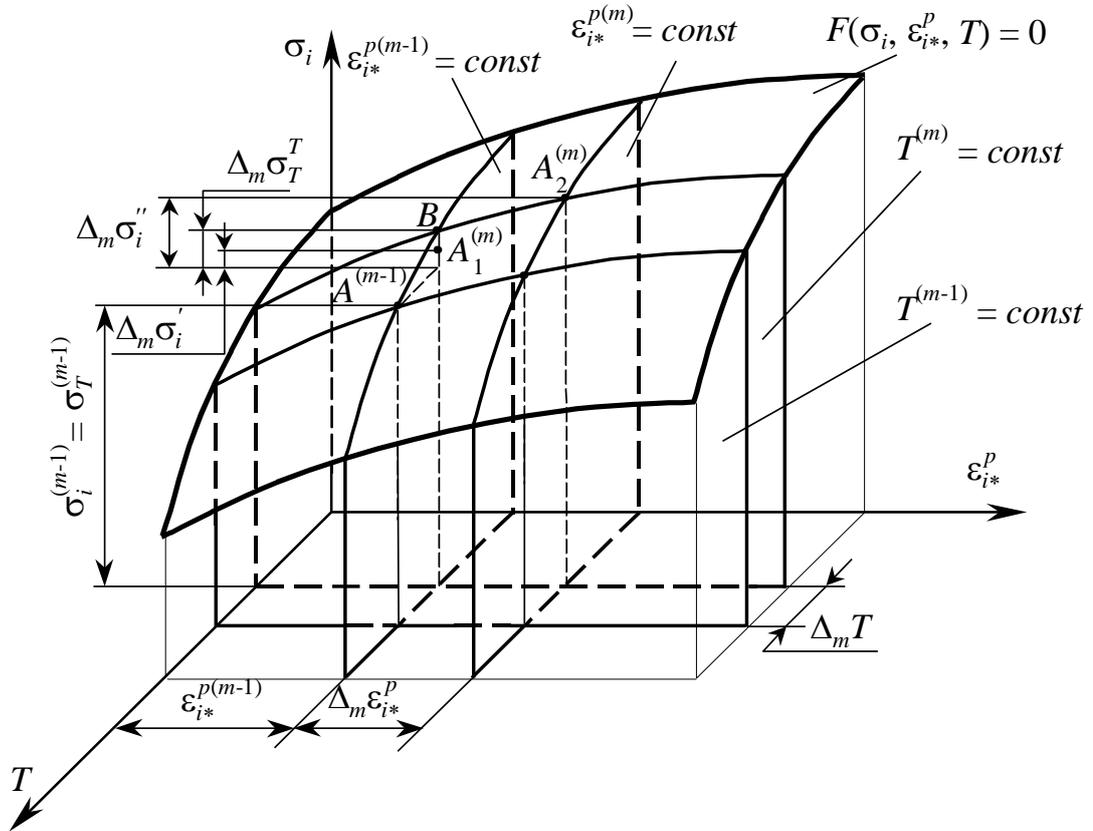


Рисунок 2.3

Далее анализ сводится к установлению характера деформирования материала в точке, то есть проверке второго условия нагружения. Если оно не выполняется, то в точке возможна разгрузка $\Delta_m \sigma_i = \Delta_m \sigma_i' < \Delta_m \sigma_T^T$ или нейтральное нагружение ($\Delta_m \sigma_i' = \Delta_m \sigma_T^T$). Конец процесса деформирования при разгрузке определится положением точки $A_1^{(m)}(\sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_i', \varepsilon_{i*}^{p(m-1)})$, при нейтральном нагружении – точкой $B(\sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_T^T, \varepsilon_{i*}^{p(m-1)})$ при $T^{(m)} = const$.

В обоих случаях накопленная пластическая деформация не изменится ($\varepsilon_{i*}^{p(m-1)} = \varepsilon_{i*}^{p(m)}$), а мгновенный предел текучести станет $\sigma_T^{(m)} = \sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_T^T$ при соответствующей температуре $T^{(m)} = T^{(m-1)} - \Delta_m T$.

Если второе условие нагружения (2.29) выполняется ($\Delta_m \sigma_i'' > \Delta_m \sigma_T^T$), то в точке материала имеет место нагружение, рост пластических деформаций ($\Delta_m \varepsilon_{i*}^p > 0$). Конечное положение точки A определится $A_2^{(m)}(\sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_i'', \varepsilon_{i*}^{p(m-1)} + \Delta_m \varepsilon_{i*}^{p(m)})$. Ей будет соответствовать накопленная пластическая деформация $\varepsilon_{i*}^{p(m)} = \varepsilon_{i*}^{p(m-1)} + \Delta_m \varepsilon_{i*}^{p(m)}$ при температуре $T^{(m)} = T^{(m-1)} - \Delta_m T$ и мгновенный предел текучести $\sigma_T^{(m)} = \sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_i''$, которые могут быть использованы в дальнейших расчетах как характеристики в начале последующих этапов нагружения.

Случай 3. Пусть процесс деформирования материала на m -ом этапе нагружения сопровождается уменьшением напряжения ($\Delta_m \sigma_i < 0$) и увеличением температуры ($\Delta_m T > 0$), а начало процесса характеризуется положением точки $A^{(m-1)}$ на поверхности $F(\sigma_i, \varepsilon_{i*}^p, T) = 0$ (рисунок 2.4). Так как $\Delta_m T > 0$, то кривая деформирования материала понизится и уменьшится предел текучести ($\Delta_m \sigma_T^T < 0$). На рисунке 2.11 этому состоянию соответствует точка B , лежащая на пересечении поверхности деформирования с плоскостями $\varepsilon_{i*}^{p(m-1)} = const$ и $T^{(m)} = const$.

Если $\Delta_m \sigma_i = \Delta_m \sigma_i' > \Delta_m \sigma_T^T$, то есть выполняется второе условие (2.28) активного нагружения, то произойдет рост пластических деформаций ($\Delta_m \varepsilon_{i*}^{p(m)} > 0$) и уменьшение предела текучести на величину $\Delta_m \sigma_i = \Delta_m \sigma_i'$. Такому состоянию материала соответствует на рисунке 2.11 точка $A_1^{(m)}(\sigma_T^{(m-1)} - \Delta_m \sigma_i, \varepsilon_{i*}^{p(m-1)} + \Delta_m \varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T^{(m)})$. Если $\Delta_m \sigma_i = \Delta_m \sigma_i'' \leq \Delta_m \sigma_T^T$, то в точке материала будет иметь место разгрузка или нейтральное нагружение. Этим состояниям на рисунке 2.4 соответствуют точки $A_2^{(m)}(\sigma_T^{(m-1)} - \Delta_m \sigma_i, \varepsilon_{i*}^{p(m-1)})$ и $B(\sigma_T^{(m-1)} - \Delta_m \sigma_T^T, \varepsilon_{i*}^{p(m-1)})$ при $T^{(m)}$ соответственно.

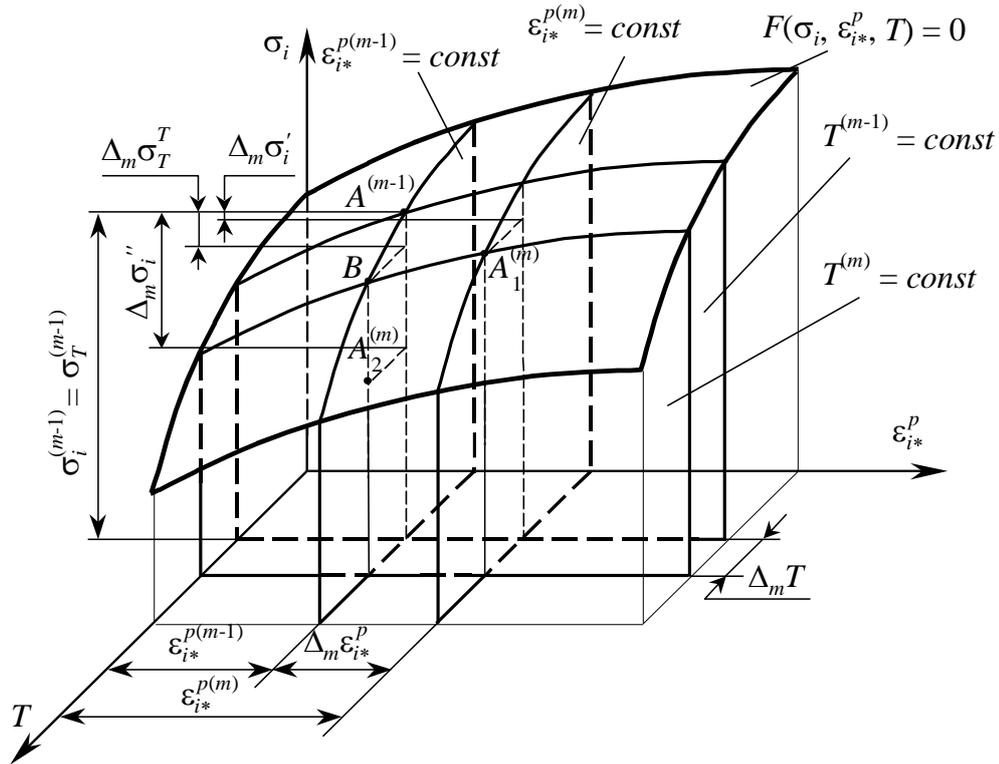


Рисунок 2.4

Замечено, что конец этапа при нагрузке будет характеризоваться температурой $T^m = T^{m-1} + \Delta_m T$, накопленной пластической деформацией $\varepsilon_{i*}^{p(m)} = \varepsilon_{i*}^{p(m-1)} + \Delta_m \varepsilon_{i*}^{p(m)}$ и мгновенным пределом текучести $\sigma_T^{(m)} = \sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_i'$, при разгрузке и нейтральном нагружении - температурой $T^{(m)} = T^{(m-1)} + \Delta_m T$, накопленной пластической деформацией $\varepsilon_{i*}^{p(m)} = \varepsilon_{i*}^{p(m-1)}$ и мгновенным пределом текучести $\sigma_T^{(m)} = \sigma_T^{(m-1)} - \Delta_m \sigma_T^T$.

Случай 4. Если процесс деформирования на m -ом этапе нагружения связан с уменьшением температуры ($\Delta_m T < 0$) и уменьшением напряжения ($\Delta_m \sigma_i < 0$), то в таком случае в точке материала будет разгрузка. При уменьшении температуры кривая деформирования повышается, повышается и предел текучести ($\Delta_m \sigma_T^T > 0$). На рисунке 2.5 такому состоянию материала в точке соответствует точка B , координаты которой представляют собой пересечение поверхности $F(\sigma_i, \varepsilon_{i*}^p, T) = 0$ с плоскостями $\varepsilon_{i*}^{p(m-1)} = const$ и $T^{(m)} = const$. Второе условие активности нагружения

(2.108) всегда не выполняется и в точке материала всегда происходит разгрузка ($\Delta \varepsilon_{i*}^{p(m)} = 0$). Точка $A^{(m-1)}$ перемещается внутри поверхности $\varepsilon_{i*}^p = const$ и займет положение точки $A^{(m)}$, которой соответствует температура $T^{(m)} = T^{(m-1)} - \Delta_m T$, накопленная пластическая деформация $\varepsilon_{i*}^{p(m)} = \varepsilon_{i*}^{p(m-1)}$, напряжение $\sigma_i^{(m)} = \sigma_T^{(m-1)} - \Delta_m \sigma_i$ и мгновенный предел текучести $\sigma_T^{(m)} = \sigma_T^{(m-1)} + \Delta_m \sigma_T^T$.

Описанные выше случаи охватывают разнообразные схемы нагружения, нагрева и деформирования материала при простом и сложном нагружениях.

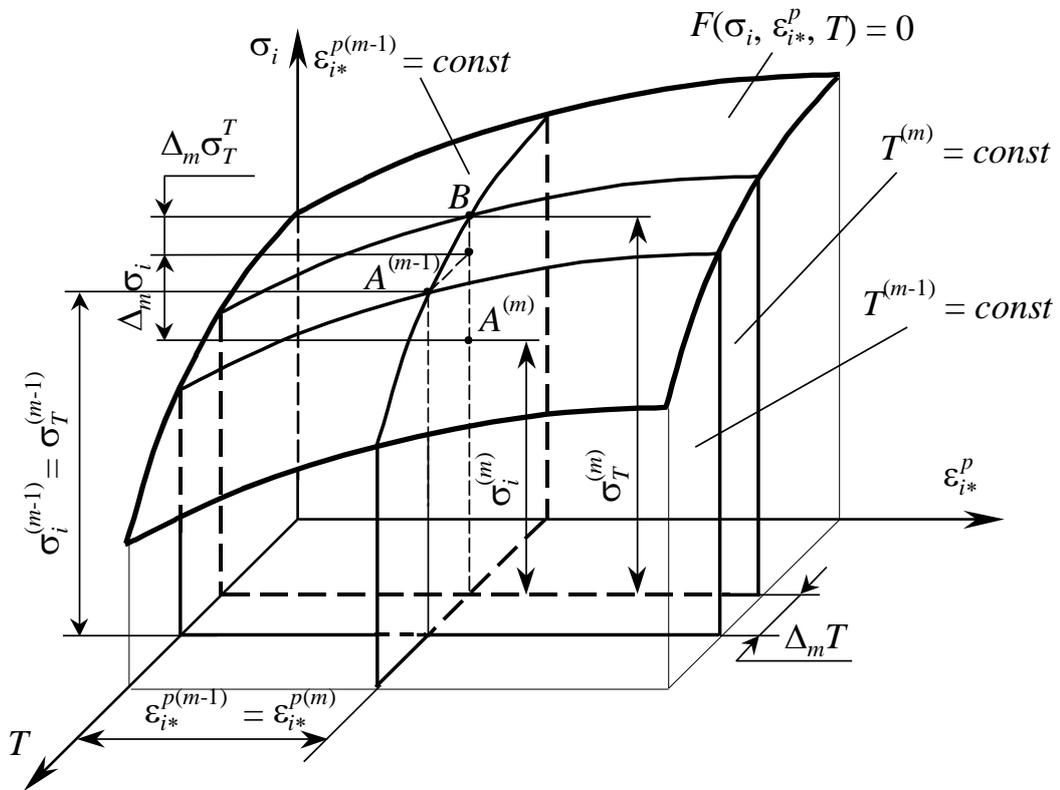


Рисунок 2.5

В результате приведенного анализа устанавливается характер формирования в «пластических точках». При $\Delta_m^{(1)} \sigma_i > \left(\frac{\partial \sigma_T}{\partial T} \right)^{m-1} \Delta_m T$ в этих точках обнаруживается пластическое течение и корректировки переменных параметров упругости $[a^*]^{(m,1)}$ для следующей итерации не требуется. Если же в «пластических» точках

$\Delta_m^{(1)}\sigma_i < \left(\frac{\partial\sigma_T}{\partial T}\right)^{(m-1)} \Delta_m T$, то есть наблюдается разгрузка, то корректируются переменные параметры упругости $[a^*]^{(m,1)} = [a]^{e(m,1)}$ и повторяется решение упругой задачи. И так далее – до совпадения принятого и расчетного характера деформирования.

6. Вычислены полные напряжения и деформации в конце этапа

$$\{\sigma\}^{(m)} = \{\sigma\}^{(m-1)} + \{\Delta_m\sigma\}, \quad \{\varepsilon\}^{(m)} = \{\varepsilon\}^{(m-1)} + \{\Delta_m\varepsilon\}, \quad (2.30)$$

а также интенсивность напряжений

$$\sigma_i^{(m)} = \sqrt{\frac{3}{2}[(\sigma_x - \sigma)^2 + \dots + 2\tau_{xy}^2 + \dots]}. \quad (2.31)$$

7. Рассчитаны приращение и полная накопленная пластическая деформация (рисунок 2.6)

$$\Delta_m \varepsilon_{i*}^p = \left(\frac{1}{E_k^{(m-1)}} - \frac{1}{E^{(m-1)}} \right) \left[\Delta_m \sigma_i - \left(\frac{\partial\sigma_T}{\partial T} \right)^{(m-1)} \Delta_m T \right], \quad (2.32)$$

$$\varepsilon_{i*}^{p(m)} = \varepsilon_{i*}^{p(m-1)} + \Delta_m \varepsilon_{i*}^p \quad (2.33)$$

и по кривой деформирования (рисунок 2.8) найдены значение предела текучести

$$\sigma_T^{(m)} = \sigma_T(\varepsilon_{i*}^{p(m)}, T_m).$$

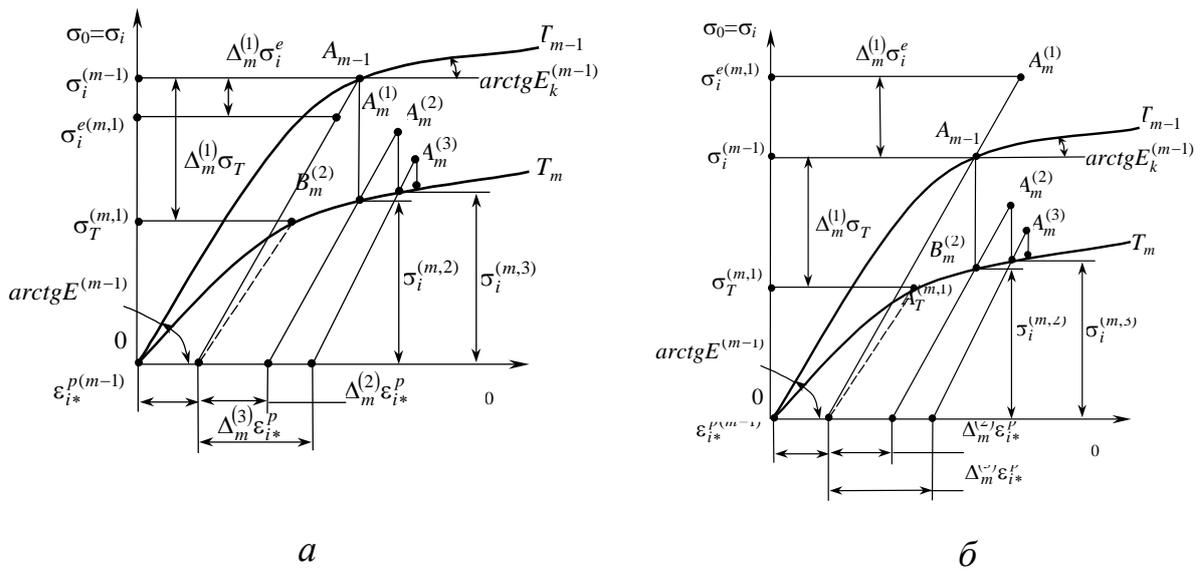


Рисунок 2.6 – Схема расчета методом дополнительных деформаций:
a – разгрузка; *б* – нагружение

8. Проверены условия окончания процесса расчета этапа. Для «пластических» точек должно выполняться условие

$$|\sigma_i^{(m)} - \sigma_T^{(m)}| \leq \delta, \quad (2.34)$$

где δ – заданная точность; для «упругих» точек – неравенство

$$\sigma_i^{(m)} < \sigma_T^{(m)}. \quad (2.35)$$

Если эти соотношения выполняются, расчет этапа заканчивается и осуществляется переход к расчету следующего. В противном случае – итерационный процесс продолжается.

9. Описанный алгоритм расчета этапа нагружения реализуется для $m = 1, 2, \dots, N$. Расчет последнего этапа, включающего, например, разгрузку и охлаждение, дает значения остаточных напряжений и деформаций

$$\{\sigma^*\} = \{\sigma\}^{(N-1)} + \{\Delta_N \sigma\}, \quad \{\varepsilon^*\} = \{\varepsilon\}^{(N-1)} + \{\Delta_N \varepsilon\}, \quad (2.36)$$

где $\{\sigma\}^{(N-1)}$, $\{\varepsilon\}^{(N-1)}$ соответствуют концу предпоследнего этапа нагружения.

Несколько иной алгоритм расчета получается с использованием метода дополнительных деформаций.

Модель материала на m -ом этапе нагружения (и нагрева) представлена в форме

$$\{\Delta_m \varepsilon\} = [a]^{e(m)} \{\Delta_m \sigma\} + \{\varphi\}^{T(m)} \cdot \Delta_m T + \{\Delta_m \varepsilon^0\}, \quad (2.37)$$

где пластические деформации рассматриваются как дополнительные, которые определяются по формуле

$$\{\Delta_m \varepsilon^0\} \equiv \{\Delta_m \varepsilon^P\} = \frac{3}{2\sigma_i^{(m)}} \left(\frac{1}{E_k^{(m)}} - \frac{1}{E^{(m)}} \right) \left(\Delta_m \sigma_i - \left(\frac{\partial \sigma_T}{\partial T} \right)^{(m)} \Delta_m T \right) \quad (2.38)$$

или –

$$\{\Delta_m \varepsilon^0\} \equiv \{\Delta_m \varepsilon^P\} = \frac{3}{2\sigma_i^{(m)}} \Delta_m \varepsilon_{i*}^P \{S\}^{(m)}, \quad (2.39)$$

где приращение интенсивности накопленной пластической деформации определяется из соотношения

$$\{\Delta_m \varepsilon_{i*}^p\} = \left(\frac{1}{E_k^{(m)}} - \frac{1}{E^{(m)}} \right) \left(\Delta_m \sigma_i - \left(\frac{\partial \sigma_T}{\partial T} \right)^{(m)} \Delta_m T \right). \quad (2.40)$$

Исходными данными для расчета являются: температура в начале (T_{m-1}) и конце (T_m) этапа нагружения, соответствующие им пределы текучести материала $\sigma_T^{(m-1)} = \sigma_T(\varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T_{m-1})$, $\sigma_T^{(m)} = \sigma_T(\varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T_m)$, а также параметры $\{\sigma\}^{(m-1)}$, $\{\varepsilon\}^{(m-1)}$, $\sigma_i^{(m-1)}$, $\varepsilon_i^{(m-1)}$ напряженно-деформированного состояния в конце предыдущего этапа нагружения. Этому состоянию соответствует точка A_{m-1} на диаграммах деформирования (рисунок 2.6).

Алгоритм расчета строится в зависимости от того, какое из соотношений (2.38) или (2.39) принимается для расчета дополнительных деформаций. Из уравнение (2.38) следует, что дополнительная деформация зависит от приращения $\Delta_m \sigma_i$ интенсивности напряжений на рассматриваемом этапе нагружения, которое также подлежит определению. Поэтому решение задачи строится методом последовательных приближений:

1. В первом приближении дополнительные деформации считаются отсутствующими ($\{\Delta_m^{(1)} \varepsilon_0\} = 0$). По значениям температуры T_{m-1} начала этапа принимаются параметры упругости: $E^{(m,1)} = E^{(m-1)}$, $E_k^{(m,1)} = E_k^{(m-1)}$, $\nu^{(m,1)} = \nu^{(m-1)}$, $\alpha^{(m,1)} = \alpha^{(m-1)}$, вектор $\{\varphi\}^{T(m,1)} = \{\varphi\}^{T(m-1)}$.

2. Для известных приращений нагрузок $\{\Delta_m p_V\}$, $\{\Delta_m p_S\}$ и температур $\Delta_m T = T_m - T_{m-1}$ решается упругая задача. Находятся приращения компонентов деформаций и напряжений и их полные значения $\{\sigma\}^{(m,1)} = \{\sigma\}^{(m-1)} + \{\Delta_m^{(1)} \sigma\}$, $\{\varepsilon^{(m,1)}\} = \{\varepsilon\}^{(m-1)} + \{\Delta_m^{(1)} \varepsilon\}$ в первом приближении. Вычисляются интенсивности напряжений $\sigma_i^{e(m,1)}$ и деформаций $\varepsilon_i^{e(m,1)}$, соответствующие точке $A_m^{(1)}$ на рисунке 2.13, а, а также – приращение интенсивности напряжений $\Delta_m^{(1)} \sigma_i^e = \sigma_i^{e(m-1)} - \sigma_i^{(m-1)}$.

3. В расчетных точках проверяются условия нагружения и роста пластических деформаций:

$$\Delta_m^{(1)} \sigma_i^e > \left(\frac{\partial \sigma_T}{\partial T} \right)^{(m-1)} \cdot \Delta_m T, \quad \sigma_i^{(m-1)} - \sigma_T(\varepsilon_{i*}^{p(m-1)}, T^{(m-1)}) \leq \delta, \quad (2.41)$$

где δ – заданная точность.

Если в расчетных точках оба эти условия не выполняются, то есть имеет место упругая разгрузка, то первое приближение завершает расчет этапа нагружения и осуществляется переход к расчету следующего.

При выполнении этих условий имеет место нагружение (рисунок 2.6, б) и рост пластических деформаций (точка $A_m^{(1)}$, рисунок 2.6, б). На кривой деформирования, соответствующей температуре T_m , находится точка $B_m^{(2)}$ (рисунок 2.6, б) и интенсивность напряжений $\sigma_i^{(m,2)}$ в этой точке. Далее определяется приращение интенсивности напряжений $\Delta_m^{(2)} \sigma_i^e = \sigma_i^{e(m-1)} - \sigma_i^{(m-1)}$ и рассчитываются дополнительные деформации (2.38) следующего приближения

$$\{\Delta_m^{(2)} \varepsilon^0\} = \frac{3}{2\sigma_i^{(m,2)}} \left(\frac{1}{E_k^{(m-1)}} - \frac{1}{E^{(m-1)}} \right) \left(\Delta_m^{(2)} \sigma_i^e - \left(\frac{\partial \sigma_T}{\partial T} \right)^{(m-1)} \cdot \Delta_m T \right) \cdot \{S\}^{(m-1)}.$$

4. С найденными значениями дополнительных деформаций вновь решается упругая задача и по описанной процедуре находится новое значение приращения интенсивности напряжений $\{\Delta_m^{(3)} \sigma_i\}$, затем – дополнительные деформации $\{\Delta_m^{(3)} \varepsilon_0\}$ следующего приближения, И так далее – вплоть до достаточной близости двух соседних приближений. После этого осуществляется переход к расчету следующего этапа нагружения.

Несколько иной алгоритм получается, если дополнительные деформации рассчитывать по уравнению (2.39). В этом случае интенсивность приращений пластической деформации представляется в виде

$$\Delta_m \varepsilon_{i*}^p = \left(\frac{1}{E_k^{(m-1)}} - \frac{1}{E^{(m-1)}} \right) \left(\Delta_m \sigma_i^e - \left(\frac{\partial \sigma_T}{\partial T} \right) \Delta_m T + \Delta_m \varepsilon_i^0 \right), \quad (2.42)$$

где $\Delta_m \sigma_i^e$ – приращение интенсивности напряжений для расчетного упругого тела с дополнительными деформациями (рисунок 2.6, б); $\Delta_m \varepsilon_i^0$ – приращение интенсивности дополнительных деформаций.

С учетом этого строится следующий итерационный процесс расчета дополнительных деформаций:

$$\{\Delta_m^{(k)} \varepsilon^0\} = \frac{3}{2\sigma_i^{(m-1)}} \Delta_m^{(k)} \varepsilon_{i*}^p \cdot \{S\}^{(m-1)}, \quad (2.43)$$

$$\Delta_m^{(k)} \varepsilon_{i*}^p = \left(\frac{1}{E_k^{(m-1)}} - \frac{1}{E^{(m-1)}} \right) \left(\Delta_m^{(k)} \sigma_i^e - \left(\frac{\partial \sigma_T}{\partial T} \right) \Delta_m T + \Delta_m^{(k-1)} \varepsilon_i^0 \right), \quad (2.44)$$

где $k = 1, 2, \dots$ – номер итерации;

$$\Delta_m^{(k)} \sigma_i^e = \sigma_i^{e(m,k)} - \sigma_i^{(m-1)}. \quad (2.45)$$

Как и в предыдущем алгоритме, дополнительные деформации вычисляются в процессе последовательного решения и уточнения решения набора упругих задач с дополнительными деформациями. Схема этих вычислений остается прежней (рисунок 2.6). Условия окончания итерационного процесса могут быть сформулированы в виде

$$\left| \sigma_i^{(m,k)} - \sigma_i^{(m,k-1)} \right| \leq \delta_1, \quad \left| \sigma_i^{e(m,k)} - \sigma_i^{(m,k)} \right| \leq \delta_2, \quad (2.46)$$

где δ_1, δ_2 – заданная точность расчета. Они представляют условия близости двух соседних итераций.

На основании вышеизложенных алгоритмов расчета остаточных напряжений, формирующихся в процессах термоупругопластического деформирования, разработана схема расчета технологических остаточных напряжений в деталях. Структура расчета приведена на рисунке 2.7.

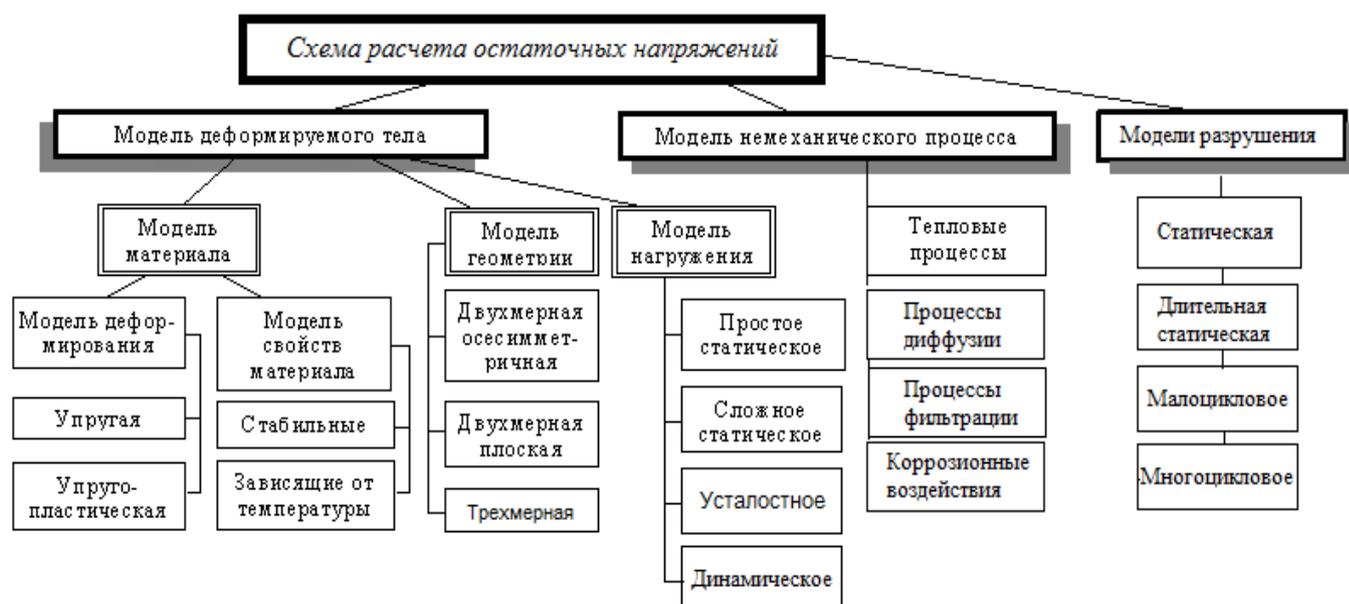


Рисунок 2.7 – Схема расчета напряженно-деформированного состояния с учетом технологической наследственности и конструктивных особенностей

Разработанная схема моделирования остаточных напряжений в деталях ГТД при сложном нагружении базируется на многолетнем опыте применения программно-вычислительных комплексов для моделирования напряженно-деформированного состояния в деталях.

Основные выводы по главе 2

Разработана схема определения технологических остаточных напряжений в элементах конструкций, включающая математические модели, экспериментальные методы определения остаточных напряжений в деталях и конструкциях, возникающих в результате технологических процессов, и верификацию теоретических и экспериментальных результатов определения остаточных напряжений.

Разработаны основы моделирования процесса получения остаточных напряжений в деталях, включающий метод формирования дифференциальных уравнений равновесия, систему расчетных соотношений краевой задачи определения ОН

и деформаций, тепловые процессы в деформируемом теле (дифференциальные уравнения теплопроводности) и т.д. Предложена обобщенная модель формирования остаточных напряжений в процессе термоупругого деформирования.

3 ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ФАКТОРОВ НА ОСТАТОЧНЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ

3.1 Исследование напряженно-деформированного состояния и технологической наследственности в соединениях с натягом

В машиностроении и приборостроении широко используются соединения деталей с натягом. Соединения с натягом представляют собой напряженные посадки и являются типичными концентраторами напряжений. При насадке охватывающей детали (втулки или ступицы) с меньшим диаметром отверстия, чем охватываемая деталь (ось или вал) на поверхности сопряжения возникают силы сцепления, препятствующие взаимному смещению деталей.

Соединения с натягом получают путем механической запрессовки с помощью нагрева охватывающей или охлаждения охватываемой детали, а также путем гидрораспора. Эти высоконадежные соединения позволяют передавать значительные осевые усилия и крутящие моменты [17].

Расчеты деталей соединения на прочность выполняют с применением формулы Ляме [17]. Давление в соединении между соединяемыми элементами вычисляется по формулам

$$p = \frac{\Delta}{d \left(\frac{c_1}{E_1} + \frac{c_2}{E_2} \right)}, \quad (3.1)$$

$$C_1 = \frac{1 + (d_0 / d)^2}{1 - (d_0 / d)^2} - \mu_1; \quad C_2 = \frac{1 + (d / d_2)^2}{1 - (d / d_2)^2} - \mu_2, \quad (3.2)$$

где Δ – величина натяга; E_1, ν_1 и E_2, ν_2 – модули упругости и коэффициенты Пуассона материалов охватываемой и охватывающей деталей соответственно.

В результате контактного взаимодействия возникают нормальные радиальные σ_r и окружные σ_t напряжения в деталях (рисунок 3.1).

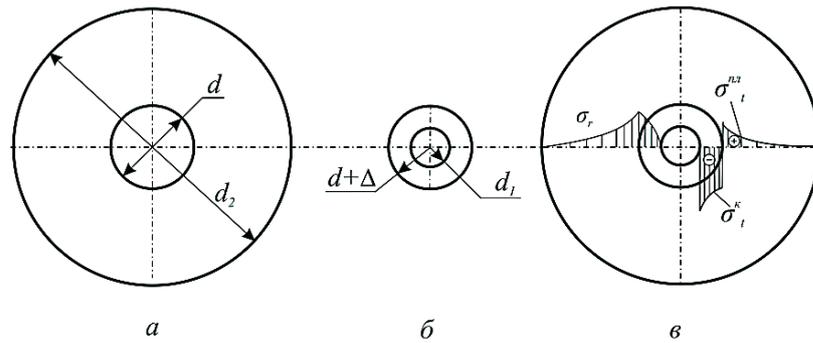


Рисунок 3.1 – Схема соединения с натягом:

a - охватывающая деталь, *б* - охватываемая деталь,
в - распределение напряжений в соединении с натягом

В данном разделе рассмотрены задачи математического моделирования получения соединения «пластина-кольцо» (рисунок 3.2) , а также исследования полученного напряженно-деформированного состояния.

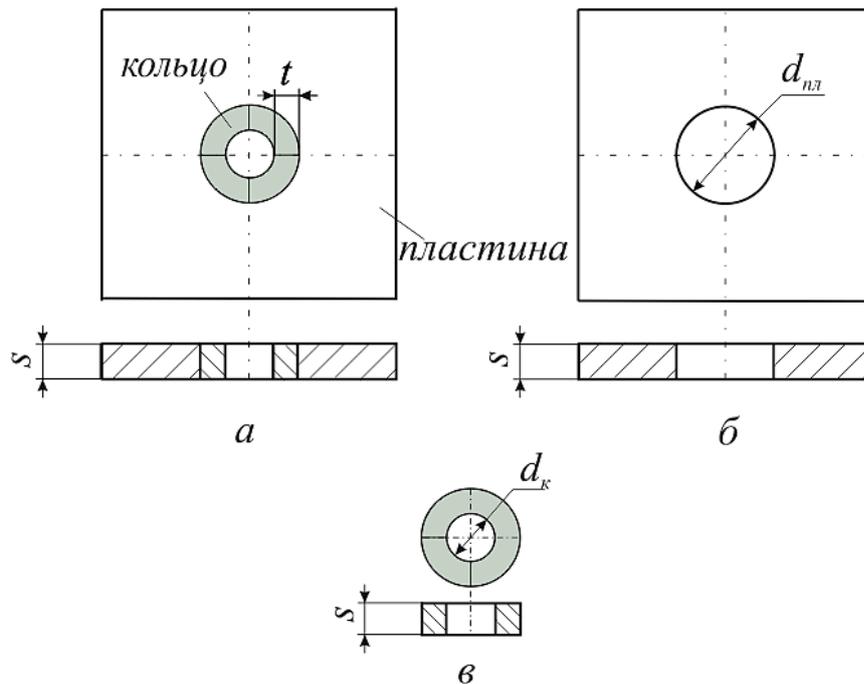


Рисунок 3.2 – Соединение «пластина – кольцо» (*a*); пластина (*б*); кольцо (*в*)

Исследованы пластины, ослабленные отверстием диаметром $d_{пл} = (14..30)$ мм, с запрессованными в них кольцами толщиной $t=(2..10)$ мм; $d= 10$ мм – внутренний диаметр кольца; $s = (5..15)$ мм - высота кольца и пластины. Материал пластины - обычный титановый сплав *BT6* (предел текучести $\sigma_T^{пл} = 830$ МПа, коэффициент линейного расширения $\alpha_T = 8,6 * 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$), а кольца - наноструктурный сплав

ВТ6 с пределом текучести $\sigma_T^{\text{кол}}=1250$ МПа. В силу геометрической и силовой симметрии относительно осей X и Y , в качестве расчетной схемы соединения была принята $1/4$ часть (рисунок 3.3).

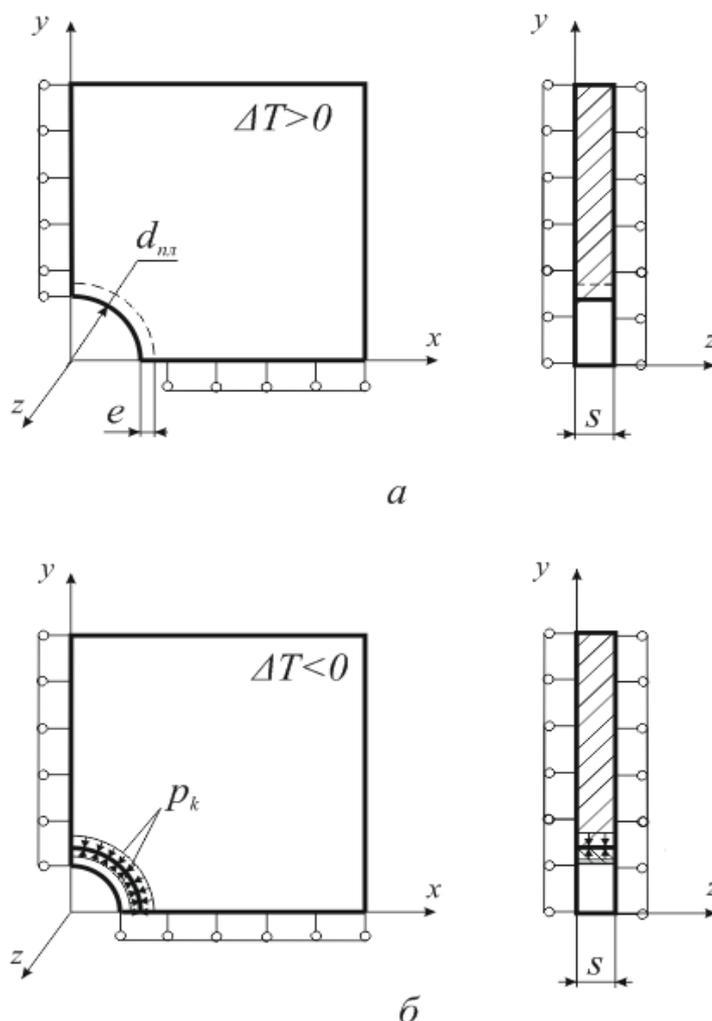


Рисунок 3.3 – Схема технологического получения соединения:

а - нагрев пластины; *б* – охлаждение пластины и образование соединения

Численное моделирование технологического процесса соединения с натягом рассмотрено в виде двух этапов.

На первом этапе происходил нагрев пластины, обеспечивающий зазор размером e между пластиной и кольцом, достаточный для дальнейшей посадки кольца в отверстие пластины.

Сплошными линиями на рисунке 3.3, *а* показан исходный контур $1/4$ части пластины до нагрева, а штриховыми – после нагрева.

На втором этапе процесса выполнялась установка кольца в отверстие пластины диаметром $d_{\text{пл}}^* = d_{\text{пл}} + 2e$, причем $d_{\text{к}} < d_{\text{пл}}^*$ (рисунок 3.3, в), и охлаждение пластины на величину ΔT . Величина зазора e зависит от допуска на размер внешнего диаметра кольца $d_{\text{к}}$ (посадка с гарантированным натягом $H7/p7$) [2].

При охлаждении возникало контактное давление $p_{\text{к}}$ между пластиной и кольцом (рисунок 3.3, б) и формировалось соединение (рисунок 3.1, а), что и приводило к возникновению напряженно-деформированного состояния в деталях.

На рисунке 3.4 представлена математическая модель и сеточный аналог исследуемого соединения. Следует отметить, что для более точного решения, сетка разбита более мелко в области контакта деталей.

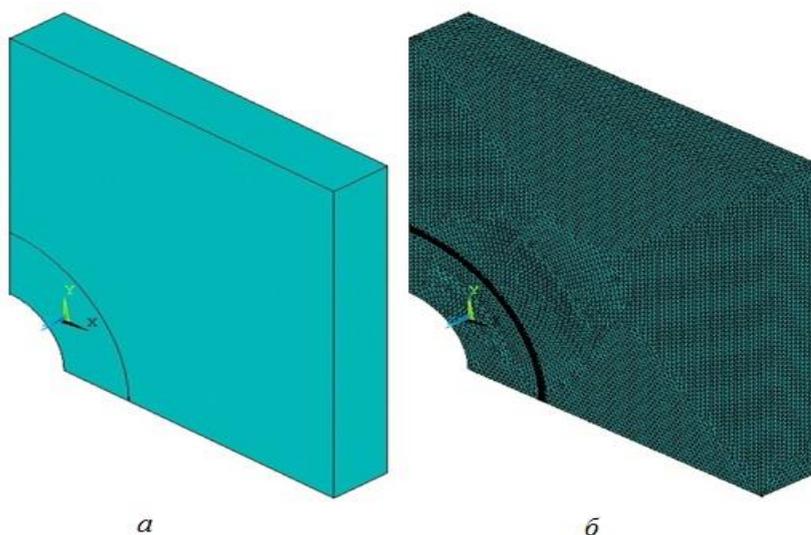


Рисунок 3.4 – Модель соединения с натягом:

а – геометрическая модель; *б* – сеточный аналог

Численное решение задачи выполнено методом конечных элементов [76] в трехмерной постановке с применением программно-вычислительного комплекса ANSYS 14.5.

3.2 Расчет остаточных напряжений, полученных при выполнении технологической операции посадки с натягом

На основании модели, описанной выше, был проведен численный расчет НДС в соединении «пластина – кольцо».

Определена оптимальная величина нагрева ΔT для посадочного диаметра d_k . Была получена зависимость величины нагрева ΔT от отношения t/d_k (рисунок 3.5), которая позволяет обеспечить необходимый зазор с минимальными затратами машинного времени.

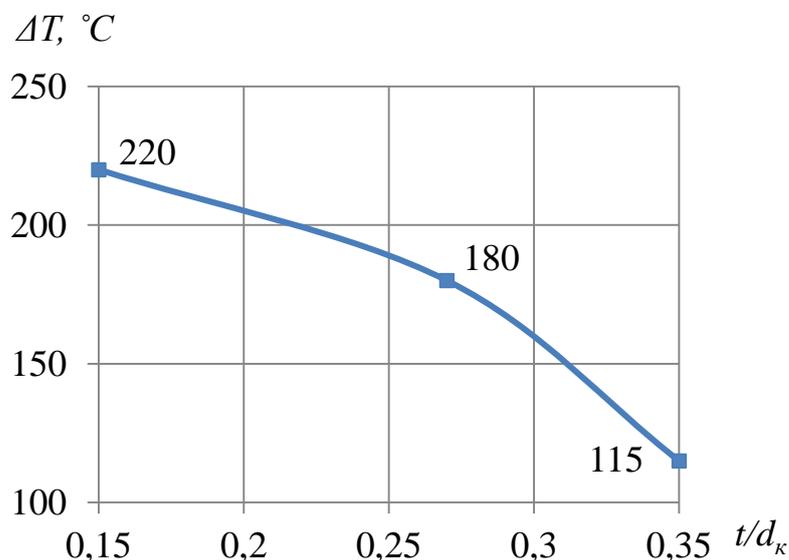


Рисунок 3.5 – Зависимость величины ΔT от отношения t/d_k

Следует отметить, что при увеличении отношения t/d_k значение оптимальной температуры снижается до $115\text{ }^\circ\text{C}$, что в свою очередь ведет к снижению машинного времени и оперативной памяти ЭВМ.

В результате исследования получена зависимость контактного давления p_k от геометрических параметров (рисунок 3.6).

При изменении t/d_k от 0,15 до 0,27 величина давления p_k растет. Выявлено, что максимальное значение контактного давления $p_k = 74\text{ МПа}$ достигает при отношении t/d_k равном 0,27 и $s = 5\text{ мм}$. Дальнейшее увеличение толщины кольца приводит к снижению контактного давления p_k до 52 МПа. При увеличении высоты соединения s от 5 мм до 15 мм значение давления изменяется незначительно. Например, при отношении $t/d_k = 0,27$ контактное давление снижается с 74 МПа до 71 МПа.

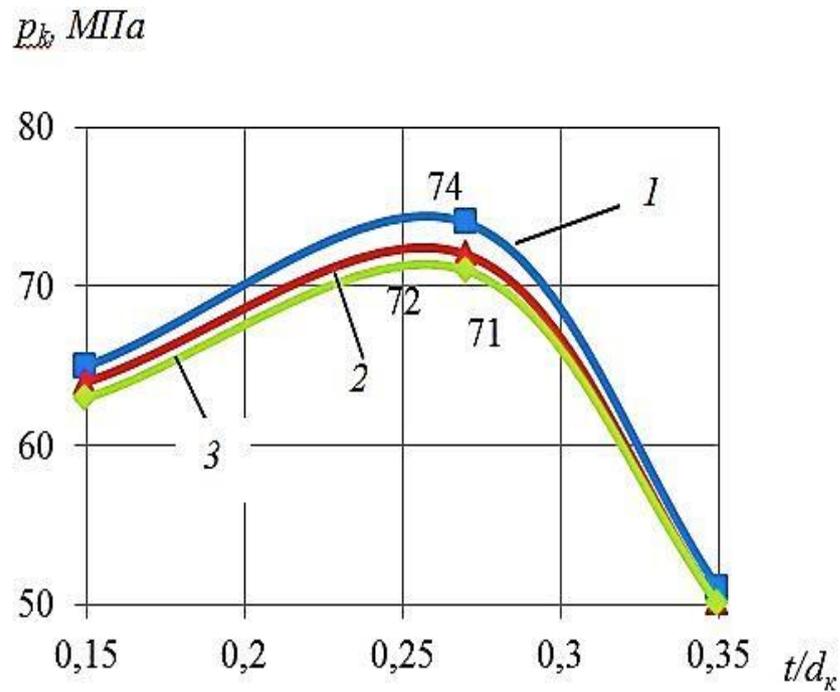


Рисунок 3.6 – График зависимости контактного давления от геометрических параметров: 1 – $s = 5$ мм; 2 – $s = 10$ мм; 3 – $s = 15$ мм

В качестве примера, на рисунке 3.7 изображена картина распределения контактных давлений p_k , полученных при технологической операции посадки с натягом в соединении с толщиной кольца $t = 6,018$ мм [81] и высоте $s = 5$ мм.

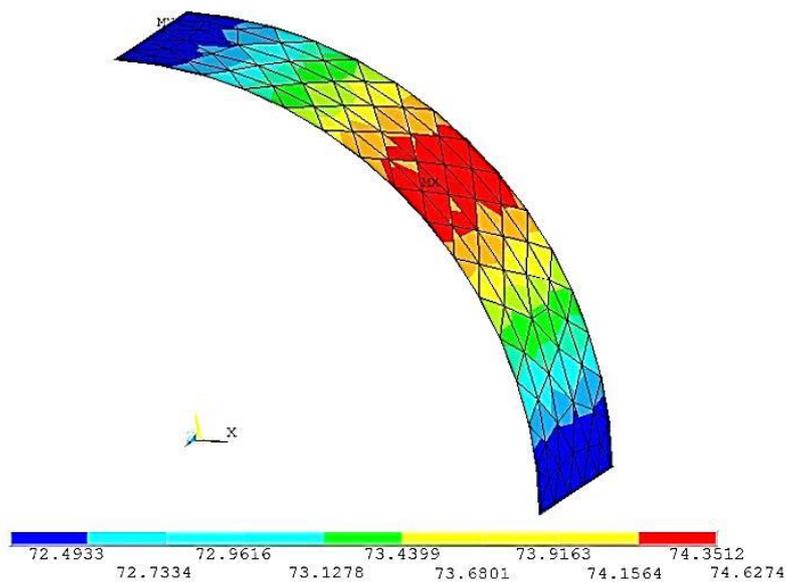


Рисунок 3.7 – Распределение давления по поверхность контакта в программном комплексе ANSYS

В результате расчета получены поля распределения технологических напряжений и деформаций при формировании соединения. На рисунке 3.8 приведены эпюры распределения осевых $\sigma_y^{пл}$, $\sigma_x^{пл}$, $\sigma_y^к$, $\sigma_x^к$ и контурных $\sigma_{\theta}^{пл}$, $\sigma_{\theta}^к$ напряжений по осям X и Y в пластине и кольце соответственно, возникающих при запрессовке кольца толщиной $t = 6,018$ мм и высоте $s = 5$ мм.

На рисунке 3.8, *a* видно, что по толщине соединения распределение осевых напряжений неравномерно, причем, в кольце возникают сжимающие, а в пластине – растягивающие напряжения. Максимальные напряжения $\sigma_{умax}^к$ в кольце наблюдаются на внутренней свободной поверхности и достигают значения 161 МПа. При этом, минимальные сжимающие напряжения $\sigma_{умin}^к$ в кольце равны 95 МПа и возникают в зоне контакта кольца с пластиной. Максимальные растягивающие напряжения $\sigma_{умax}^{пл} = 79$ МПа возникают в зоне контакта. По мере удаления от поверхности контакта вглубь пластины, значение растягивающих напряжений снижается практически до 0 МПа.

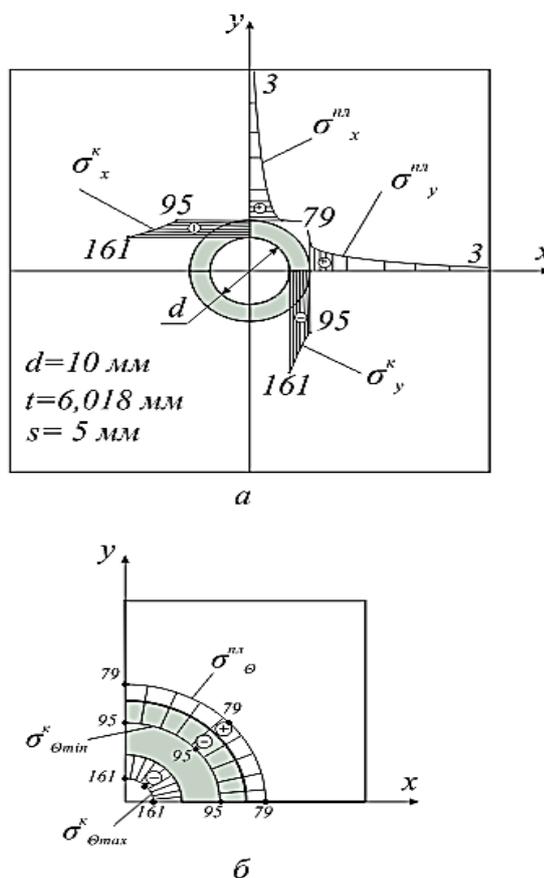


Рисунок 3.8 – Поля распределения технологических напряжений при натяге:

a – осевые напряжения σ_x , σ_y ; *б* – контурные напряжения σ_{θ}

На рисунке 3.8, б приведена картина распределения контурных σ_θ напряжений [24] в соединении. В кольце возникают сжимающие напряжения, а в пластине – растягивающие. Причем распределение этих напряжений равномерно по контуру деталей. Наиболее напряженным местом является свободная внутренняя поверхность охватываемой детали [17] и максимальные напряжения сжатия $\sigma_{\theta max}^k = 161$ МПа. В зоне контакта растягивающие напряжения в пластине $\sigma_{\theta}^{пл} = 79$ МПа, сжимающие напряжения $\sigma_{\theta min}^k = 95$ МПа.

В результате исследований были получены зависимости относительного напряжения в пластине $\sigma_{y}^{пл}/\sigma_T^{пл}$ (рисунок 3.9, а) и кольце $\sigma_{ymin}^k/\sigma_T^k$ (рисунок 3.9, б), $\sigma_{ymax}^k/\sigma_T^k$ (рисунок 3.9, в) от отношения толщины кольца t к внешнему диаметру кольца d_k .

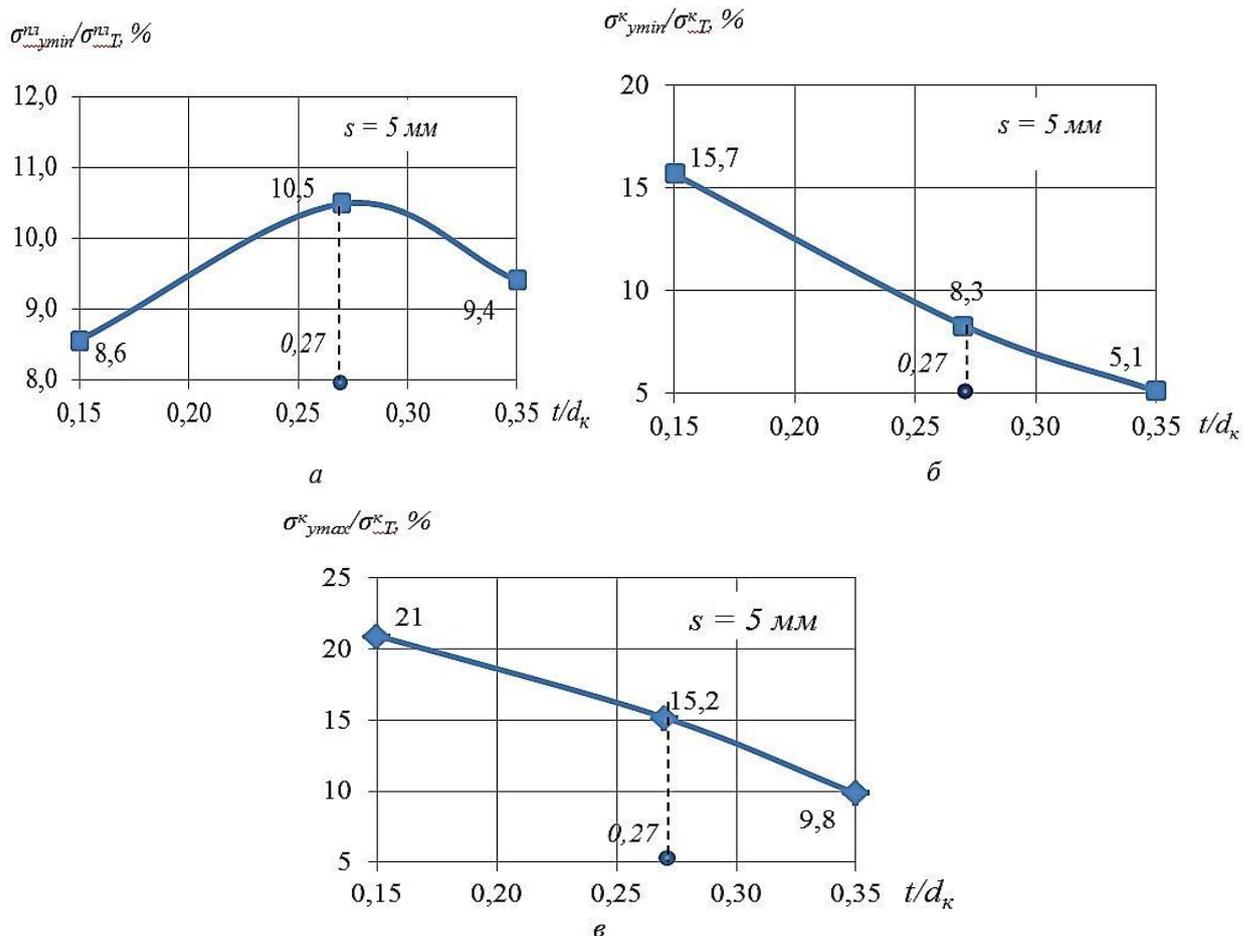


Рисунок 3.9 – Зависимость относительных осевых напряжений при натяге от параметров соединения t/d_k при толщине соединения $s = 5$ мм

Установлено, что относительные напряжения $\sigma_{y}^{nl}/\sigma_T^{nl}$ достигают своего максимума при t/d_k равным 0,27 и принимают значение 10,5 % (рисунок 3.9, а). При дальнейшем увеличении толщины кольца t значение относительных напряжений снижается до 9,4 %. С увеличением толщины кольца относительные напряжения $\sigma_{ymin}^k/\sigma_T^k$ и $\sigma_{ymax}^k/\sigma_T^k$ снижаются с 15,7 % до 5,1 % и с 21 % до 9,8 %, соответственно (рисунок 3.9, б, в).

В таблицах 3.1–3.3 представлены результаты расчета относительных напряжений при разных величинах высоты соединения s .

Таблица 3.1

Относительные напряжения $\sigma_{y}^{nl}/\sigma_T^{nl}$, %			
t/d_k	Высота соединения s , мм		
	5	10	15
0,15	8,6	8,4	8,3
0,27	10,5	10,7	11,0
0,35	9,4	9,5	9,5

Таблица 3.2

Относительные напряжения $\sigma_{ymin}^k/\sigma_T^k$, %			
t/d_k	Высота соединения s , мм		
	5	10	15
0,15	15,7	15,6	15,4
0,27	8,3	8,8	8,6
0,35	5,1	5,0	5,0

Таблица 3.3

Относительные напряжения $\sigma_{ymax}^k/\sigma_T^k$, %			
t/d_k	Высота соединения s , мм		
	5	10	15
0,15	21,0	20,8	20,6
0,27	15,2	14,9	14,6
0,35	9,8	9,8	9,7

Следует отметить, что характер относительных напряжений не меняется при изменении высоты соединения s .

3.3 Исследование напряженно-деформированного состояния соединения с натягом при одноосном растяжении

Детальное изучение напряженного и деформированного состояния в условиях упругости и пластичности является обязательной частью общего прочностного расчета и важной предпосылкой создания оптимальных и надежных конструкций. Недостаточно строгая оценка напряженного состояния и условий прочности в зоне концентрации при проектировании может послужить причиной преждевременного разрушения высоконапряженных конструкций и иметь тяжелые последствия [8]. В связи с этим полученное соединение с натягом подвергалось эксплуатационным нагрузкам. На рисунке 3.10 представлена расчетная схема одноосного растяжения соединения.

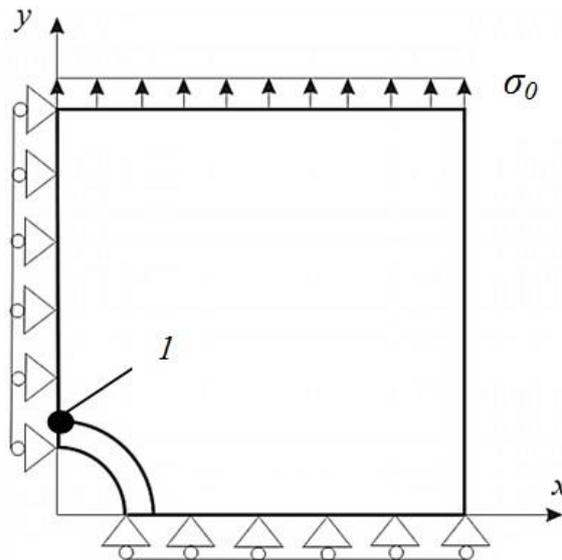


Рисунок 3.10 – Расчетная схема одноосного растяжения соединения с натягом

Выявлено, что в зависимости от геометрических характеристик, соединение способно выдержать критическое значение приложенной нагрузки $\sigma_0 = \sigma_{кр}$. При превышении значения $\sigma_{кр}$ происходит нарушение контакта в точке 1 (рисунок 3.10). Установлено, что изменение высоты соединения s незначительно влияет на характер изменения критического напряжения $\sigma_{кр}$, однако, влияет на его уровень (рисунок 3.11).

Так в соединении с отношением t/d_k равным 0,15 при увеличении высоты соединения s значение критического напряжения снижается с 235 МПа до 190 МПа.

При увеличении толщины кольца t значение критического напряжения также снижается в пределах от 18,4 % до 23,4 %.

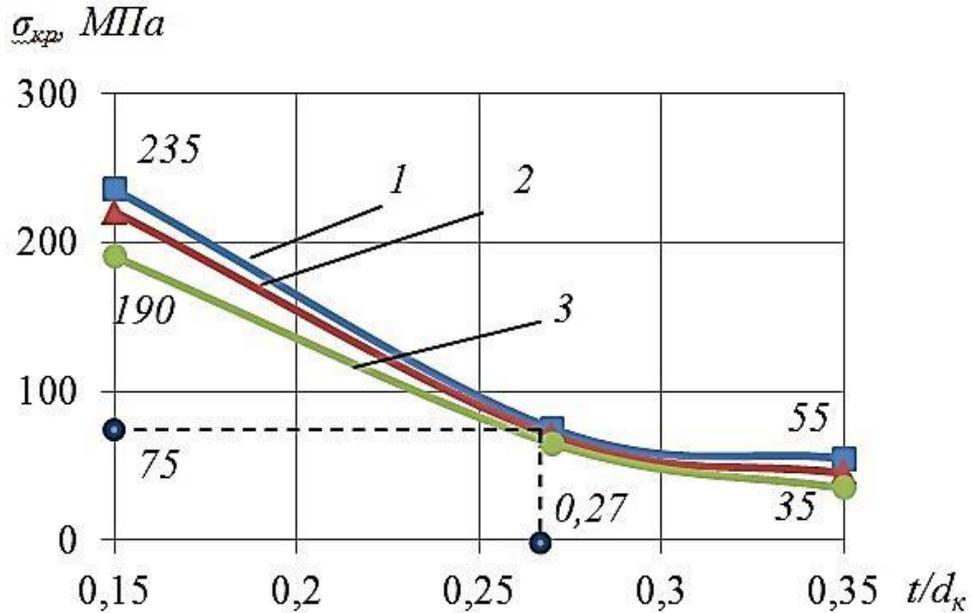


Рисунок 3.11 – Значение критического растягивающего напряжения $\sigma_{кр}$:

1 – $s = 5$ мм; 2 – $s = 10$ мм; 3 – $s = 15$ мм

На рисунке 3.12 в качестве примера, представлено распределение полей осевых напряжений σ_x , σ_y в пластине высотой $s = 5$ мм, толщиной кольца $t=6,018$ мм и $d_k = 22$ мм при растяжении нагрузкой $\sigma_0=75$ МПа.

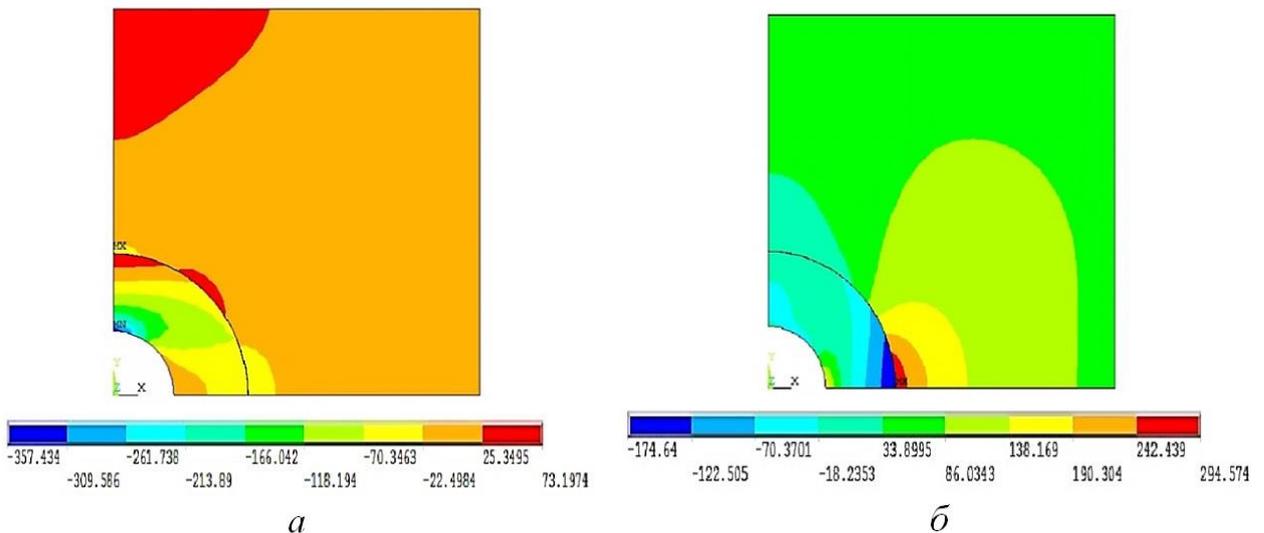


Рисунок 3.12 – Поля распределения осевых напряжений в программном комплексе ANSYS: а – напряжения σ_x , б – напряжения σ_y

На внутренней поверхности кольца формируются растягивающие σ_y и сжимающие напряжения σ_x , максимум которых равен 175 МПа и 357 МПа соответственно. На внешней поверхности кольца возникают сжимающие σ_y и растягивающие σ_x , максимальные значения которых достигают 174 МПа и 73 МПа. В пластине формируются растягивающие напряжения $\sigma_y = 295$ МПа и сжимающие $\sigma_x = 43$ МПа (рисунок 3.13).

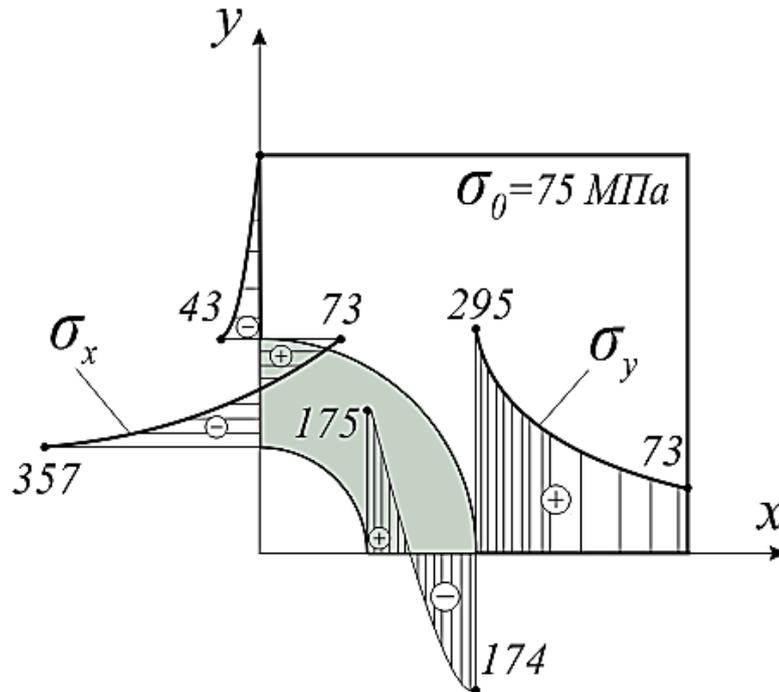


Рисунок 3.13 – Распределение полей осевых напряжений при растяжении

Следует отметить, что распределение контурных напряжений в пластине $\sigma_{\theta пл}$, на внешней $\sigma_{\theta к}^{внеш}$ и внутренней поверхности кольца $\sigma_{\theta к}^{внутр}$ неравномерно (рисунок 3.14). Значение максимальных сжимающих напряжений на внешней поверхности кольца равно 67 МПа, а растягивающих 50 МПа. На внутренней поверхности кольца величина сжимающих напряжений достигает значения 78 МПа, а растягивающих 6 МПа. Максимальные сжимающие напряжения в кольце равны 66 МПа, а сжимающих 9 МПа.

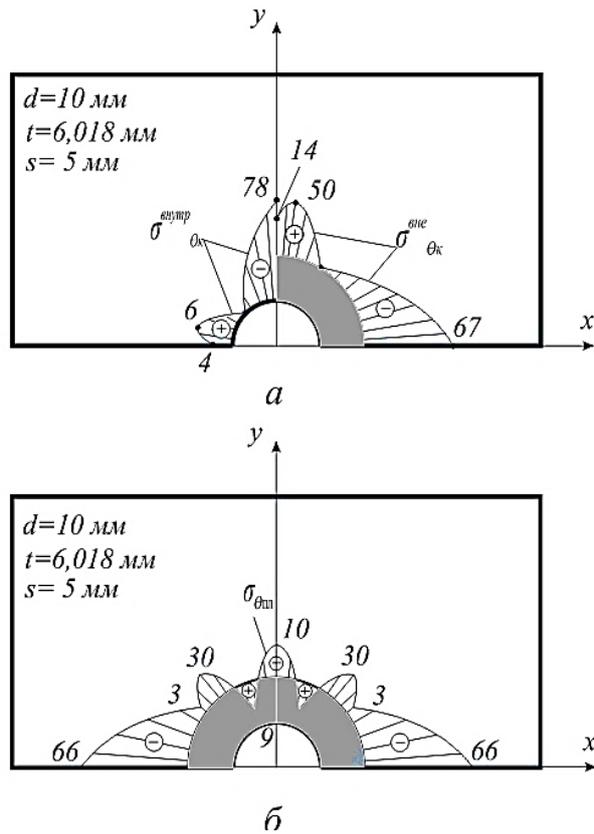


Рисунок 3.14 – Распределение контурных напряжений в соединении с натягом:
 а – контурные напряжения в кольце; б – контурные напряжения в пластине

На рисунке 3.15 изображен график зависимости коэффициента концентрации напряжения $\alpha_{\sigma} = \sigma_{\text{max}} / \sigma_0$ от отношения t/d_k при высоте соединения s равной 5 мм (кривая 1), 10 мм (кривая 2), 15 мм (кривая 3).

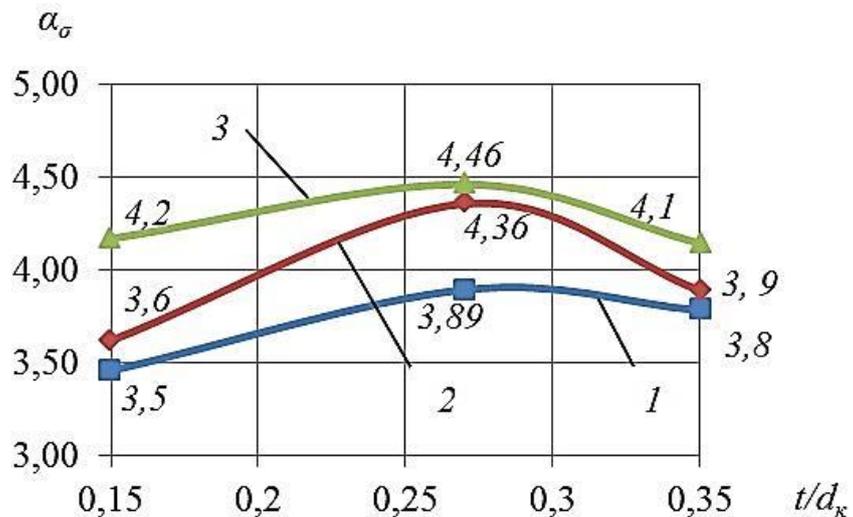


Рисунок 3.15 – Коэффициент концентрации напряжения в пластине:
 1 – $s = 5 \text{ мм}$; 2 – $s = 10 \text{ мм}$; 3 – $s = 15 \text{ мм}$

При увеличении отношения t/d_k от 0,15 до 0,27 значение коэффициента концентрации напряжения α_σ увеличивается. Так, например, при высоте соединения $s=10$ мм коэффициент концентрации повышается с 3,6 до 4,36. Дальнейшее увеличение отношения t/d_k ведет к снижению коэффициента концентрации.

3.4 Расчет НДС в соединении с натягом в условиях чистого сдвига

Представляет интерес изучение напряженно-деформированного состояния в соединении, подверженному условию чистого сдвига. При данном виде нагружения, как и при одноосном растяжении, происходит расхождение контакта по характерному сечению (вертикаль). В данном разделе определен уровень критических нагрузок $\sigma_0 = \sigma_{кр}$ и оценено напряженно-деформированное состояние. На рисунке 3.16 представлена расчетная схема данного вида нагружения.

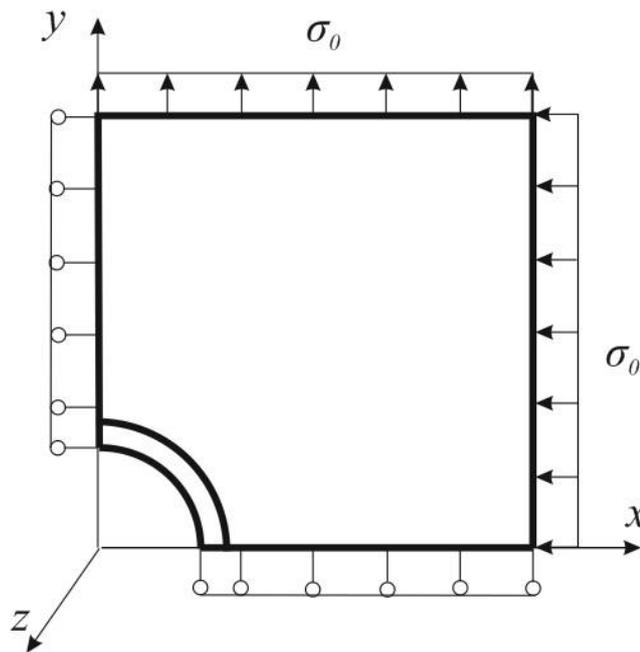


Рисунок 3.16 – Расчетная схема соединения при чистом сдвиге

В результате исследования получена зависимость критического напряжения $\sigma_{кр}$ от геометрических характеристик соединения. На рисунке 3.17 видно, что при изменении высоты соединения s уровень максимальной нагрузки $\sigma_{кр}$ снижается незначительно. Однако, при изменении отношения t/d_k от 0,15 до 0,35 предельная нагрузка снижается на 30% .

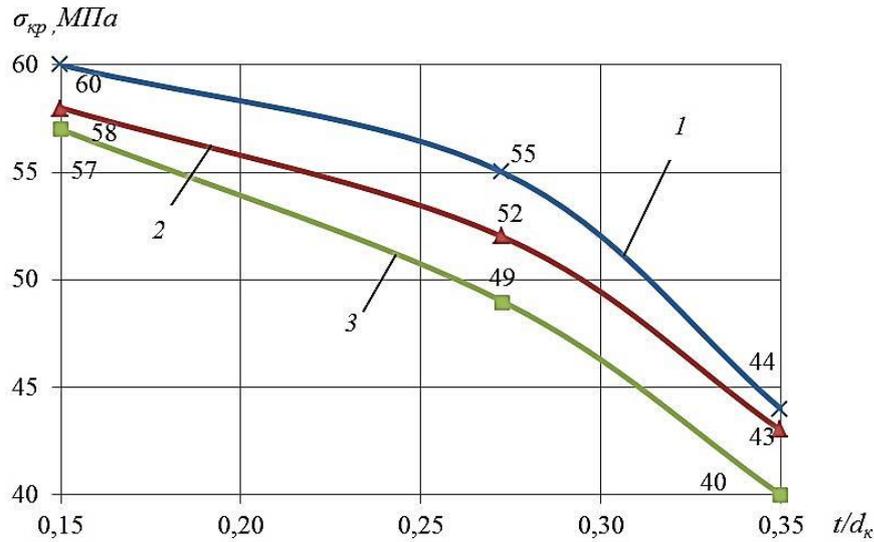


Рисунок 3.17 – Зависимость нагрузки $\sigma_{кр}$ от отношения t/d_k :

1 – $s=5$ мм; 2 – $s=10$ мм; 3 – $s=15$ мм

На рисунке 3.18 в качестве примера, представлено распределение полей осевых напряжений σ_x , σ_y в пластине высотой $s = 5$ мм, толщиной кольца $t = 6,018$ мм и $d_k = 22$ мм при растяжении нагрузкой $\sigma_0 = 55$ МПа.

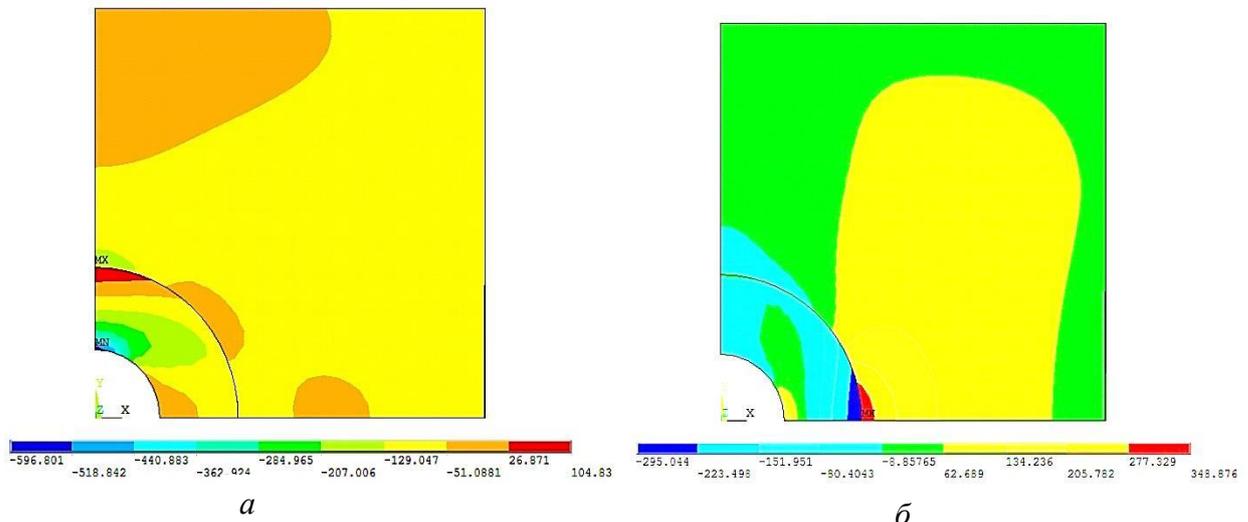


Рисунок 3.18 – Распределение напряжений, полученных

в программном комплексе ANSYS: a – напряжения σ_x ; b – напряжения σ_y

На внутренней поверхности кольца формируются растягивающие σ_y и сжимающие напряжения σ_x , максимум которых равен 200 МПа и 473 МПа соответственно (рисунок 3.19). На внешней поверхности кольца возникают сжимающие σ_y и растягивающие σ_x , максимальные значения которых достигают 264 МПа и 43 МПа.

В пластине формируются растягивающие напряжения $\sigma_y = 295$ МПа и сжимающие $\sigma_x = 187$ МПа.

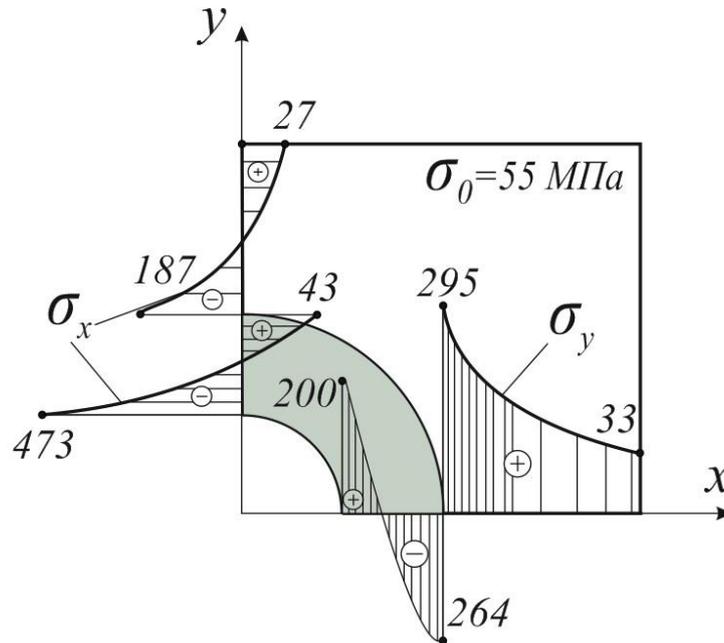
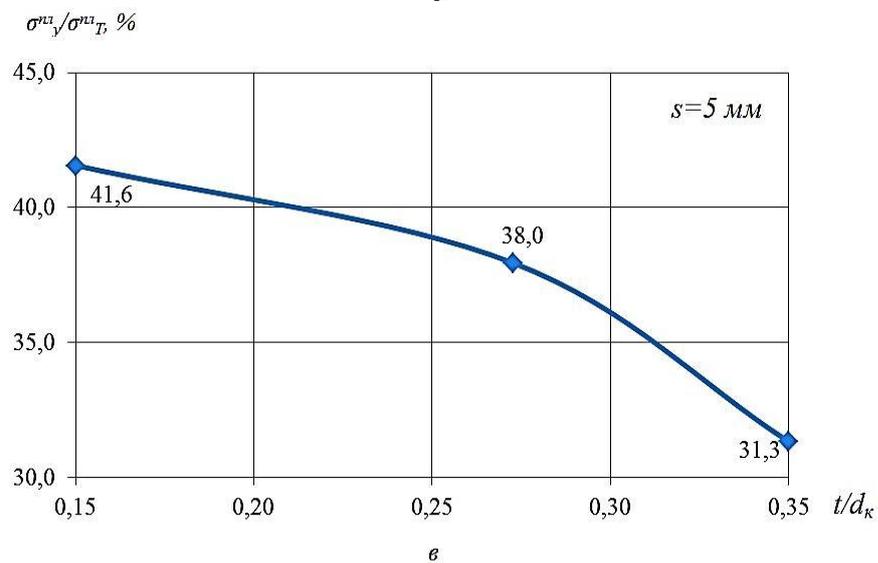
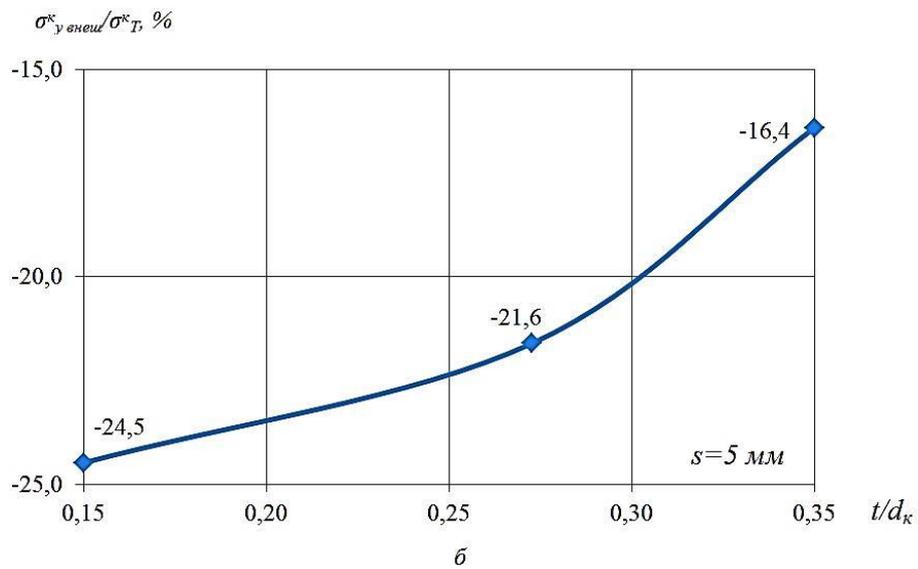
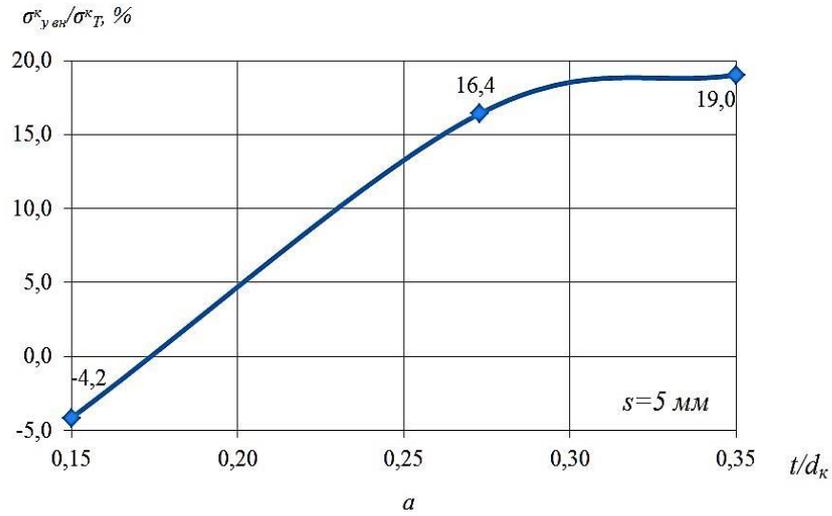


Рисунок 3.19 – Распределение полей напряжений в соединении при чистом сдвиге

В результате исследований были получены зависимости относительного напряжения на внутренней поверхности кольца $\sigma_{y \text{ вн}}^k / \sigma_T^k$, $\sigma_{x \text{ вн}}^k / \sigma_T^k$ (рисунок 3.20, а, з), внешней поверхности кольца $\sigma_{y \text{ внеш}}^k / \sigma_T^k$, $\sigma_{x \text{ внеш}}^k / \sigma_T^k$ (рисунок 3.20, б, д) и в пластине $\sigma_{y \text{ пл}}^k / \sigma_T^k$, $\sigma_{x \text{ пл}}^k / \sigma_T^k$ (рисунок 3.20, в, е) от отношения толщины кольца t к внешнему диаметру кольца d_k . Отрицательные значения относительных напряжений означают наличие сжимающих напряжений.

Установлено, что относительные напряжения $\sigma_{y \text{ внеш}}^k / \sigma_T^k$ и $\sigma_{y \text{ вн}}^k / \sigma_T^k$ на внешней и внутренней поверхности кольца растут с увеличением значения отношения t/d_k на 23,2 и 8,1 % соответственно (рисунок 3.20, а, б). Значения относительных напряжений $\sigma_{x \text{ внеш}}^k / \sigma_T^k$ снижаются с -33,3 до -38,6 % при увеличении отношения t/d_k от 0,15 до 0,35 (рисунок 3.20, з). На рисунке 3.20, д видно, что относительные напряжения $\sigma_{x \text{ внеш}}^k / \sigma_T^k$ достигают своего максимума при t/d_k равным 0,27 и принимают значение 6,8 % . При дальнейшем увеличении толщины кольца t значение

относительных напряжений снижается до 4,6 %. С увеличением толщины кольца относительные напряжения в пластине $\sigma_{y\text{вн}}^{\text{пл}}/\sigma_{T\text{вн}}^{\text{пл}}$ и $\sigma_{x\text{вн}}^{\text{пл}}/\sigma_{T\text{вн}}^{\text{пл}}$ снижаются с -41,6 до -31,3 % и с -13,9 до -26,5 %, соответственно (рисунок 3.20, в, е).



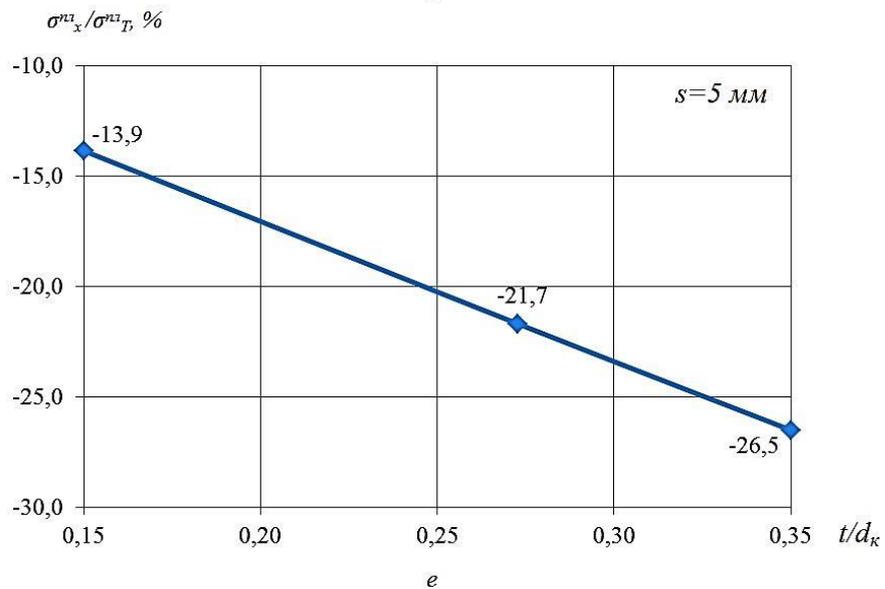
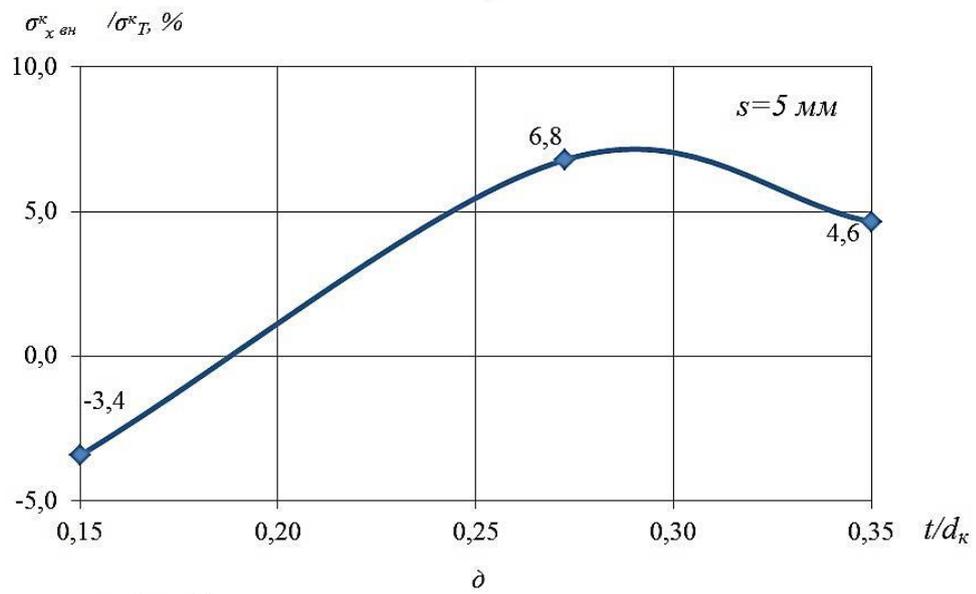
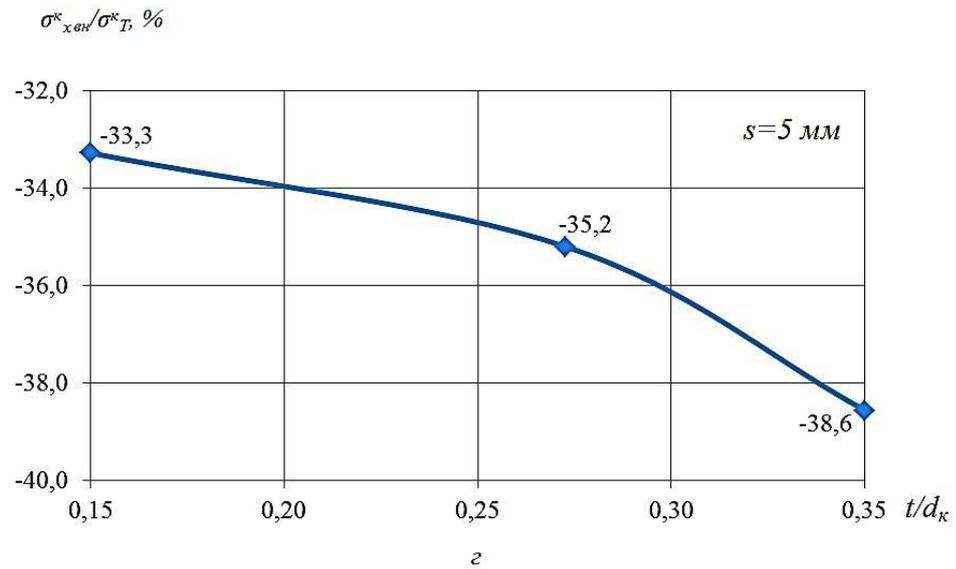


Рисунок 3.20 – Зависимость относительных осевых напряжений при натяге от параметров соединения t/d_k при высоте соединения $s = 5 \text{ мм}$

В таблицах 3.4 – 3.6 представлены результаты расчета относительных напряжений при разных величинах высоты соединения s .

Таблица 3.4

Относительные напряжения $\sigma_{y\text{вн}}^k/\sigma_T^k, \%$				Относительные напряжения $\sigma_{x\text{вн}}^k/\sigma_T^k, \%$		
t/d_k	Высота соединения s , мм			Высота соединения s , мм		
	5	10	15	5	10	15
0,15	-4,2	-3,8	-6,3	-33,3	-32,6	-33,6
0,27	16,4	16,0	10,2	-35,2	-33,8	-34,7
0,35	19,0	18,9	16,0	-38,6	-34,7	-35,4

Таблица 3.5

Относительные напряжения $\sigma_{y\text{внеш}}^k/\sigma_T^k, \%$				Относительные напряжения $\sigma_{x\text{внеш}}^k/\sigma_T^k, \%$		
t/d_k	Высота соединения s , мм			Высота соединения s , мм		
	5	10	15	5	10	15
0,15	-24,5	-24,2	-24,0	-3,4	-3,7	-5,0
0,27	-21,6	-21,3	-20,5	6,8	6,2	3,2
0,35	-16,4	-15,2	-15,0	4,6	4,5	4,1

Таблица 3.6

Относительные напряжения $\sigma_{y}^{nl}/\sigma_T^{nl}, \%$				Относительные напряжения $\sigma_{x}^{nl}/\sigma_T^{nl}, \%$		
t/d_k	Высота соединения s , мм			Высота соединения s , мм		
	5	10	15	5	10	15
0,15	41,6	40,5	39,8	-13,9	-24,5	-24,6
0,27	38,0	37,3	34,9	-21,7	-18,4	-13,5
0,35	31,3	29,2	28,7	-26,5	-15,7	-10,6

Следует отметить, что характер относительных напряжений не меняется при изменении высоты соединения s .

На рисунке 3.21 изображен график зависимости коэффициента концентрации напряжения $\alpha_{\sigma=\sigma_{max}/\sigma_0}$ от отношения t/d_k при высоте соединения s равной 5 мм (кривая 1), 10 мм (кривая 2), 15 мм (кривая 3).

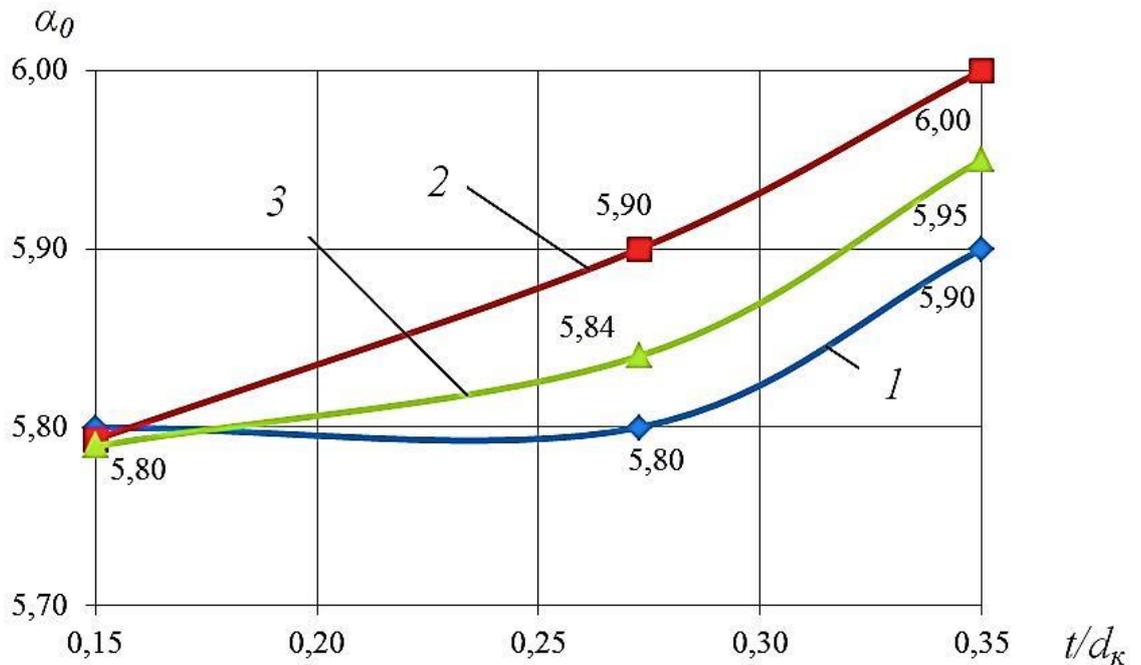


Рисунок 3.21 – Коэффициент концентрации напряжений в пластине при чистом изгибе: 1 – $s=5$ мм; 2 – $s=10$ мм; 3 – $s=15$ мм

При увеличении отношения t/d_k от 0,15 до 0,35 значение коэффициента концентрации напряжения α_σ увеличивается. Так, например, при высоте соединения $s=10$ мм наблюдается наиболее интенсивный рост коэффициента концентрации и значения изменяются с 5,8 до 6,0.

3.5 Расчет напряженно-деформированного состояния соединения с натягом при двухосном растяжении

В данном разделе рассмотрена задача двухосного растяжения соединения напряжениями на границе $\sigma_y = 2\sigma_x$, что соответствует напряженному состоянию стенок сосудов. Определен предельный уровень нагрузок $\sigma_{кр} = \sigma_y$, при котором происходит нарушение целостности контакта, и оценено напряженно-деформированное состояние соединения. На рисунке 3.22 представлена расчетная схема данного нагружения.

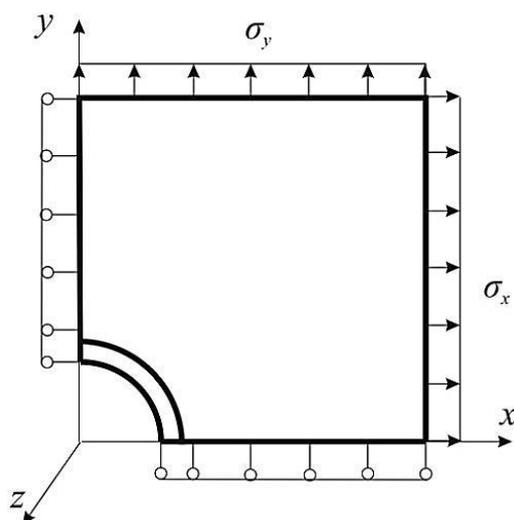


Рисунок 3.22 – Расчетная схема двухосного растяжения

В результате исследования получена зависимость критического напряжения $\sigma_{кр}$ от геометрических параметров соединения. Из рисунка 3.23 можно установить, что при изменении высоты соединения s с 5 до 15 мм уровень максимальной нагрузки $\sigma_{кр}$ увеличивается на 16,7 %. При изменении отношения t/d_k от 0,15 до 0,35 наблюдается снижение критической нагрузки $\sigma_{кр}$. Так, например, в соединении с высотой $s = 10$ мм происходит наиболее интенсивный спад величины $\sigma_{кр}$ - практически на 63 %.

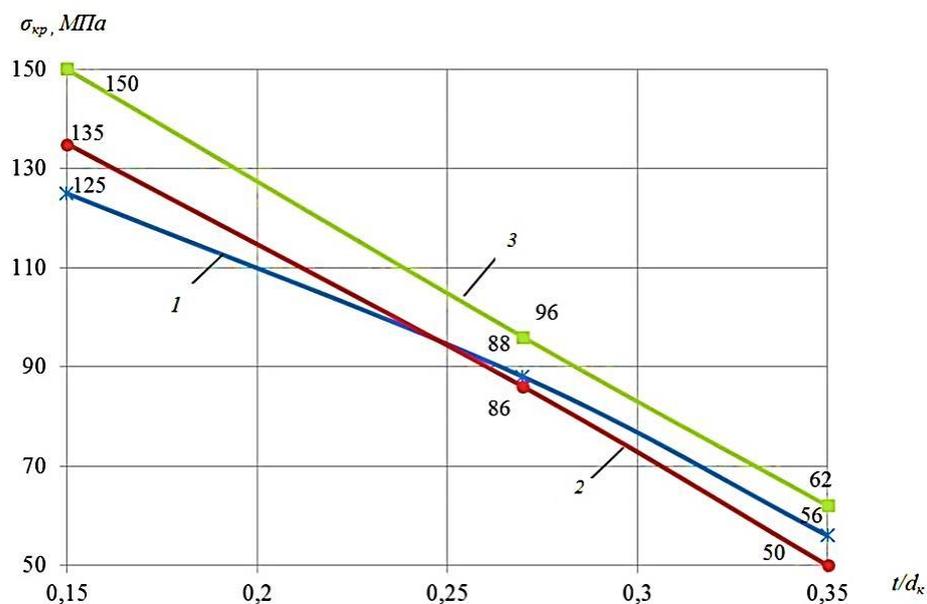


Рисунок 3.23 – Влияние геометрических параметров соединения на величину $\sigma_{кр}$: 1 – $s=5$ мм; 2 – $s=10$ мм; 3 – $s=15$ мм

На рисунке 2.24 в качестве примера, представлено распределение полей осевых напряжений σ_x , σ_y в пластине высотой $s = 5$ мм, толщиной кольца $t = 6,018$ мм и $d_k = 22$ мм при растяжении нагрузкой $\sigma_0 = 88$ МПа.

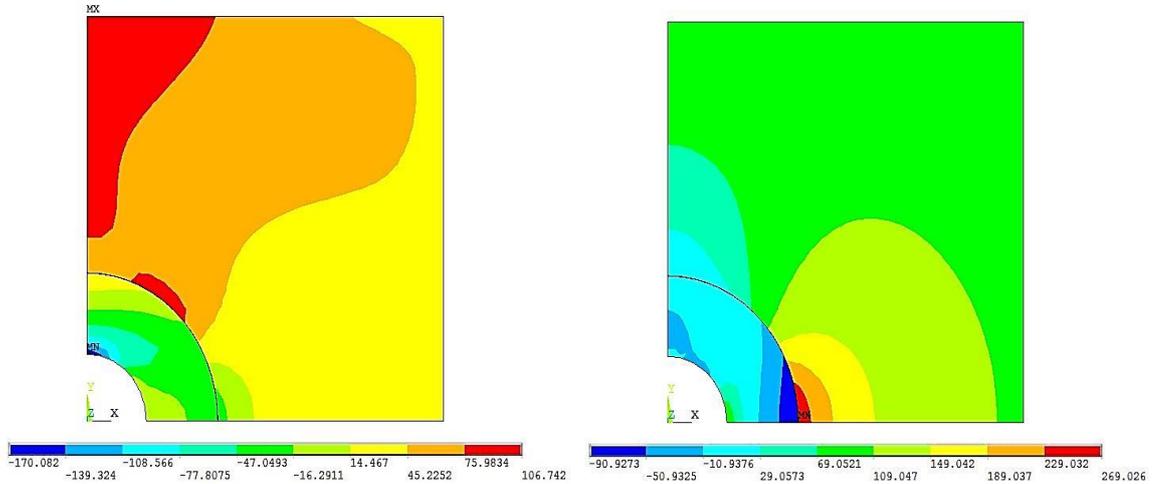


Рисунок 3.24 – Картина распределения осевых напряжений в программном комплексе ANSYS при двухосном растяжении:

a – напряжения σ_x ; *b* – напряжения σ_y

На внутренней поверхности кольца формируются растягивающие σ_y и сжимающие напряжения σ_x , максимум которых равен 117 МПа и 165 МПа соответственно (рисунок 3.25).

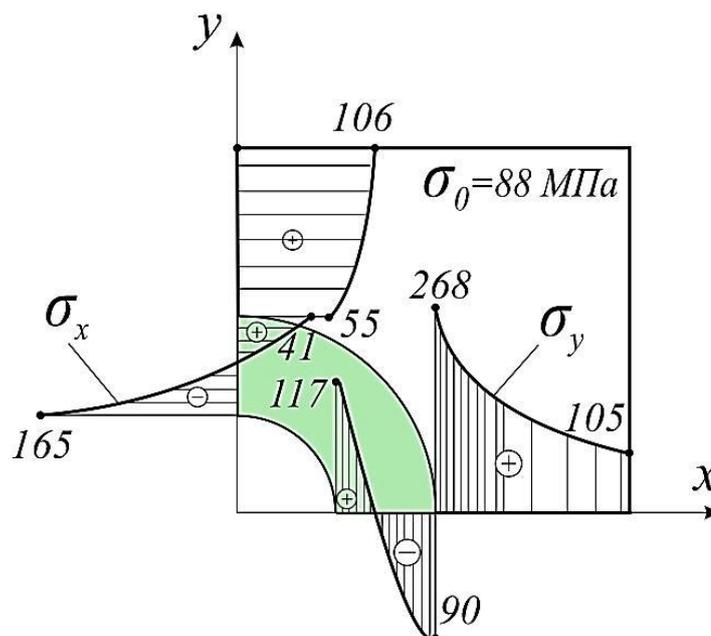
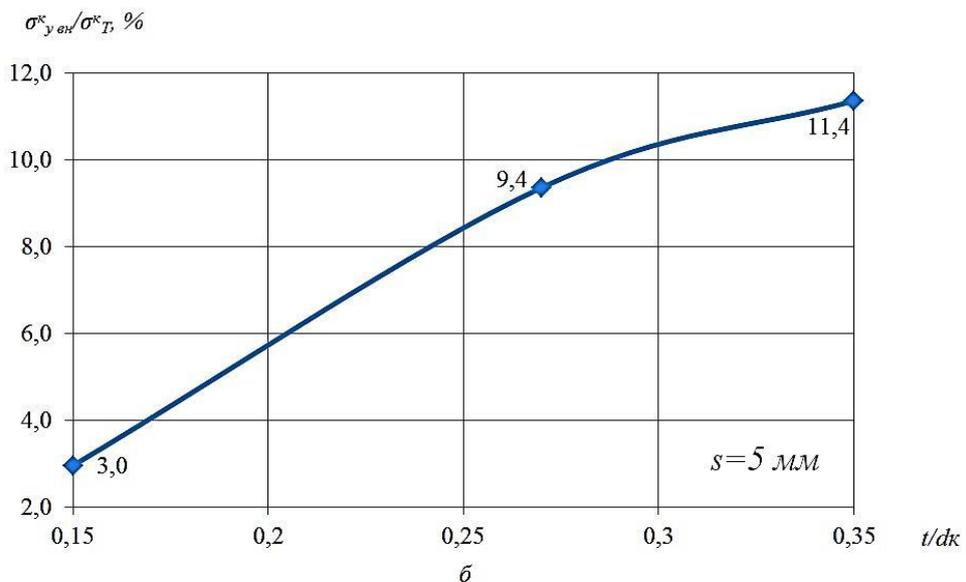
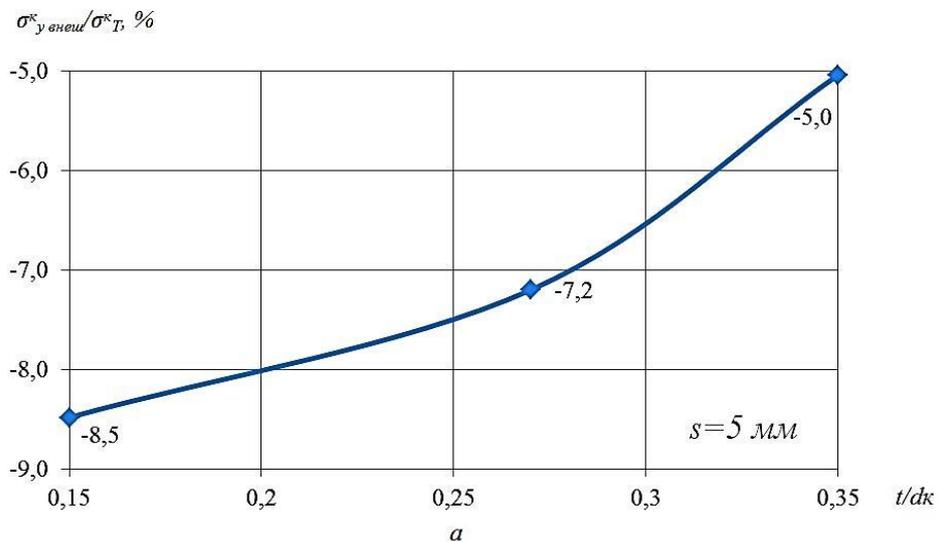
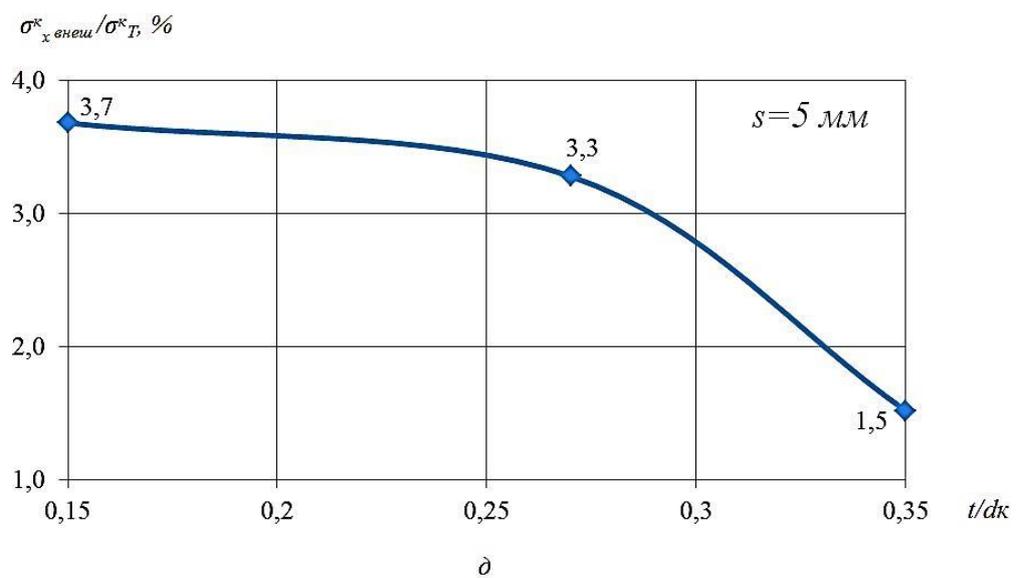
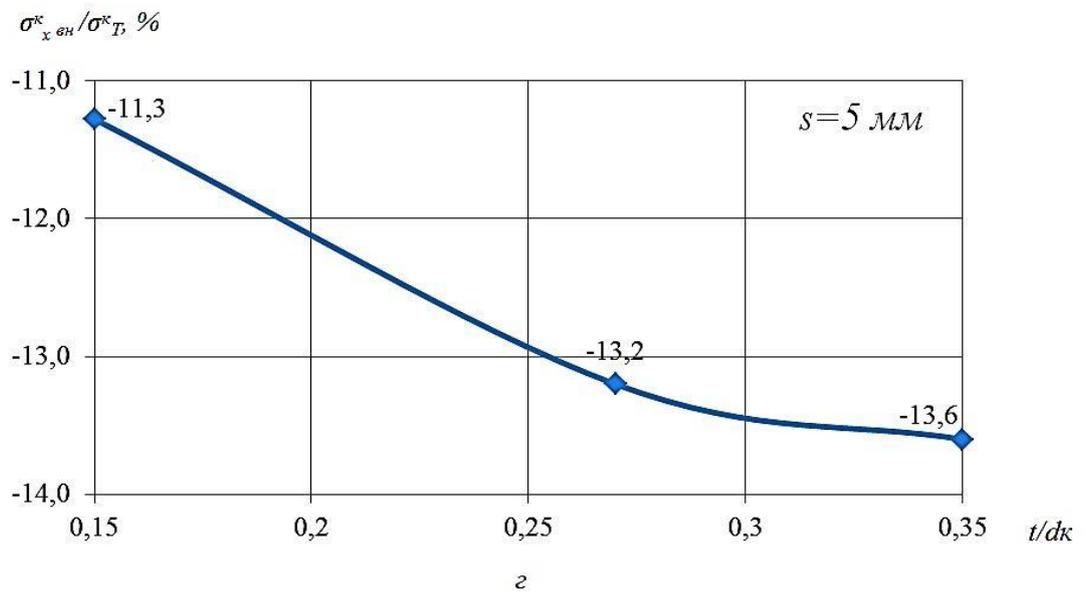
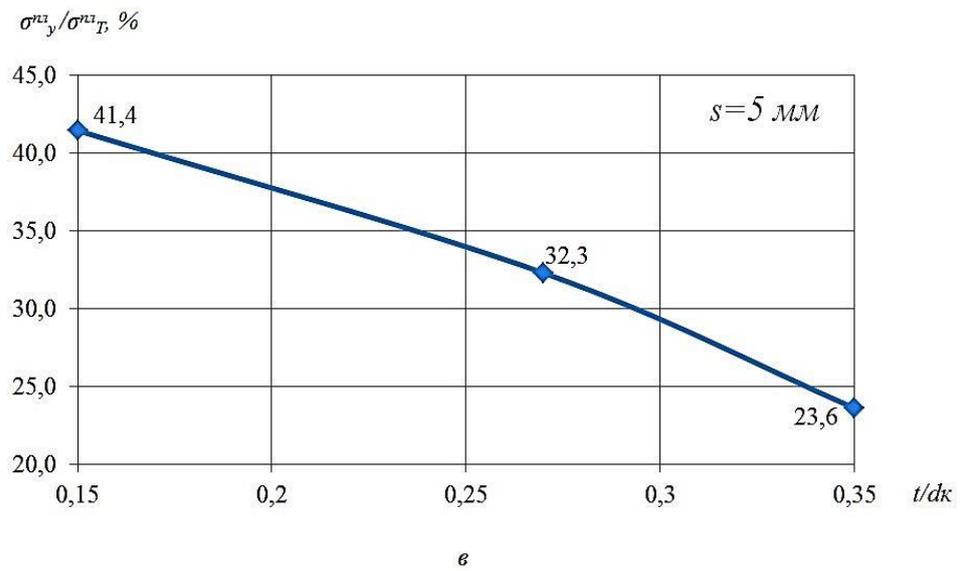


Рисунок 3.25 – Распределение полей осевых напряжений при двухосном растяжении

На внешней поверхности кольца возникают сжимающие σ_y и растягивающие σ_x , максимальные значения которых достигают 90 МПа и 41 МПа. В пластине формируются растягивающие напряжения $\sigma_y = 268$ МПа и $\sigma_x = 106$ МПа.

В результате исследований были получены зависимости относительного напряжения на внутренней поверхности кольца $\sigma_{y\text{вн}}^k/\sigma_{T}^k$, $\sigma_{x\text{вн}}^k/\sigma_{T}^k$ (рисунок 3.26, а, з), внешней поверхности кольца $\sigma_{y\text{внеш}}^k/\sigma_{T}^k$, $\sigma_{x\text{внеш}}^k/\sigma_{T}^k$ (рисунок 3.26, б, д) и в пластине $\sigma_{y\text{пл}}^{\text{пл}}/\sigma_{T}^{\text{пл}}$, $\sigma_{x\text{пл}}^{\text{пл}}/\sigma_{T}^{\text{пл}}$ (рисунок 3.26, в, е) от отношения толщины кольца t к внешнему диаметру кольца d_k . Отрицательные значения относительных напряжений означают наличие сжимающих напряжений.





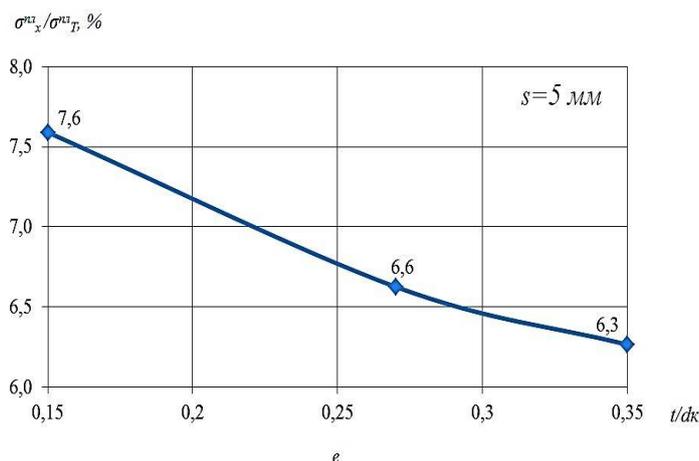


Рисунок 3.26 – Зависимость относительных осевых напряжений при натяге от параметров соединения t/d_k при высоте соединения $s = 5$ мм

В таблицах 3.7 – 3.9 представлены результаты расчета относительных напряжений при разных величинах высоты соединения s .

Таблица 3.7

Относительные напряжения $\sigma_{y\text{вн}}^k/\sigma_T^k, \%$				Относительные напряжения $\sigma_{x\text{вн}}^k/\sigma_T^k, \%$		
t/d_k	Высота соединения s , мм			Высота соединения s , мм		
	5	10	15	5	10	15
0,15	3,0	4,8	5,4	-11,3	-11,0	-12,2
0,27	9,4	7,1	10,2	-13,2	-11,4	-15,6
0,35	11,4	9,8	11,7	-13,6	-11,8	-16,1

Таблица 3.8

Относительные напряжения $\sigma_{y\text{внеш}}^k/\sigma_T^k, \%$				Относительные напряжения $\sigma_{x\text{внеш}}^k/\sigma_T^k, \%$		
t/d_k	Высота соединения s , мм			Высота соединения s , мм		
	5	10	15	5	10	15
0,15	-8,5	-8,0	-8,9	3,7	3,4	3,9
0,27	-7,2	-7,2	-8,2	3,3	3,0	3,8
0,35	-5,0	-5,0	-5,0	1,5	1,4	1,5

Таблица 3.9

Относительные напряжения $\sigma_{y}^{nl}/\sigma_T^{nl}, \%$				Относительные напряжения $\sigma_{x}^{nl}/\sigma_T^{nl}, \%$		
t/d_k	Высота соединения s , мм			Высота соединения s , мм		
	5	10	15	5	10	15
0,15	41,4	44,3	49,4	7,6	7,5	8,3
0,27	32,3	31,9	36,1	6,6	9,2	7,8
0,35	23,6	20,7	23,6	6,3	8,8	7,1

Следует отметить, что характер относительных напряжений практически не меняется при изменении высоты соединения s .

На рисунке 3.27 изображен график зависимости коэффициента концентрации напряжения $\alpha_{\sigma} = \sigma_{\max} / \sigma_0$ от отношения t/d_k при высоте соединения s равной 5 мм (кривая 1), 10 мм (кривая 2), 15 мм (кривая 3).

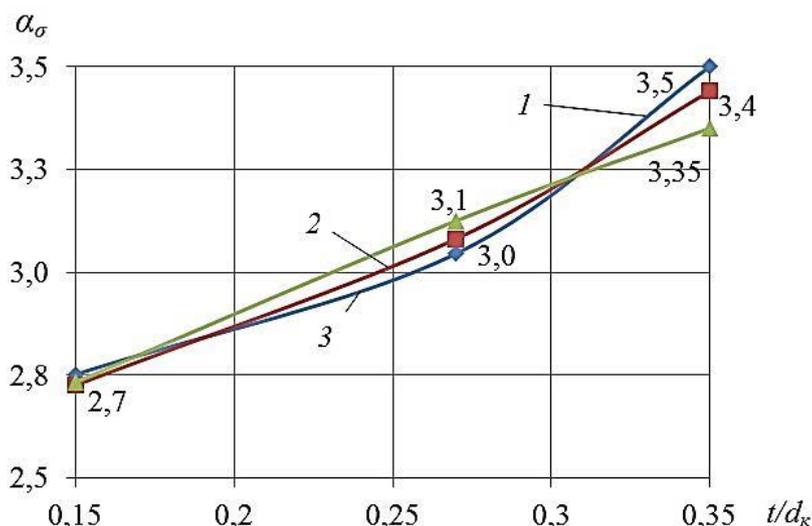


Рисунок 3.27 – Коэффициент концентрации напряжений в пластине при двухосном растяжении: 1 – $s=5$ мм; 2 – $s=10$ мм; 3 – $s=15$ мм

При увеличении отношения t/d_k от 0,15 до 0,35 значение коэффициента концентрации напряжения α_{σ} увеличивается. Так, например, при высоте соединения $s=5$ мм наблюдается наиболее интенсивный рост коэффициента концентрации и значения изменяются с 2,7 до 3,5.

3.6 Исследование влияния резьбовых вставок на напряженно-деформированное состояние резьбового соединения

В данном разделе поставлена задача исследования влияния геометрических параметров резьбовой вставки на напряженно-деформированное состояние резьбового соединения. Резьбовая спиральная вставка представляет собой по форме обычную пружину (рисунок 3.28), изготовленную из проволоки ромбического се-

чения. Высокая твердость холоднотянутой или холоднокатаной проволоки гарантирует износостойкость резьбы при частом завинчивании или отвинчивании. Вставка, изготовленная из коррозионно-стойкой проволоки, предохраняет резьбу от коррозии.

Так как вставка в свободном состоянии имеет несколько больший диаметр и меньший шаг, её монтируют с предварительным натягом, препятствующим вывинчиванию при знакопеременных нагрузках и повышенных температурах [25].



Рисунок 3.28 – Резьбовая вставка (*a*); соединение с резьбовой вставкой (*б*)

Упругие свойства резьбовых вставок позволяют равномерно распределить нагрузки и напряжения. Угловая и шаговая погрешность компенсируются по всей длине резьбовой вставки, в результате чего достигаются идеальные условия для передачи усилия между болтом и приёмной резьбой и, как следствие, – увеличение срока службы резьбового соединения при любых статических и динамических нагрузках.

Технологический процесс изготовления соединения состоит в обеспечении необходимого натяга в месте посадки резьбовой вставки. При изготовлении деталей данным методом неизбежно формирование остаточных технологических на-

пряжений. Таким образом, важно при расчетах учитывать технологическую наследственность. В данном примере технологическая наследственность сформированная при получении проволоки не учитывалась.

На основании вышеизложенного, исследовалось НДС, определялись значения остаточных напряжений в резьбовой вставке.

Численное решение задачи моделирования процесса изготовления соединения выполнено с помощью метода конечных элементов, реализованного в трехмерной постановке с использованием программно-вычислительного комплекса *DEFORM-3D ver10.2*.

3.6.1 Расчет остаточных технологических напряжений при получении соединения с резьбовой вставкой

Технологическая операция сборки соединения состоит из двух этапов:

- установка резьбовой вставки в отверстие пластины;
- вкручивание винта в отверстие с установленной резьбовой вставкой.

Исследованы резьбовые соединения М10 с шагом $P = (1; 1,25; 1,5)$ мм и количеством витков резьбы $n=6$. Материалом гайки и болта являлся титановый сплав ВТ6 с пределом текучести $\sigma_T^{пл} = 830$ МПа, а резьбовой вставки - коррозионно-стойкая жаропрочная сталь 08Х18Н10 (аналог *AISI 304*) с пределом текучести $\sigma_T^{кол} = 850$ МПа. В исходном состоянии шаг резьбовой вставки составлял $P_0 = 0,83$ мм.

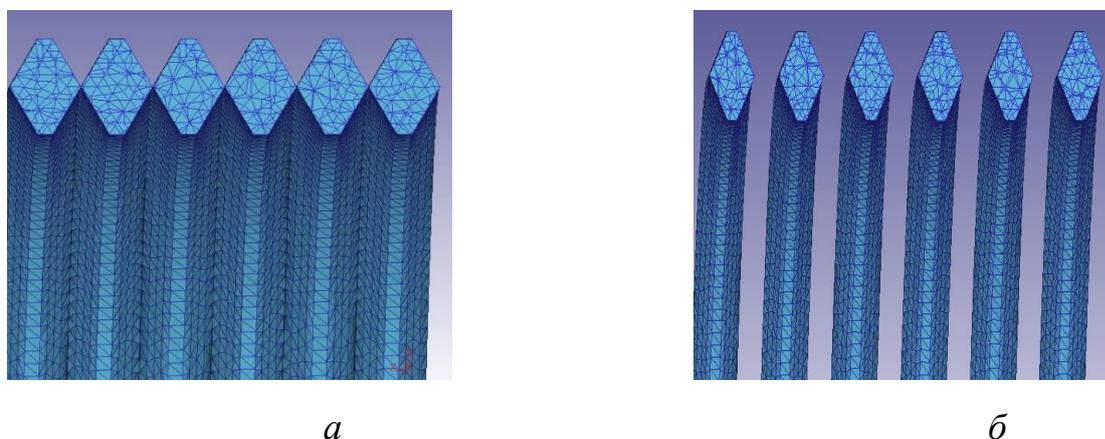


Рисунок 3.29 – Геометрическая модель резьбовой вставки

в программном комплексе *DEFORM-3D*: *a* – шаг $P=0,83$ мм; *б* – шаг $P=1,25$ мм

В качестве примера, на рисунке 3.29 представлена математическая модель резьбовой вставки в исходном состоянии (*a*) и в деформированном состоянии (*б*) в соединении. Видно, что при получении соединения резьбовая пружина деформируется – уменьшается диаметр и увеличивается шаг, принимая значение величину шага резьбы пластины и болта.

На рисунке 3.30, *a*, *б*, *в* изображены эпюры осевых σ_x , радиальных σ_y и тангенциальных σ_z напряжений в поперечном сечении резьбовой вставки при установке ее в соединение, соответственно.

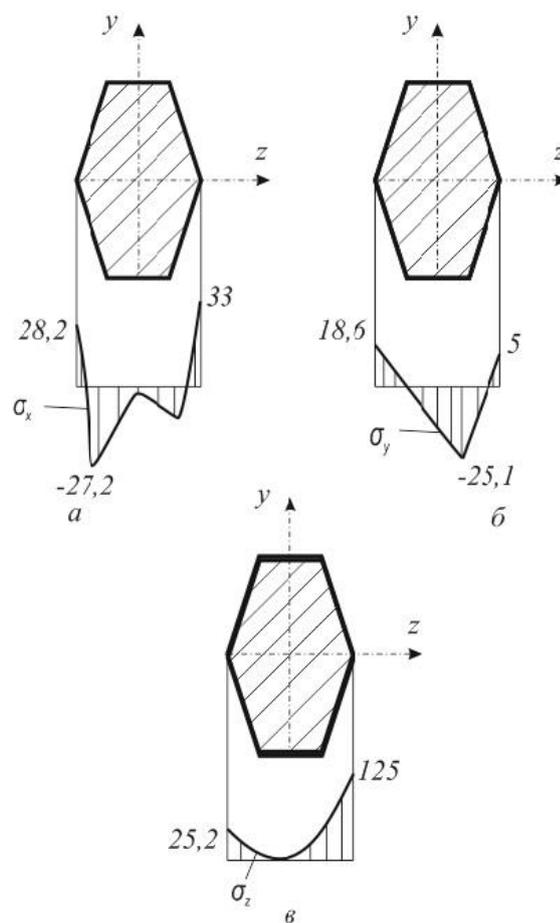


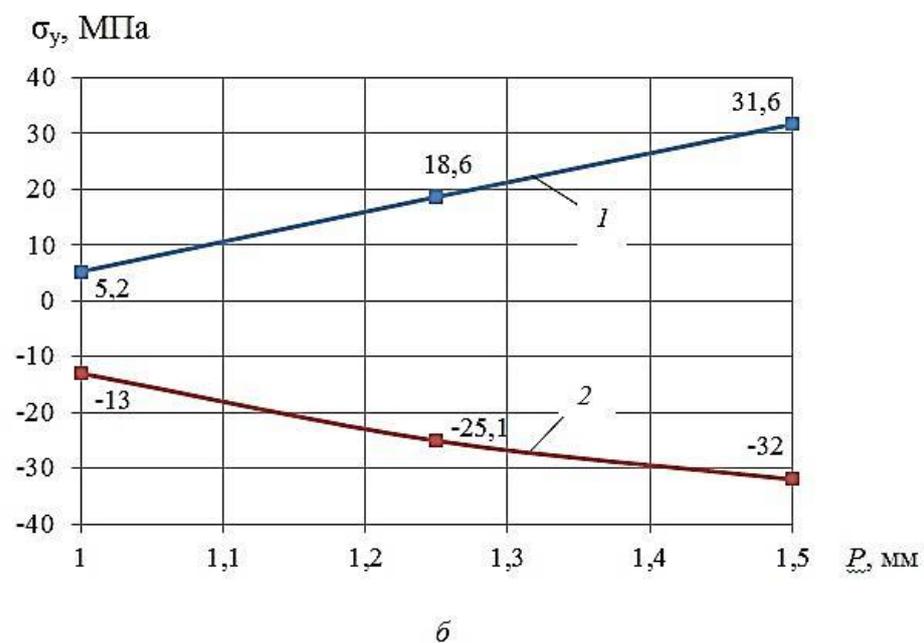
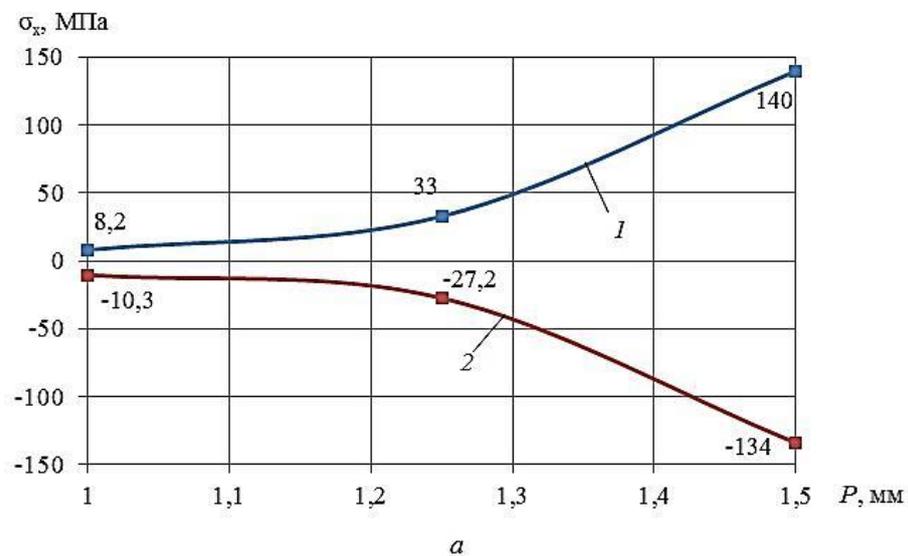
Рисунок 3.30 – Распределение полей напряжений в поперечном сечении резьбовой вставки после технологической операции ($P= 1,25$ мм):

a – напряжения σ_x ; *б* – напряжения σ_y ; *в* – напряжения σ_z

Видно, что распределение напряжений в поперечном сечении пружины неравномерно. В середине сечения напряжения практически равны 0, однако, макси-

мальные сжимающие и растягивающие напряжения образуются на периферии сечения и достигают значений: осевые напряжения $\sigma_{x\max}=33$ МПа, $\sigma_{x\min}=-27,2$ МПа; радиальные напряжения $\sigma_{y\max}=18,6$ МПа, $\sigma_{y\min}=-25,1$ МПа; тангенциальные напряжения $\sigma_{z\max}=125$ МПа, $\sigma_{z\min}=-25,2$ МПа.

При увеличении шага резьбы P соединения резьбовая вставка деформируется на большую величину, что ведет к увеличению напряжений в ней. В результате исследования установлено, что при изменении шага резьбы соединения, в которую происходит установка резьбовой вставки, характер распределения напряжений не меняется, но меняется их величина (рисунок 3.31).



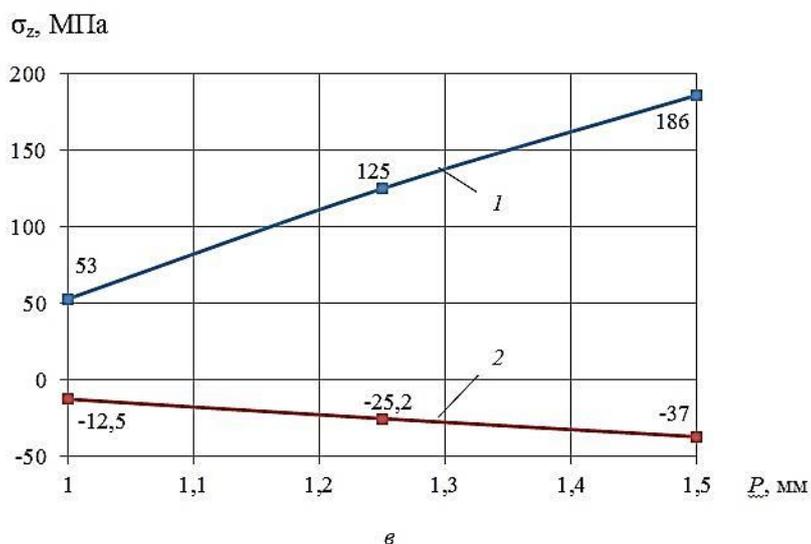


Рисунок 3.31 – Зависимость технологических напряжений в резьбовой вставке от изменения шага P : a – осевые напряжения σ_x ;

b – радиальные напряжения σ_y ; $в$ – тангенциальные напряжения σ_z

Отмечено, что с увеличением шага резьбы P с 1 до 1,5 мм осевые напряжения σ_x увеличиваются практически симметрично. Так сжимающие напряжения увеличиваются с 10,3 до 140 МПа, а растягивающие с 8,2 до 140 МПа (рисунок 3.31, a). Таким образом, величина напряжений, как сжимающих, так и растягивающих возрастает в 14 раз. Радиальные напряжения σ_y возрастают менее интенсивно, чем осевые – в 3 раза при увеличении шага P с 1 до 1,5 мм (рисунок 3.31, b). Максимальные значения растягивающих тангенциальных напряжений σ_z возрастают с 53 до 186 МПа (рисунок 3.31, $в$). Сжимающие тангенциальные напряжения σ_z возрастают с 12,5 до 37 МПа при увеличении шага P с 1 до 1,5 мм.

Прочность и несущая способность резьбовых соединений зависят от ряда факторов: прочностные и деформационные характеристики материала деталей, характер нагружения, распределение нагрузки по виткам резьбы, геометрия профиля резьбы, конструктивные параметры соединения, технология изготовления и др. Одним из основных факторов, от которого зависит прочность резьбового соединения, является распределение нагрузки по виткам резьбы $q(z)$, которое можно определить по формуле [24]:

$$q(x) = \frac{m \cdot Q}{sh(m \cdot H)} \cdot ch(mx), \quad (3.3)$$

где m – коэффициент, зависящий от геометрических параметров резьбы, свойств материалов болта и гайки; H – высота гайки; Q – усилие затяжки; $sh(mH)$ и $ch(mx)$ представляют собой гиперболический синус и косинус; x – координата вдоль оси болта (рисунок 3.32).

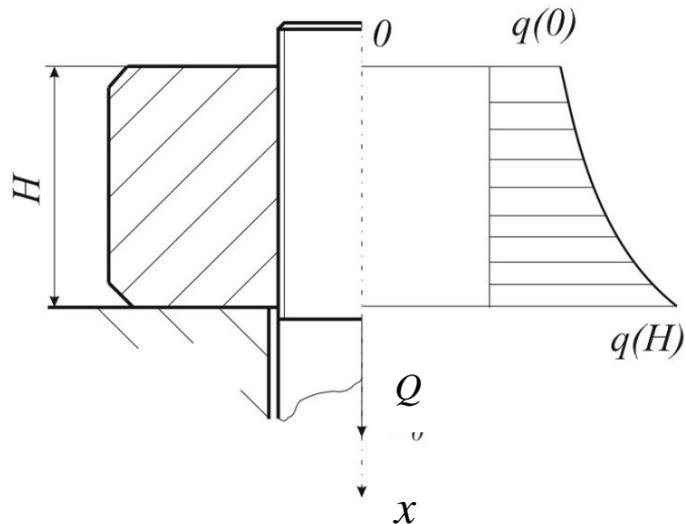


Рисунок 3.32 – Схема распределения нагрузки в соединении типа болт – гайка

3.6.2 Численный расчет НДС резьбового соединения типа «болт – гайка»

В данном разделе рассмотрена задача численного моделирования одноосного растяжения резьбового соединения типа «болт – гайка», а также результаты исследования его напряженно-деформированного состояния.

Исследованы резьбовые соединения М10 с шагом $P = (1; 1,25; 1,5)$ мм и количеством витков резьбы $n=6$. Материалом гайки и болта являлся титановый сплав ВТ6 (предел текучести $\sigma_T^{нл} = 830$ МПа). Численное решение выполнено с помощью метода конечных элементов, реализованного в трехмерной постановке с использованием программно-вычислительного комплекса *DEFORM-3D ver10.2* [76].

Расчетная схема соответствовала схеме, представленной на рисунке 3.32. Величина растягивающей нагрузки σ_0 составляла 100 МПа.

На рисунке 3.33 представлено распределение осевых напряжений σ_x в теле болта с шагом резьбы $P= 1,25$ мм, полученное методом конечных элементов.

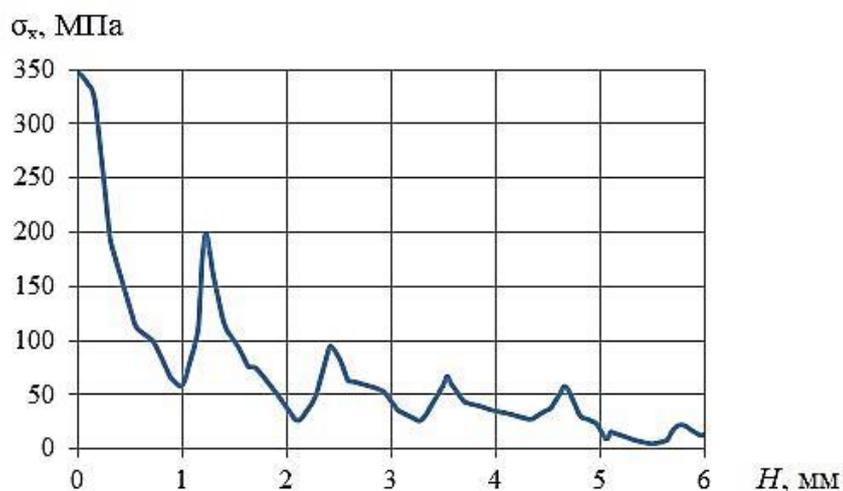


Рисунок 3.33 – График распределения осевых напряжений σ_x в теле болта

Установлено, что максимальное напряжение 350 МПа воспринимает первый виток (координата 0 мм). Далее наблюдается снижение уровня нагрузки. Проведен аналитический расчет распределения нагрузки по зависимости (3.3) для достоверности применения численного расчета.

На рисунке 3.34 представлены значения максимальных осевых напряжений σ_x по длине болта.

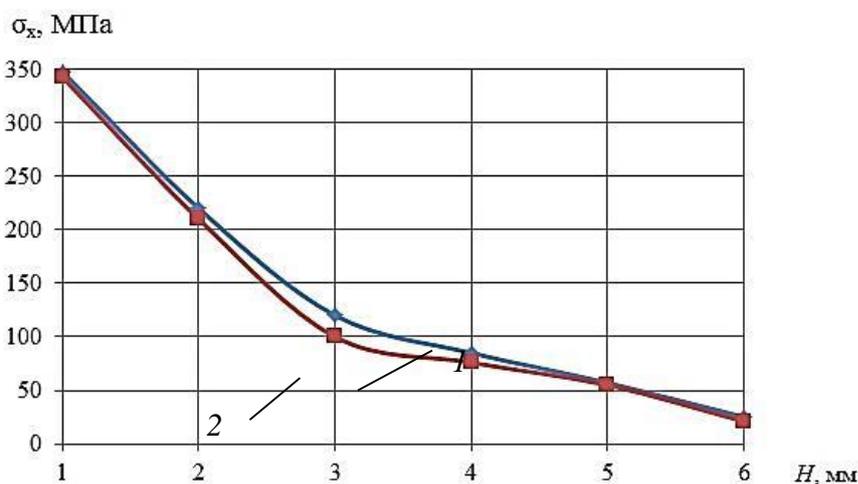


Рисунок 3.34 – Распределение нагрузки по виткам резьбы с шагом $P=1,25$ мм:

1 – аналитическое решение; *2* – численный расчет

Видно, что погрешность решений достигает значения 7% на участке болта $H=3$ мм, что позволяет сделать вывод, что данная методика позволяет выполнять

расчет распределения нагрузки по виткам резьбы. В результате исследования построены зависимости влияния шага резьбы P на распределение осевых напряжений σ_x по виткам резьбы (рисунок 3.35).

Отмечено, что при шаге резьбы $P=1,5$ мм значения достигают максимального значения 343 МПа, в то время как при $P = 1$ мм величина нагрузки на первый виток равна 300 МПа. Также следует отметить, что при меньшей величине шага распределение нагрузки более равномерно по виткам резьбы. Так на 3 витке при шаге резьбы $P=1$ мм величина напряжений достигает значения 162 МПа, а при $P=1,5$ мм – всего 100 МПа.

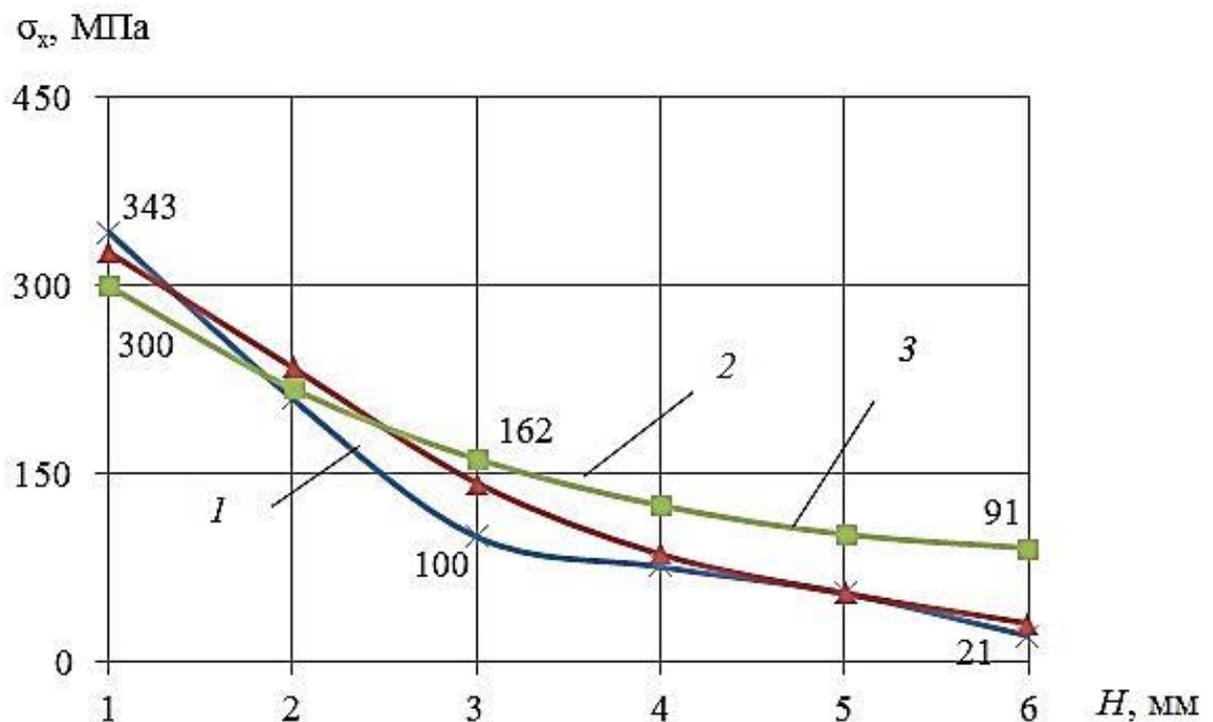


Рисунок 3.35 – График зависимости осевых напряжений σ_x по длине болта:

1 – $P= 1,5$ мм; 2 – $P= 1,25$ мм; 3 – $P= 1$ мм

На рисунке 3.36 видно, что первый виток при шаге резьбе $P= 1$ мм воспринимает 35,2 % нагрузки, а при шаге резьбе $P= 1,5$ мм на 11,3 % больше.

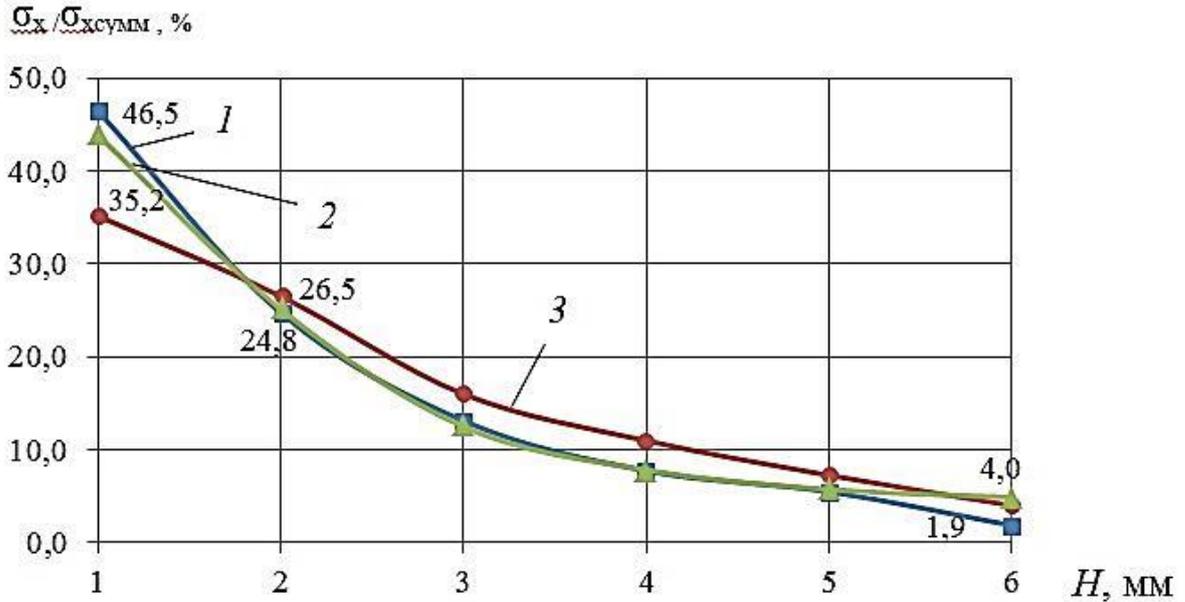


Рисунок 3.36 – Распределение нагрузки по виткам резьбы в %:

1 – $P= 1,5$ мм; 2 – $P= 1,25$ мм; 3 – $P= 1$ мм

Также следует отметить, что нагрузка на последние витки также отличается на 4 и 1,9% соответственно.

3.6.3 Особенности расчета напряженно-деформированного состояния соединения с резьбовой вставкой при одноосном растяжении

Основная особенность резьбового соединения со спиральной вставкой – большая податливость резьбы, способствующая равномерному распределению нагрузки по виткам.

Распределенную нагрузку на соединение болт – гайка со вставкой можно вычислить по формуле [25]:

$$\theta_B = m_B \cdot P = \sqrt{\frac{1}{E_1 \cdot A_1} + \frac{1}{E_2 \cdot A_2}} \cdot \sqrt{\frac{\Delta_1 + \Delta_{2B} + \Delta_3}{E_1 + E_2 + E_3}} \cdot f, \quad (3.2)$$

$$\text{где } \Delta_{2B} = \frac{\Delta_2 \cdot d_2}{D_2},$$

$$\Delta_3 = \frac{k_b \cdot d_B \cdot d_2 \cdot H_1}{8 \cdot J_{By}} \cdot (D_2 - d_2 - P \cdot \tan \frac{\alpha}{2}).$$

В двух последних формулах: d_2 и D_2 – средние диаметры резьбы гайки и болта; $k_6 = S_1/P$ – безразмерный коэффициент (S_1 – малая диагональ ромба); d_8 – средний диаметр вставки; J_{By} – момент инерции сечения проволоки вставки относительно оси, проходящей через большую диагональ ромба [25].

3.6.4 Численный расчет НДС резьбового соединения типа «болт – гайка» с резьбовой вставкой

В данном разделе приведены результаты исследования влияния технологической наследственности установки резьбовой вставки на характер распределения НДС в резьбовом соединении при упругом одноосном нагружении. В расчете учитываются технологические напряжения, полученные в резьбовых вставках (см. раздел 3.2). Расчетная схема соответствует схеме, представленной на рисунке 3.5.

На рисунке 3.37 представлено распределение нагрузки в теле болта с шагом резьбы $P=1,25$ мм. Следует отметить, что в данном соединении максимальная величина осевых напряжений σ_x достигает 301 МПа, что на 14% ниже, чем в соединении без применения резьбовой вставки.

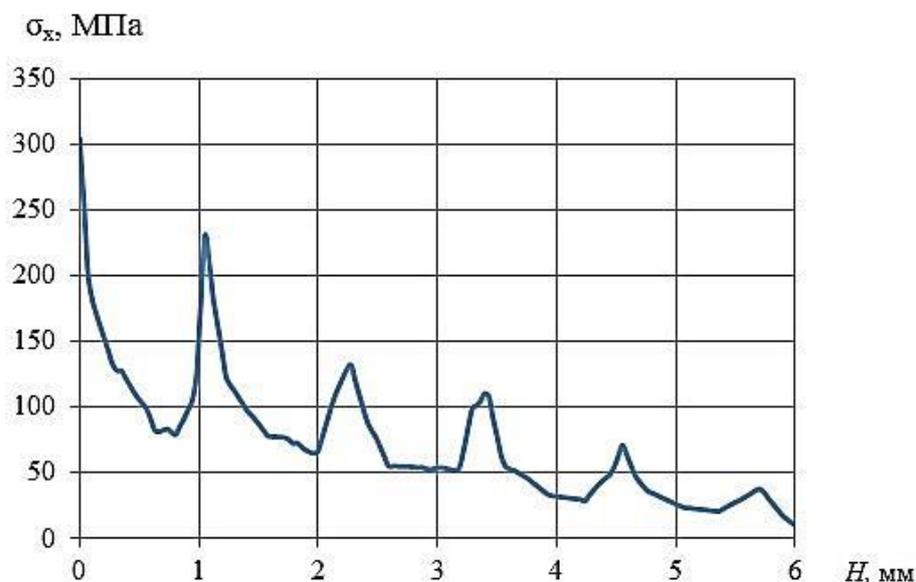


Рисунок 3.37 – График распределения осевых напряжений σ_x по виткам резьбы

В результате исследования установлено, что с применением резьбовой вставки нагрузка в теле болта распределяется более равномерно. На рисунке 3.38 видно, что с увеличением значения шага резьбы нагрузка на первый виток возрастает.

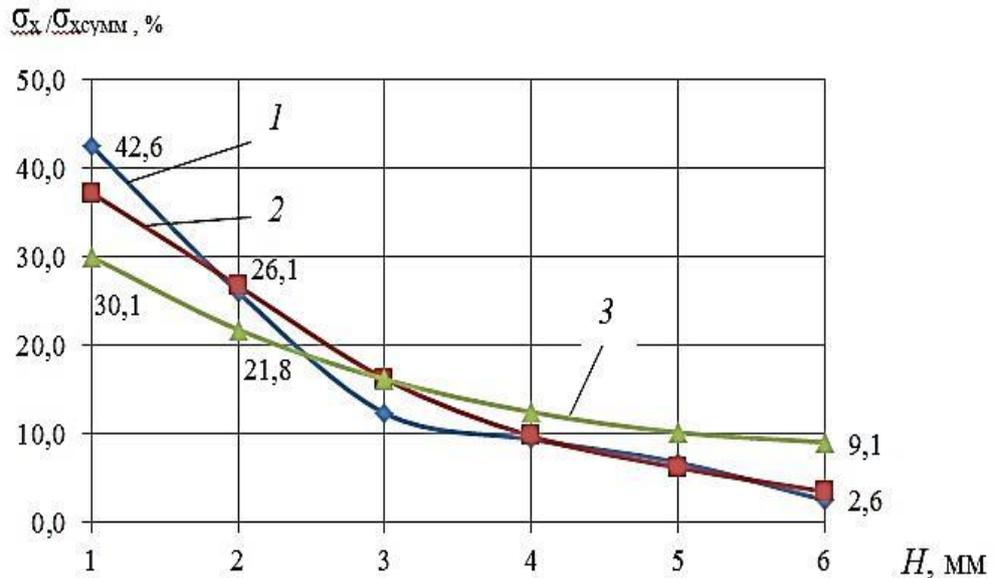


Рисунок 3.38 – Распределение нагрузки по виткам резьбы в % :

1 – $P= 1,5 \text{ мм}$; 2 – $P= 1,25 \text{ мм}$; 3 – $P= 1 \text{ мм}$

Величина нагрузки на первый виток снижается на 12,6 %, а на второй – на 4,3 % при изменении шага P с 1,5 до 1 мм. Важно отметить, что применение резьбовой вставки снижает нагрузку на первый виток на 4,9 % при шаге резьбы $P = 1,5 \text{ мм}$ и 5,1 % при шаге резьбы $P = 1 \text{ мм}$.

Основные выводы по главе 3

Выполнен расчет НДС в пластинах из обычных материалов с запрессованными в отверстия кольцами из наноструктурного титанового сплава Ti–6Al–4V:

- при одноосном нагружении;
- при чистом сдвиге;
- при двухосном растяжении.

Выполнено исследование распределения технологических напряжений в соединении с натягом «пластина – кольцо». Получена зависимость оптимальной

величины нагрева ΔT . Установлено, что величина нагрева снижается при увеличении отношения t/d_k .

Выявлено, что наиболее напряженным местом является внутренняя свободная поверхность кольца. Установлено, что при увеличении отношения t/d_k значения относительных напряжений в кольце снижаются. В пластине относительные напряжения растут при $t/d_k = (0,15 \div 0,27)$ от 8,6 до 10,5 %, после чего наблюдается снижение. Отмечено, что варьирование высоты соединения не влияет на характер распределения относительных напряжений. Определено, что величина контактного давления увеличивается до $p_k = 74$ МПа при $t/d_k = 0,27$. Дальнейшее увеличение отношения приводит к значительному снижению контактного давления.

Получена зависимость критического напряжения $\sigma_{кр}$ от геометрических характеристик соединения, при котором происходило нарушение контакта. Выявлено, что с увеличением отношения t/d_k происходит снижение критического напряжения до 23,4 % при одноосном растяжении.

Установлена зависимость коэффициента концентрации α_σ . При достижении отношения $t/d_k = 0,27$ коэффициент концентрации увеличивается, после чего наблюдается снижение. Выявлено, что с увеличением отношения t/d_k происходит снижение критического напряжения на 30 % в условиях чистого сдвига. Установлено, что с увеличением отношения t/d_k коэффициент концентрации растет с 5,8 до 6.

Исследовано напряженно-деформированное состояние резьбовой вставки в результате технологической операции. Проведено исследование резьбовых соединений на распределение осевой нагрузки вдоль тела болта. Установлено, что с увеличением шага резьбы величина нагрузки на первый виток возрастает на 10%, а нагрузка распределяется более неравномерно.

В результате исследования выявлено положительное влияние резьбовой вставки в соединении. Наличие резьбовой вставки позволяет снизить нагрузку на первый виток до 5-10%. Нагрузка на весь болт, в целом, становится более равномерная, что благоприятно влияет на прочность соединения.

4. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ДЕТАЛЯХ ПРИ ИОННО-ПЛАЗМЕННОМ НАПЫЛЕНИИ

4.1 Модель определения остаточных напряжений при ионно-плазменном напылении

С учетом вышеизложенного в главе 1 и 2 разработана модель формирования остаточных напряжений при ионно-плазменном напылении, структура, которой показана на рисунке 4.1.

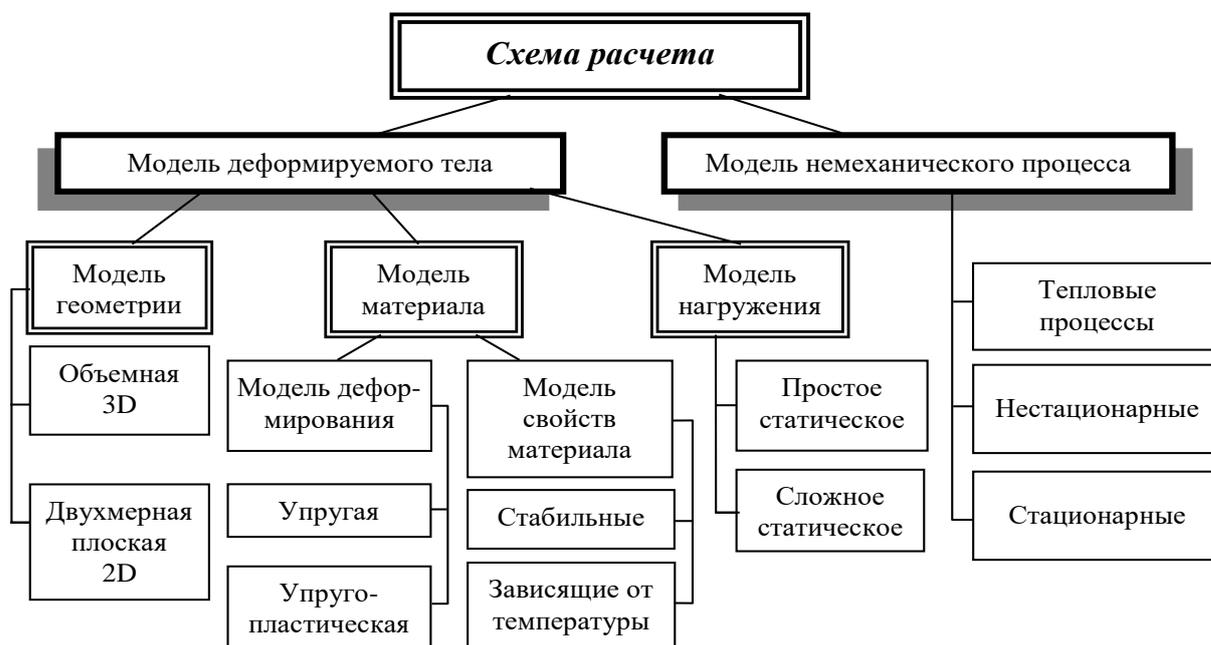


Рисунок 4.1 – Схема расчета остаточных напряжений при ионно-плазменном напылении

При построении методики расчета остаточных напряжений для рассматриваемого технологического процесса учтено, что при нанесении покрытий при температуре T происходит формирование адгезионных связей между деталью и покрытием и полностью завершены релаксационные процессы. Процесс охлаждения детали с покрытием от температуры T до комнатной температуры $T_0 = 20^\circ\text{C}$ происходит поэтапно в течении времени t . Также следует отметить, что физико-механические характеристики материалов зависят от температуры.

Модель геометрии

В зависимости от поставленной задачи может использоваться двухмерная модель, либо трехмерная. Общий вид конструкции с многослойным покрытием толщиной t представлен на рисунке 4.2.

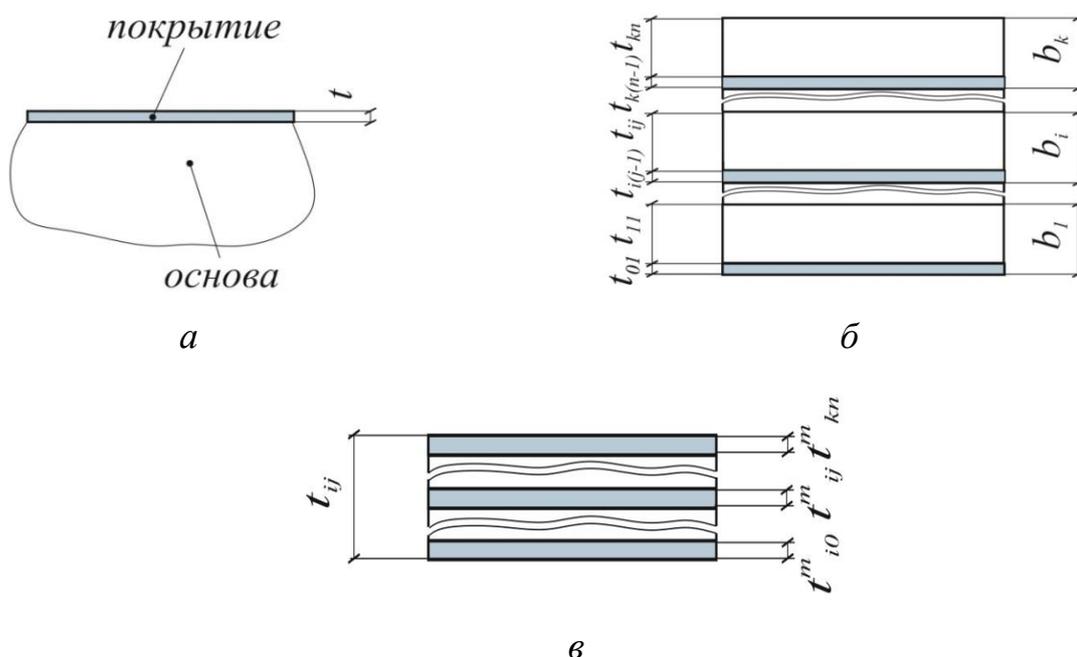


Рисунок 4.2 - Общий вид конструкции с покрытием:

a – деталь с покрытием; b – покрытие; $в$ – подслоя t_{ij}

Многослойные покрытия (рисунок 5.2, b , $в$) представляют собой периодически расположенные тонкие слои различных материалов, таких как Ti, Ti₂N и TiN и др. Характерный размер толщины подслоя t_{ij} не должен превышать 100 нм.

Толщина покрытия t формируется из набора слоев толщиной b_i . Тогда можно записать

$$t = \sum_{i=1}^k b_i, \quad (4.1)$$

где k – количество слоев покрытия.

Каждая наносимая композиция толщиной b_i (рисунок 5.2, b) технологически получается из j -го количества подслоев различных материалов

$$b_i = \sum_{j=1}^n t_{ij}, \quad (4.2)$$

где t_{ij} – толщина подслоя в покрытии, n – количество подслоев в одном слое покрытия.

Технологическая особенность поэтапного нанесения подслоев покрытия учтена набором толщин

$$t_{ij} = \sum_{m=1}^s t_{ij}^m, \quad (4.3)$$

где t_{ij}^m – толщина подслоя одного материала, s – количество различных материалов в получаемом покрытии.

Модель материала

Для определения теплонапряженного состояния конструкции в ходе охлаждения и температурных остаточных напряжений (объемных и поверхностных) методом конечных элементов решалась несвязанная задача термоупругости.

Для каждого используемого материала (материал основы, подслоев покрытия) выбираются физикомеханические и тепловые характеристики:

- модуль упругости $E(T)$, МПа;
- коэффициент Пуассона $\nu(T)$;
- коэффициент линейного расширения $\alpha(T)$, $^{\circ}\text{C}^{-1}$;
- предел текучести $\sigma_T(T)$.

Модель нагружения

Как упоминалось ранее, процесс формирования конструкции с покрытием разбит на два этапа. Для каждого этапа используется модель нагружения с определенными параметрами:

— на первом этапе (рисунок 4.3, *a*) при нанесении покрытия модель нагружения требует:

- указания температуры T , при которой происходит процесс нанесения покрытия;
- задания условия контактного взаимодействия границ основа-подслои и границ подслои t_{ij} -подслои $t_{i(j-1)}$;
- граничных условий, в соответствии с технологическим процессом;

— на втором этапе (рисунок 4.3, б) при охлаждении конструкции с покрытием модель должна соответствовать требованиям:

- процесс охлаждения должен быть разбит на определенное число шагов m с целью определения теплонапряженного состояния конструкции в расчетный момент времени.

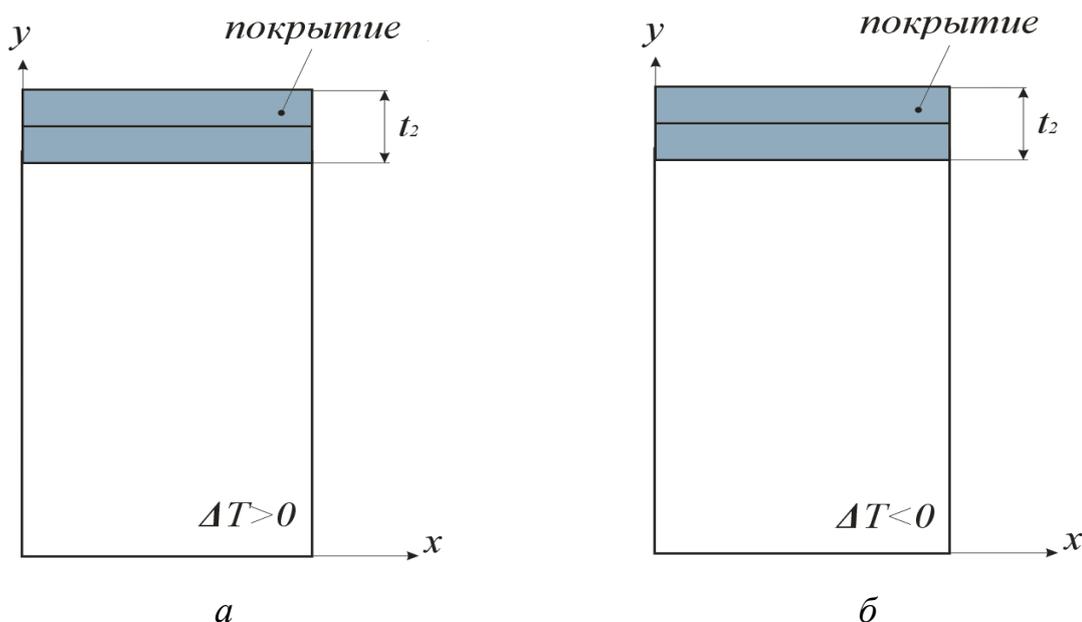


Рисунок 4.3 - Расчетная схема нанесения двухслойного покрытия:

a – послойное нанесение покрытия;

б – формирование покрытия при остывании конструкции

Вследствие неоднородности материалов, их характеристик, а также геометрии полученной конструкции формируются остаточные технологические напряжения. Данная модель позволяет установить температурную деформацию, связанную с различием механических свойств слоев покрытия и основного материала, распределение остаточных технологических напряжений σ_x^* по глубине конструкции.

4.2 Моделирование нанесения ионно-плазменных покрытий

В данном разделе рассмотрена основа из материала ВТ6, на которую нанесено покрытие. Покрытие состояло из функционального подслоя нитрида титана TiN толщиной t_{ij} и подслоя из чистого титана ВТ1-0 толщиной $t_{i(j-1)}$ (рисунок 4.4, б).

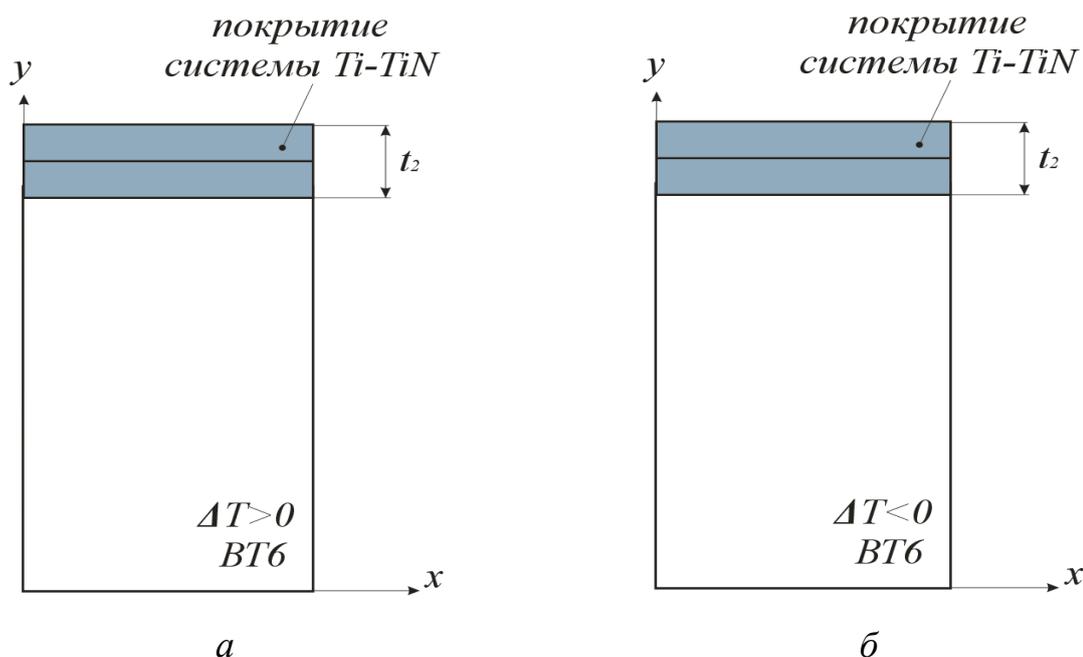


Рисунок 4.4 - Расчетная схема нанесения двухслойного покрытия системы $(Ti-TiN)_n$: а – поэтапное нанесение покрытия; б – формирование покрытия при остывании конструкции

Нанесение подслоя VT1-0 перед нанесением покрытия дополнительно упрочняет и активирует поверхность основного материала, создает плавный переход физико-химического состояния покрытия в матрицу, устраняет границу раздела покрытие - основа (рисунок 4.2, а). Напыление подслоя VT1-0 между слоями покрытия производят для того, чтобы его химический состав был максимально приближен к химическому составу слоя покрытия, на который он наносится.

Вследствие неоднородности материалов, их характеристик, а также геометрии полученной конструкции формируются остаточные технологические напряжения. Установлено распределение технологических осевых напряжений σ_x^* по глубине конструкции.

Значения характеристик применяемых материалов – модуль упругости E , коэффициент Пуассона ν , коэффициент линейного расширения α , предел текучести σ_T представлены в таблице 4.1. В связи с тем, что не имеется информации о влиянии температуры на материалы VT1-0 и нитрид титана TiN , характеристики принимались постоянными.

Таблица 4.1 - Расчетные характеристики материалов

Материал	$t, ^\circ\text{C}$	$E, \text{ГПа}$	ν	$\alpha \cdot 10^6, 1/^\circ\text{C}$	$\sigma_T, \text{МПа}$
основа BT6	20	83	0,32	8,6	850
	100			8,7	
	200			9	
	400			10	
подслой BT1-0	-	112	0,31	8,9	450
подслой нитрида титана TiN	-	300	0,25	9,3	360

Расчеты выполнены на деталях с количеством напыляемых слоев k от 1 до 5. Каждая i -ая композиция состояла из двух подслоев: чистый титан Ti и нитрид титана TiN . Толщина слоя из чистого титана t_{0i} варьировалась от 0,5 мкм до 1,5 мкм, а толщина нитрида титана TiN t_{1i} менялась от 1,5 мкм до 14,5 мкм.

На рисунке 4.5 представлена модель конструкции с двумя слоями покрытия.

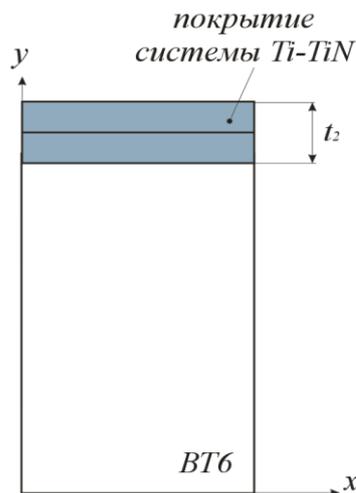


Рисунок 4.5 - Геометрическая модель двухслойного покрытия

Численное решение задачи моделирования технологического процесса напыления выполнено с помощью метода конечных элементов [76], реализованного в двухмерной постановке с использованием программно-вычислительного комплекса ANSYS v.19.2.

4.3 Определение технологических напряжений при формировании однослойных покрытий

Выполнены расчеты остаточных напряжений для конструкций с однослойными покрытиями. Толщина слоя из чистого титана t_{0i} варьировалась от 0,5 мкм до 1,5 мкм, а толщина нитрида титана TiN t_{1i} менялась от 1,5 мкм до 14,5 мкм. В качестве примера, на рисунке 5.6 показаны картины распределения напряжений σ_x в однослойных конструкциях ($k=1$) с одинаковой толщиной чистого титана VT1-0 $t_{0i}=0,5$ мкм. Толщины нитрида титана TiN приняты t_{1i} равными 7 мкм (кривая 1) и 14,5 мкм (кривая 2).

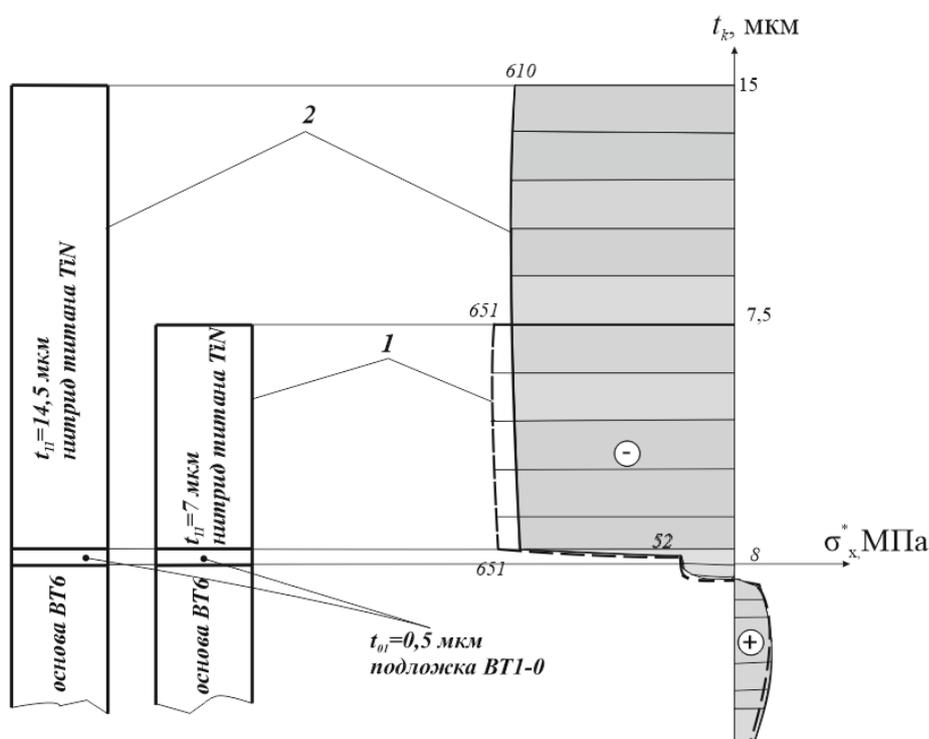


Рисунок 4.6 - Эпюры распределения осевых напряжений σ_x^*

в однослойных конструкциях с толщиной $t_{0i}=0,5$ мкм:

кривая 1 – $t_{1i}=7$ мкм; кривая 2 – $t_{1i}=14,5$ мкм

Видно, что в нанесенном покрытии t возникают сжимающие осевые остаточные напряжения σ_x^* , достигающие наибольшего значения в подслое нитрида титана TiN . При толщине t_{11} равной 7 мкм осевые напряжения σ_x^* на поверхности конструкции принимают значение -651 МПа, при толщине t_{11} равной 14,5 мкм снижаются до -610 МПа. В основном материале ВТ6 формируются растягивающие напряжения, величина которых достигает значения 8 МПа.

Установлено, что характер распределения напряжений σ_x^* в подслое нитрида титана не меняется от величины t_{11} .

В подслое чистого титана ВТ1-0 наблюдается снижение осевых напряжений σ_x , что негативно влияет на равномерное распределение напряжений в конструкции. Изменение толщины функционального слоя нитрида титана не влияет на снижение напряжений в слое чистого титана и в конструкциях с толщинами t_{11} равными 7 мкм и 14,5 мкм напряжения снижаются до величины -52 МПа.

На основании проведенных расчетов можно сделать вывод, что величина поверхностных напряжений σ_x зависит от отношения толщины t_{11} функционального слоя TiN и толщины t_{01} – чем больше величина отношения, тем ниже уровень сжимающих напряжений σ_x^* .

Важно учесть, что на границе раздела основа-подложка (граница материалов ВТ6 и ВТ1-0) формируются сжимающие остаточные напряжения на глубине до 1 мкм. На большей глубине материала основы начинают формироваться растягивающие напряжения, глубина распространения которых доходит до 150 мкм.

Исследовано влияние толщины нитрида титана TiN на распределения напряжений σ_x^* в однослойных конструкциях с одинаковой толщиной чистого титана ВТ1-0 $t_{01}=0,5$ мкм (рисунок 4.7). Толщины нитрида титана TiN приняты t_{11} равными 1,5 мкм (кривая 1), 2 мкм (кривая 2) и 2,5 мкм (кривая 3).

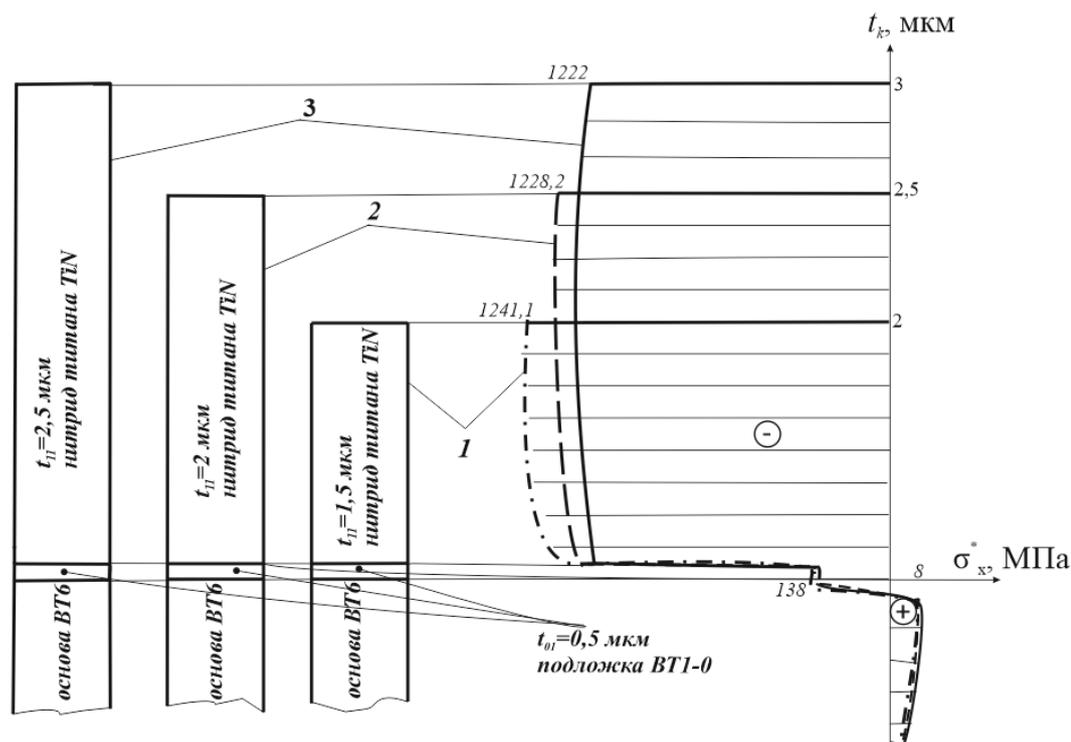


Рисунок 4.7 - Эпюры распределения осевых напряжений σ_x^*

в однослойных конструкциях с толщиной $t_{01}=0,5$ мкм:

кривая 1 – $t_{11} = 1,5$ мкм; кривая 2 – $t_{11} = 2$ мкм; кривая 3 – $t_{11} = 2,5$ мкм

Видно, что в нанесенном подслое нитрида титана TiN , в подслое чистого титана VT1-0 и на границе раздела основа-подложка формируются сжимающие напряжения σ_x , наибольшие из которых находятся в подслое нитрида титана TiN .

Установлено, что характер распределения напряжений σ_x^* в подслое нитрида титана TiN не меняется от величины t_{11} , однако, отличается по величине: с увеличением толщины t_{11} с 1,5 мкм до 2,5 мкм максимальные поверхностные напряжения σ_x снижаются с -1241,1 МПа до -1222 МПа.

Стоит отметить, что на границе раздела основа-подложка формируются сжимающие напряжения σ_x^* величина которых достигает значения -138 МПа. Глубина распределения сжимающих напряжений достигает 1,3 мкм.

Выявлено, что на растягивающие напряжения, возникающие в основном материале VT6, изменение толщины функционального слоя t_{11} влияет не значительно и величина их составляет около 8 МПа. глубина распространения растягивающих напряжений в основном материале VT6 доходит до 150 мкм.

Изучено влияние толщины нитрида титана TiN на распределения напряжений σ_x^* в однослойных конструкциях с одинаковой толщиной чистого титана ВТ1-0 $t_{01}=1$ мкм (рисунок 4.8).

Толщины нитрида титана TiN приняты t_{11} равными 1,5 мкм (кривая 1), 2 мкм (кривая 2) и 2,5 мкм (кривая 3). Видно, что в нанесенном подслое нитрида титана TiN , в подслое чистого титана ВТ1-0 и на границе раздела основа-подложка формируются сжимающие напряжения σ_x^* , наибольшие из которых находятся в подслое нитрида титана TiN , в основном материале ВТ6 формируются растягивающие напряжения.

Установлено, что характер распределения напряжений σ_x^* в подслое нитрида титана не меняется от величины t_{11} , однако, отличается по величине: с увеличением толщины t_{11} с 1,5 мкм до 2,5 мкм максимальные осевые напряжения σ_x^* снижаются с -1178 МПа до -1142 МПа.

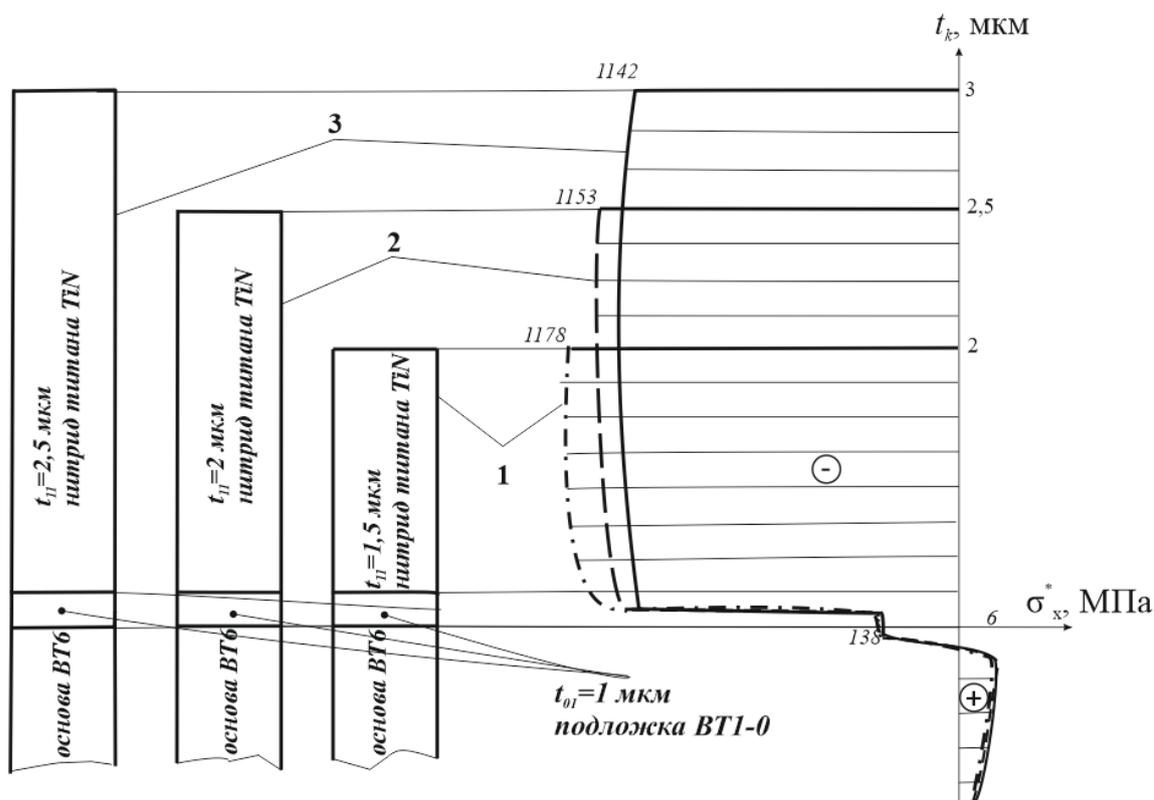


Рисунок 4.8 - Эпюры распределения осевых напряжений σ_x^*

в однослойных конструкциях с толщиной $t_{01}=1$ мкм:

кривая 1 – $t_{11}= 1,5$ мкм; кривая 2 – $t_{11}=2$ мкм; кривая 3 – $t_{11}=2,5$ мкм

Важно отметить, что на границе раздела основа-подложка формируются сжимающие напряжения σ_x^* , величина которых достигает значения -138 МПа и глубина распределения сжимающих напряжений достигает 1,4 мкм.

Выявлено, что на уровень растягивающих напряжений, возникающих в основном материале ВТ6, изменение толщины функционального слоя t_{11} влияет незначительно и величина их составляет около 6 МПа.

Зависимость максимальных сжимающих напряжений σ_x^* на поверхности нанесенных слоев от относительной толщины нитрида титана t_{11} и толщины чистого титана t_{01} в однослойных конструкциях при постоянной толщине подложки t_{01} равной 0,5 мкм представлена на рисунке 4.9.

Видно, что с увеличением отношения t_{11}/t_{01} в конструкциях происходит снижение величины сжимающих напряжений σ_x^* . При отношении $t_{11}/t_{01}=3$ ($t_{01}=0,5$ мкм, $t_{11}=1,5$ мкм), величина поверхностных сжимающих напряжений σ_x достигает значения -1241 МПа, а при отношении $t_{11}/t_{01}=29$ ($t_{01}=0,5$ мкм, $t_{11}=14,5$ мкм), поверхностные напряжения σ_x^* снижаются до значения -610 МПа, то есть более чем в 2 раза.

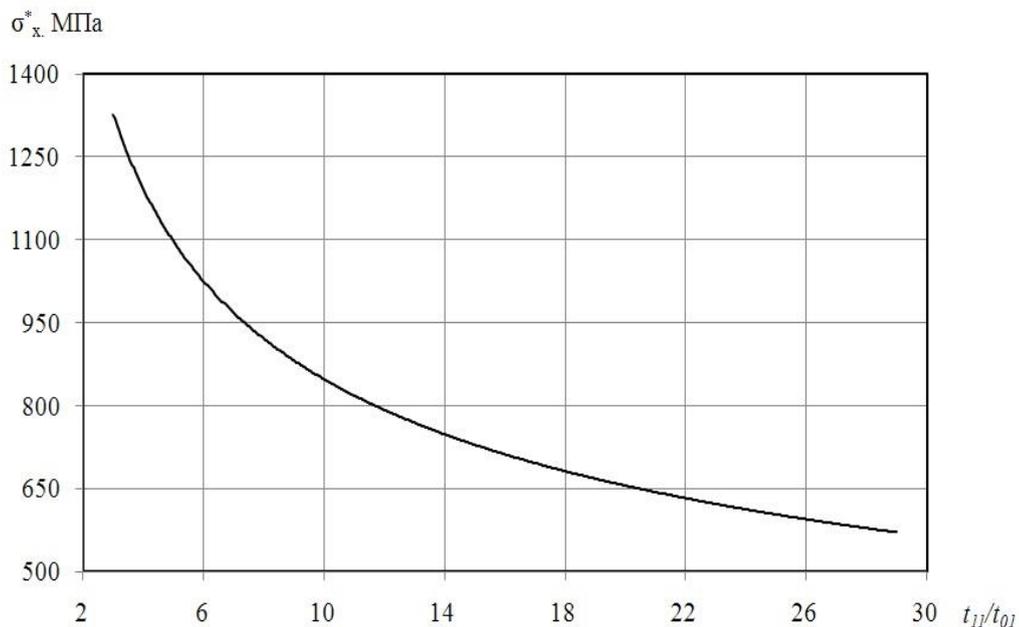


Рисунок 4.9 - Зависимость максимальных сжимающих напряжений σ_x^* на поверхности конструкции от толщины слоев t_{11}/t_{01} при $t_{01}=0,5$ мкм

В конструкциях с толщиной подложки $t_{01}=0,5$ мкм и подслоями t_{11} , равными 1,5 мкм, 2 мкм и 2,5 мкм снижение поверхностных напряжений незначительно.

Таким образом, можно сделать вывод, что увеличение толщины нитриды титана TiN приводит к снижению поверхностных остаточных напряжений σ_x^* при отношении с 5 и более.

Установлено влияние максимальных сжимающих напряжений σ_x^* на поверхности нанесенных слоев от отношения толщин t_{11}/t_{01} в однослойных конструкциях при различных толщинах подложки t_{01} (рисунке 4.10).

Определили, что с увеличением отношения t_{11}/t_{01} во всех конструкциях с покрытием происходит снижение сжимающих напряжений σ_x^* . При толщинах чистого титана ВТ1-0 от 0,2 мкм до 0,4 мкм величина напряжений практически одинакова и с увеличением толщины подслоев нитрида титана TiN снижается с 1296 МПа до 1288 МПа.

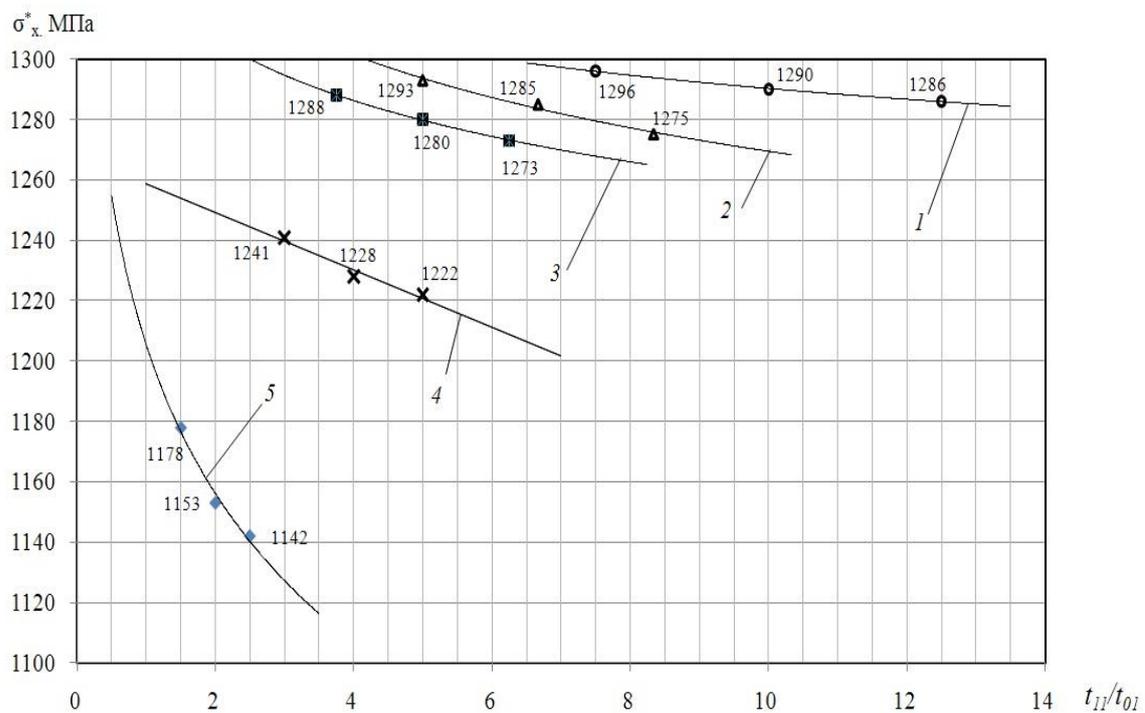


Рисунок 4.10 - Зависимость максимальных сжимающих напряжений σ_x^* на поверхности конструкции от толщины слоев t_{11}/t_{01} :

кривая 1 – $t_{01} = 0,2$ мкм; кривая 2 – $t_{01} = 0,3$ мкм; кривая 3 – $t_{01} = 0,4$ мкм; кривая 4 – $t_{01} = 0,5$ мкм; кривая 5 – $t_{01} = 1$ мкм

С применением покрытий с толщиной t_{01} равной 0,5 мкм (кривая 4) и 1 мкм (кривая 5) наблюдается снижение величины поверхностных сжимающих напряжений на 4,3% и 9% соответственно.

Таким образом, можно отметить, что чем больше отношение толщины t_{11} нитрида титана TiN к толщине t_{01} чистого титана ВТ1-0, тем ниже величина остаточных поверхностных напряжений σ_x^* .

4.4 Учет и оценка технологических напряжений при нанесении многослойных покрытий

Выполнено исследование влияния количества нанесенных слоев b_i в конструкции на распределение остаточных напряжений σ_x^* . Количество нанесенных слоев варьировалось в диапазоне от 2 до 5. Дальнейшее увеличение количества слоев покрытия приводит к более интенсивному снижению поверхностных напряжений σ_x^* .

На рисунке 4.11, в качестве примера, представлен характер распределения технологических осевых напряжений σ_x^* по глубине конструкций с количеством слоев $k=2$.

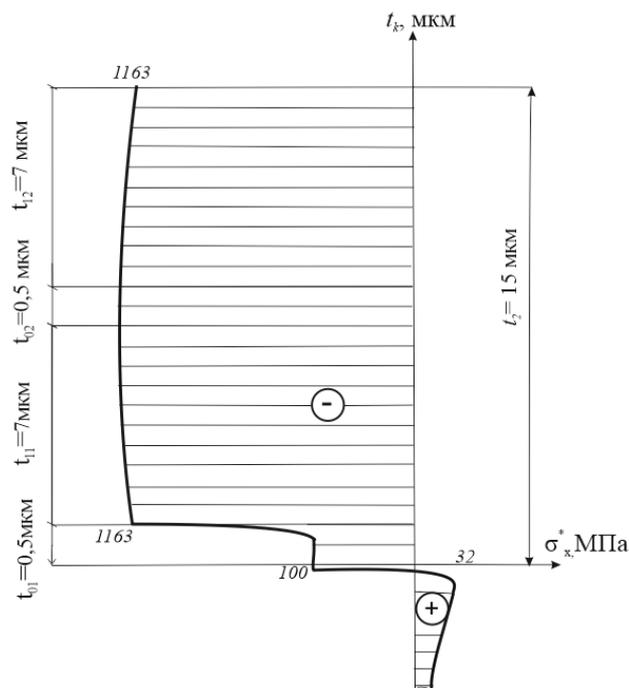


Рисунок 4.11 - Распределение технологических осевых напряжений σ_x^* в конструкции с двумя слоями

Толщина слоя b_i составляла 7,5 мкм (толщина подложки ВТ1-0 принималась $t_{0i} = 0,5 \text{ мкм}$, толщина подслоя $TiN - t_{1i} = 7 \text{ мкм}$). Общая толщина покрытия составила $t_2 = 15 \text{ мкм}$.

Анализ полученных результатов показал, что значение осевых поверхностных напряжений сжатия σ_x^* составляет -1163 МПа. В пограничном слое чистого титана VT1-0, также как и в однослойных конструкциях, формируются сжимающие напряжения, максимум которых достигает значения -100 МПа. Глубина залегания сжимающих напряжений в основном материале VT6 составляет 0,2 мкм после чего напряжения становятся растягивающими и достигают максимума 32 МПа. Общая глубина залегания растягивающих напряжений достигает 300 мкм.

Установлен характер распределения технологических осевых напряжений σ_x^* по глубине конструкций с количеством слоев $k=3$. Толщина слоя t_i составляла 5 мкм (толщина подложки VT1-0 принималась $b_{0i}=0,5$ мкм, толщина подслоя $TiN - t_{1i}=4,5$ мкм) (рисунок 4.12) при общей толщине $t_3=15$ мкм.

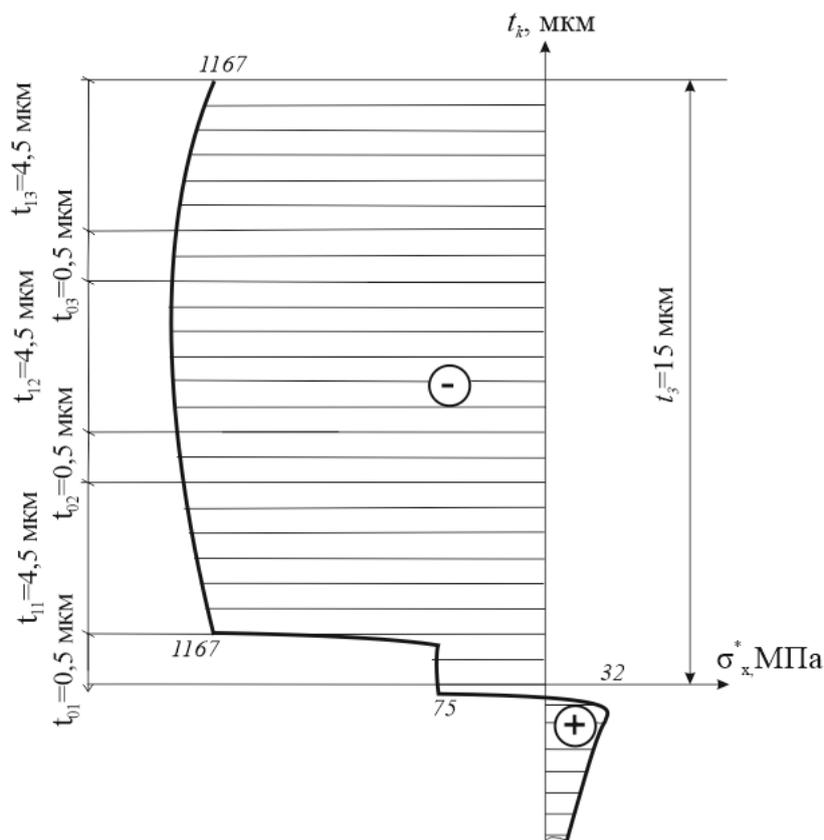


Рисунок 4.12 - Распределение технологических осевых напряжений σ_x^* в конструкции с 3 слоями

Видно, что значение осевых поверхностных напряжений сжатия σ_x^* составляет -1167 МПа. В пограничном слое чистого титана VT1-0 и основного материала

ВТ6 формируются сжимающие напряжения, максимум которых достигает значения -75 МПа. Таким образом, величина неравномерности в трехслойном покрытии выше, чем при использовании двухслойного покрытия.

Глубина залегания сжимающих напряжений в основном материале ВТ6 составляет 0,2 мкм после чего напряжения становятся растягивающими и достигают максимума 32 МПа. Общая глубина залегания растягивающих напряжений достигает 300 мкм.

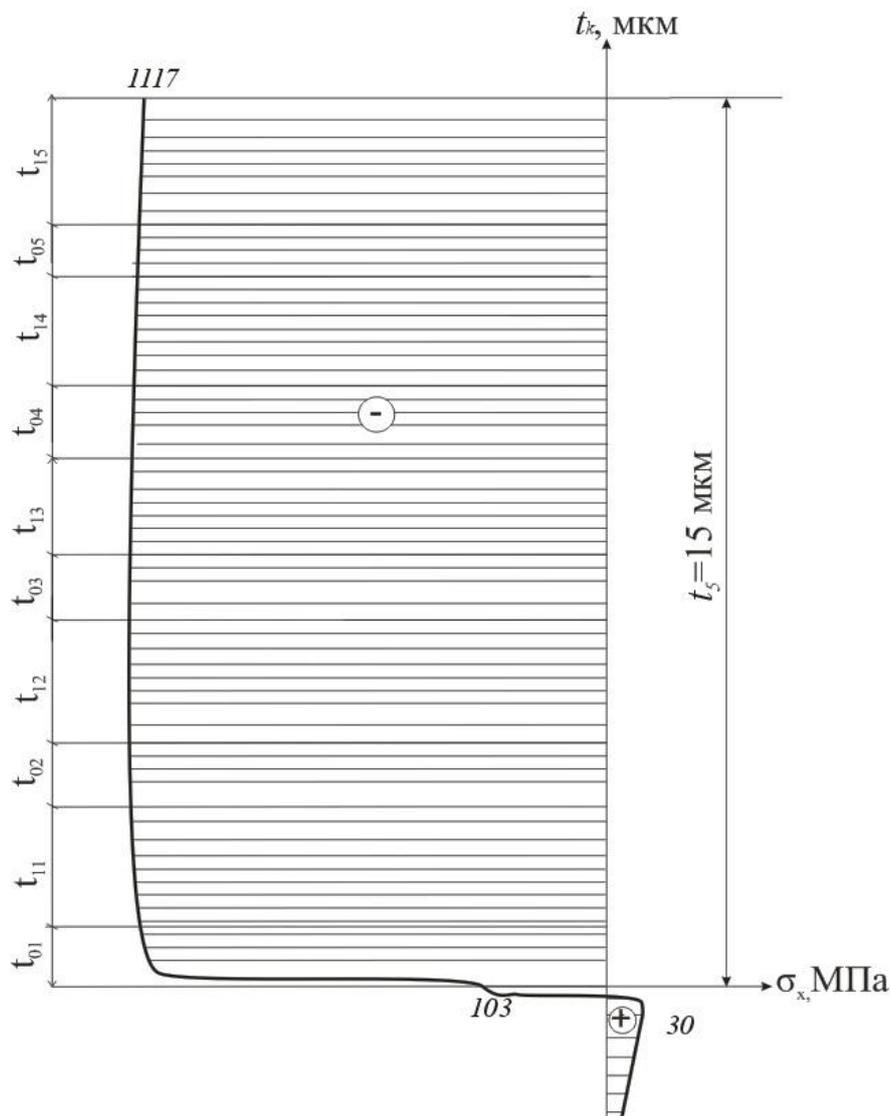


Рисунок 4.13 - Распределение технологических осевых напряжений σ_x^* в конструкции с пятью слоями

В пятислойной конструкции (рисунок 4.13) общая толщина слоев составила $t_k=15$ мкм. Толщина слоя t_i составляла 3 мкм (толщина подложки ВТ1-0 принималась $t_{0i}=1$ мкм, толщина подслоя $TiN - t_{li}=2$ мкм).

Установлено, что осевые поверхностные напряжения сжатия σ_x^* по толщине покрытия меняются от 1117 МПа до 103 МПа, причем в подслое чистого титана ВТ1-0 их уровень значительно ниже. В пограничном слое чистого титана ВТ1-0, также как и в однослойных конструкциях, формируются сжимающие напряжения, максимум которых достигает значения, Глубина залегания сжимающих напряжений в основном материале составляет 0,2 мкм после чего напряжения становятся растягивающими и достигают максимума 30 МПа. Общая глубина залегания растягивающих напряжений достигает 300 мкм.

Зависимость величины поверхностных технологических напряжений σ_x от количества нанесенных слоев k при одинаковой толщине покрытия $t=15$ мкм представлена на рисунке 4.14.

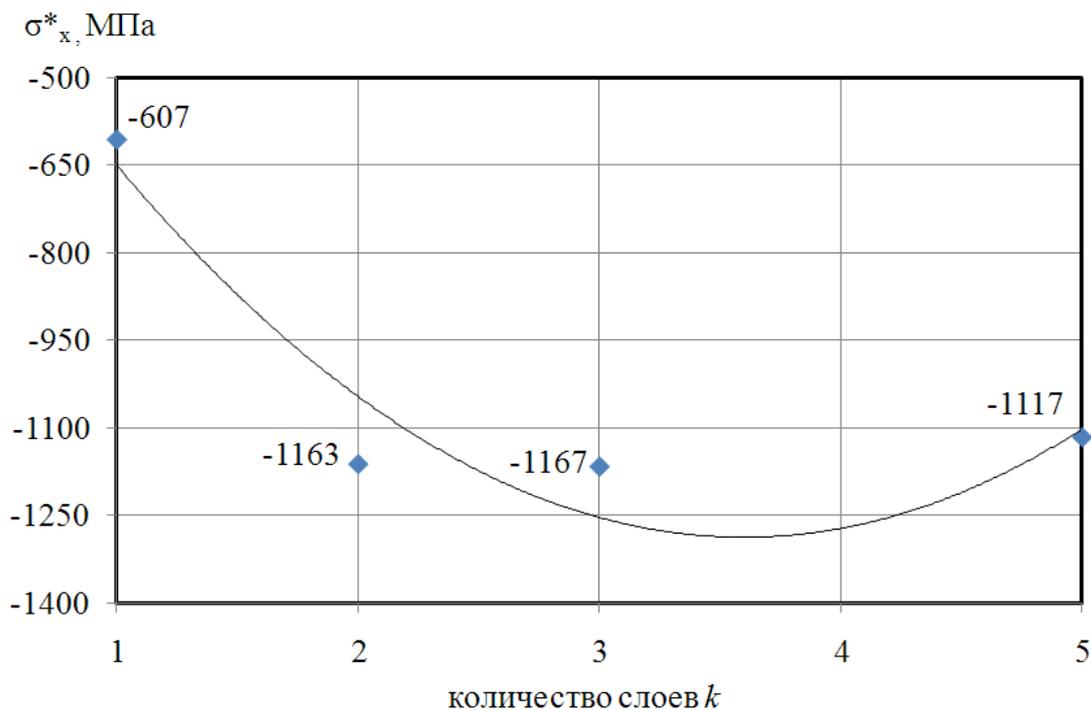


Рисунок 4.14- Влияние поверхностных напряжений σ_x^* от количества нанесенных слоев k при $t=15$ мкм

Установлено, что при увеличении количества слоев покрытия k равное 3, наблюдается рост поверхностных сжимающих напряжений σ_x^* , что благоприятно влияет на эксплуатационные свойства конструкции.

Так, в конструкциях с толщиной чистого титана $t_{0i}=0,5$ мкм при нанесении 1 слоя покрытия поверхностных напряжения сжатия достигают значения 607 МПа. При нанесении 3 слоев покрытия сжимающие напряжения σ_x^* увеличиваются до 1167 МПа, то есть в 1,9 раза. Дальнейшее увеличение слоев до 5 является не целесообразным, так как максимум сжимающих остаточных поверхностных напряжений снижается и принимает значение 1117 МПа.

В целом, стоит отметить, что увеличение количества слоев с 3 до 5 в покрытии приводит к снижению уровня сжимающих поверхностных напряжений σ_x^* , что неблагоприятно влияет на эксплуатационные свойства конструкций.

Анализ результатов остаточных напряжений в конструкции с толщиной покрытия $t=7,5$ мкм показал, что на поверхности возникают сжимающие остаточные напряжения σ_x^* , большие по величине, чем в покрытии с $t=15$ мкм (рисунок 4.15).

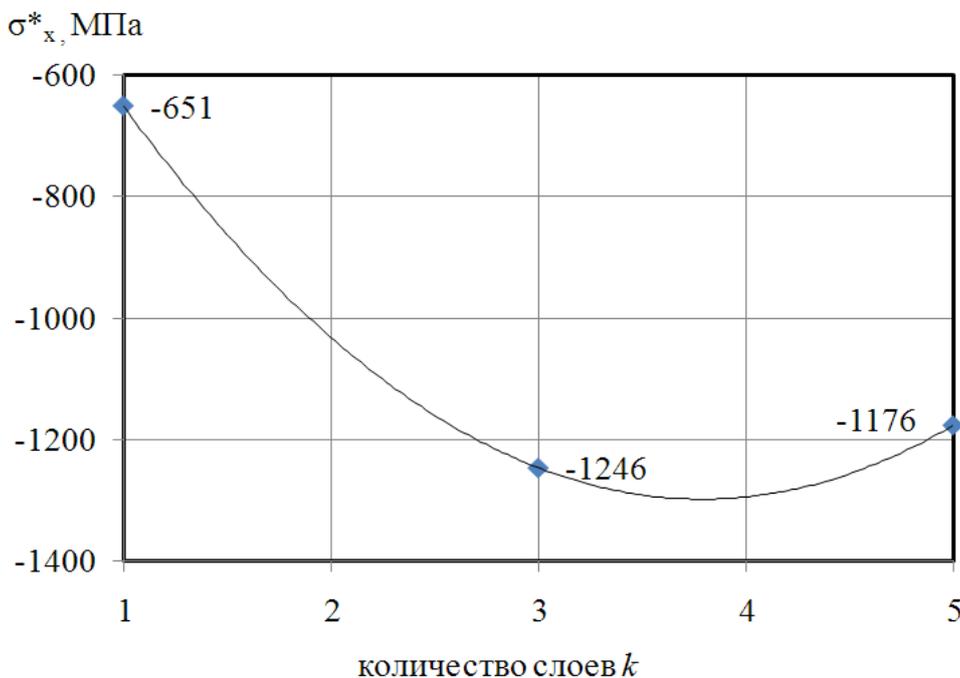


Рисунок 4.15 - Влияние поверхностных напряжений σ_x^* от количества нанесенных слоев k при $t=7,5$ мкм

Выявлено, что с увеличением количества слоев, величина сжимающих поверхностных напряжений повышается с 651 МПа в однослойной конструкции до 1246 МПа при числе слоев покрытия $k=3$. При дальнейшем увеличении числа слоев k величина остаточных поверхностных напряжений снижается до -1176 МПа.

Установлена связь между количеством слоев и величиной поверхностных остаточных напряжений σ_x^* при постоянной толщине подслоя чистого титана ВТ1-0 и при различных толщинах подслоя нитрида титана TiN (рисунок 4.16).

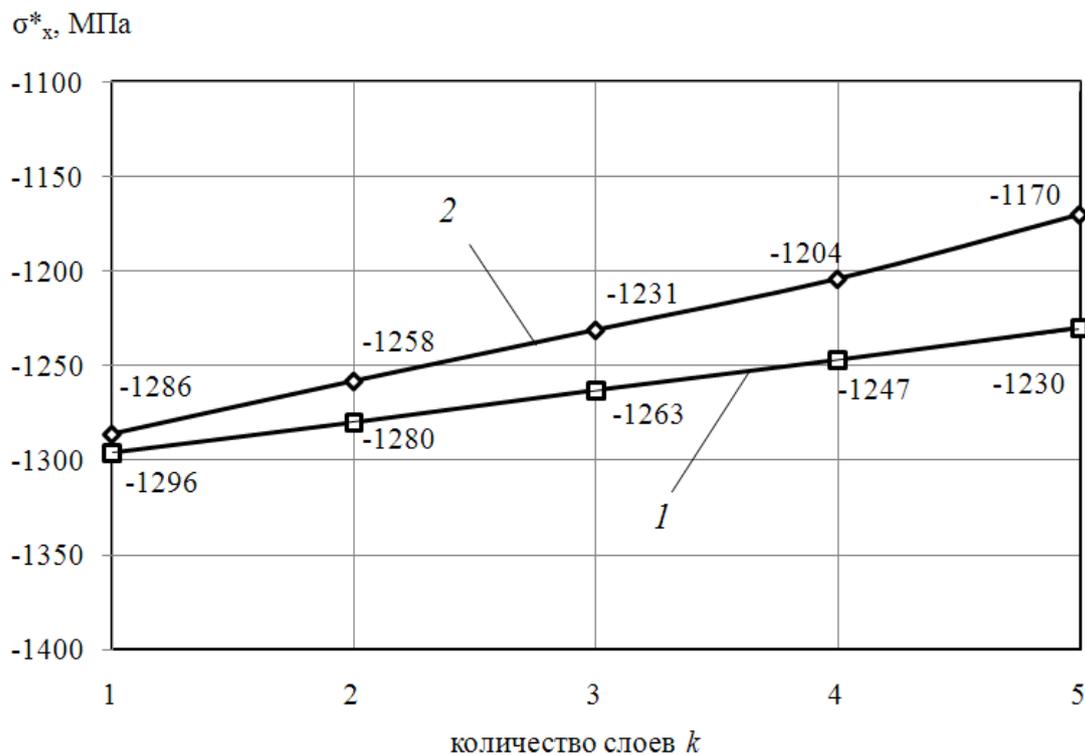


Рисунок 4.16- Зависимость поверхностных напряжений σ_x^* от количества нанесенных слоев k при $t_{oi}=0,2$ мкм:

кривая 1 – $t_{li}=1,5$ мкм; кривая 2 – $t_{li}=2,5$ мкм

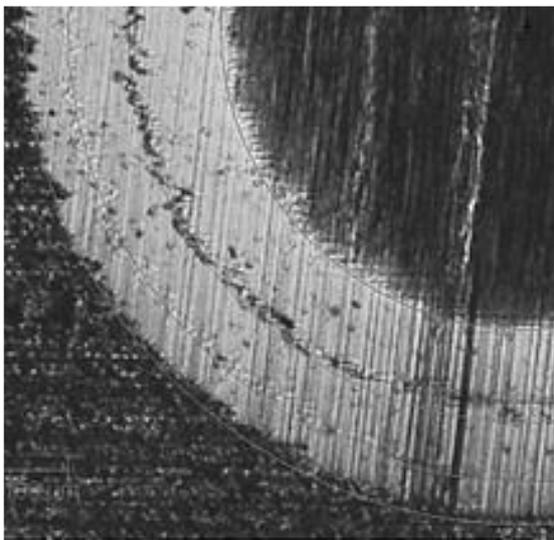
Исследованы композиции с нанесенными слоями $k=1..5$ при толщинах $t_{oi}=0,2$ мкм, $t_{li}=1,5$ мкм (кривая 1) и $t_{oi}=0,2$ мкм, $t_{li}=2,5$ мкм (кривая 2). В обоих случаях с увеличением количества слоев k наблюдается снижение поверхностных сжимающих напряжений σ_x . В модели с толщиной нитрида титана $t_{li}=1,5$ мкм (кривая 1) происходит снижение величины сжимающих напряжений на 5% (с -1296 МПа до -1230 МПа). В модели с $t=2,5$ мкм (кривая 2) при нанесении 5 слоев наблюдается

снижение напряжений на 10% (с -1286 МПа до -1170 МПа). В целом стоит отметить, что увеличение толщины функционального слоя нитрида титана также влияет на формирование остаточных технологических напряжений σ_x , так в однослойных конструкциях разница напряжений составляет 1%, а при нанесении пяти слоев – 5%.

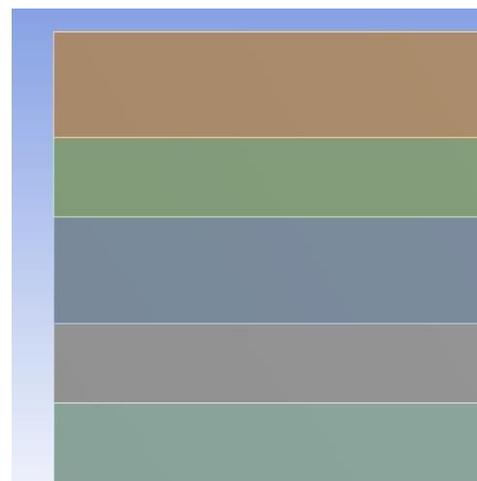
4.5 Сравнение результатов в образцах

На рисунке 4.17 представлен поперечный разрез многослойного покрытия с чередованием сравнительно тонких прослоек титана и основных нитридных слоев (рисунок 4.17, *а*), а также геометрическая модель данной конструкции (рисунок 4.17, *б*), используемая для расчета остаточных напряжений σ_x^* в программном комплексе ANSYS.

Можно отметить, что при численном расчете, как и при эксперименте в покрытии Ti-TiN формируются сжимающие остаточные напряжения. Величина максимальных сжимающих остаточных напряжений, полученных при эксперименте [83], достигает величины 1259 ± 19 МПа. При численном расчете значение сжимающих напряжений равно 1246 МПа. Таким образом, расхождение результатов составляет 1%.



а



б

Рисунок 4.17 – Сферический шлиф исследуемых многослойных покрытия Ti-TiN (*а*) и геометрическая модель покрытия (*б*)

Рассмотрены остаточные напряжения, формирующиеся при нанесении покрытия на границе раздела основа-покрытие. Установлено, что величина сжимающих технологических напряжений в материале основы ВТ6 равна 203 ± 9 МПа, в то время как при численном расчете напряжения достигают значения 183 МПа. Величина расхождения значений составляет 9%.

4.6 Определение собственной частоты имитатора лопатки с ионно-плазменным покрытием Ti-TiVN

4.6.1 Экспериментальное определение собственной частоты имитатора лопатки

В данном разделе представлены исследования влияния ионного модифицирования поверхности на собственные частоты изделия из ультрамелкозернистого сплава ВТ6. Испытания проводили на электродинамическом стенде ВЭДС-400А (рисунок 4.18-4.19) в условиях, имитирующих напряженно-деформированное состояние лопаток в ГТД на базе 2×10^7 циклов при симметричном ($R=-1$) изгибе по первой форме колебаний в соответствии с ГОСТ 25.502 – 79 [84].

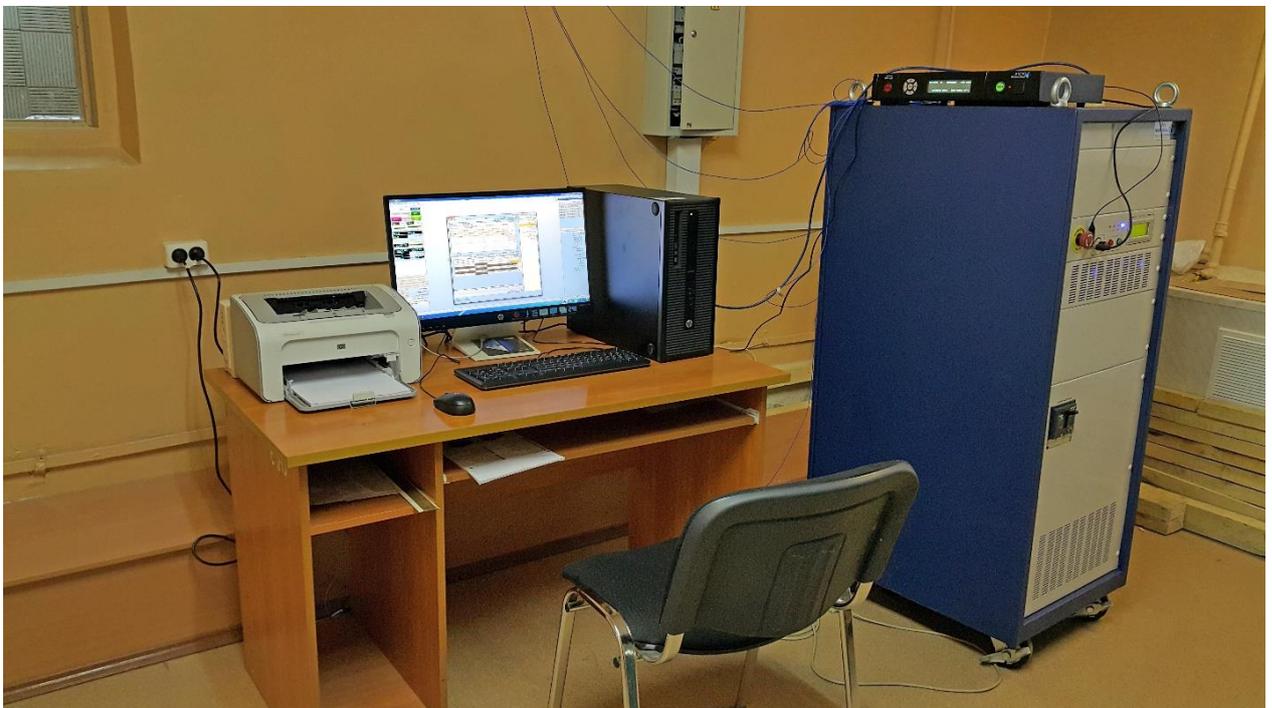


Рисунок 4.18 – Цифровая система управления виброиспытаниями и усилитель электродинамического вибростенда

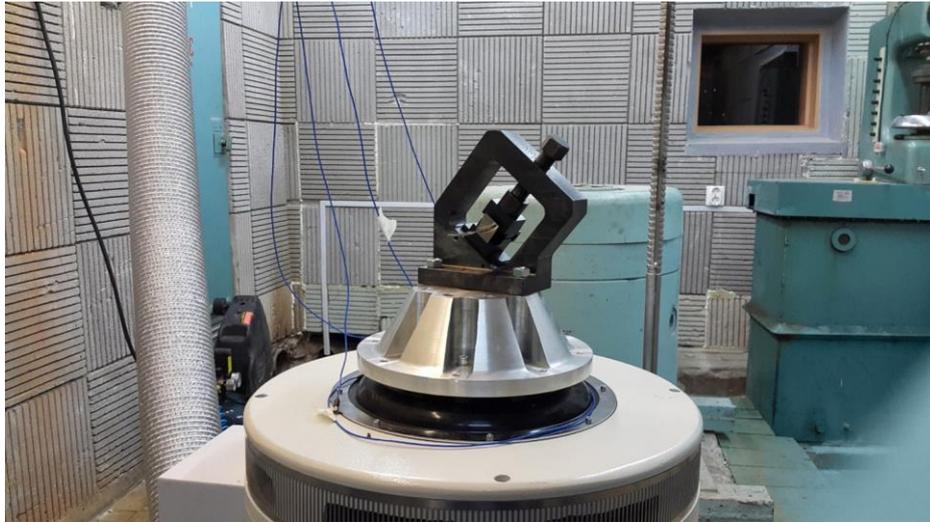
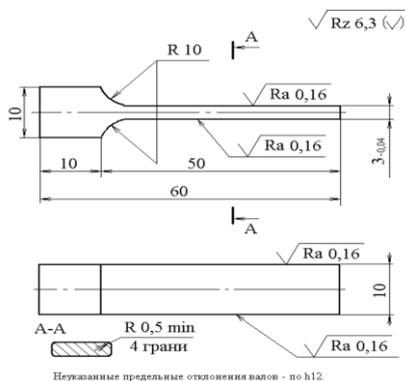


Рисунок 4.19 – Электродинамический вибростенд с приспособлениями для усталостных испытаний

На рисунке 4.20 показан эскиз (а) и образец, имитирующий упрощенную модель лопатки для усталостных испытаний (б). Данный вид образцов используется для экспериментальных исследований на усталостную прочность, так как он прост в изготовлении и визуально аналогичен лопатке. Частота колебания для данного изделия варьировалась от 930 до 1020 Гц.



а

б

Рисунок 4.20 – Эскиз (а) и образец-имитатор лопатки для усталостных испытаний (б)

4.6.2 Численный расчет собственной частоты имитатора лопатки

Собственные колебания лопаток совершаются при отсутствии внешних сил. Это наиболее естественные движения лопатки. Они являются важнейшей характеристикой систем. Общее уравнение движения лопатки запишется, как [9]:

$$[M] \cdot \{v''\} + [C] \cdot \{v'\} + [K] \cdot \{v\} = [P(t)], \quad (4.4)$$

где $[K]$ – матрица жёсткости тела; $[M]$ – его матрица масс; $[C]$ – матрица демпфирования; $\{v\}$ – вектор узловых перемещений; $\{v'\}$ – вектор узловых скоростей; $\{v''\}$ – вектор узловых ускорений; $[P(t)]$ – вектор внешних узловых сил, которые являются функциями времени.

Уравнения собственных колебаний является частным случаем уравнения движения:

$$[M] \cdot \{v''\} + [K] \cdot \{v\} = 0. \quad (4.5)$$

В анализе свободных колебаний предполагается упругое поведение конструкции, поэтому ожидаемый отклик является гармоническим:

$$\{v\} = \{v_0\} \cdot \cos \omega t; \quad (2.3) \quad \{v''\} = -\{v_0\} \cdot \omega^2 \cdot \cos \omega t. \quad (4.6)$$

В результате получим:

$$(-[M] \cdot \omega^2 + [K]) \cdot \{v_0\} = 0. \quad (4.7)$$

Для существования не тривиальных решений ($\{v_0\} \neq 0$) детерминант $-[M] \cdot \omega^2 + [K]$ должен быть равен нулю $|-[M] \cdot \omega^2 + [K]| = 0$. Если n - порядок матрицы, то решением будет являться полином n -го порядка, который имеет n корней: $\omega_{12}, \omega_{22}, \dots, \omega_{n2}$. Эти корни являются собственными значениями уравнений. Подстановка корней в уравнение (5.5) позволяет найти n соответствующих векторов $\{v_0\} : \{v_1\}, \{v_2\} \dots \{v_n\}$. Они известны как собственные формы.

На рисунке 4.21 представлена схема расчета собственных частот в программном комплексе *Ansys Workbench*.

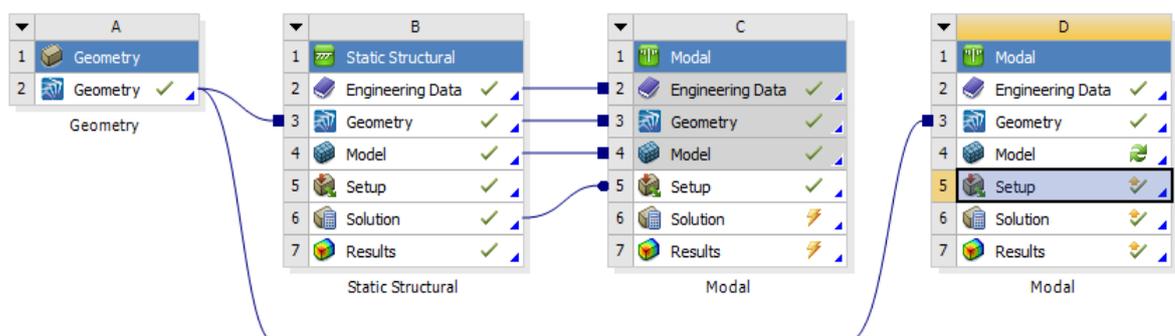


Рисунок 4.21 – Структурная схема расчета собственных частот в программном комплексе *Ansys Workbench*

Геометрическая модель и сеточный аналог образца-имитатора лопатки с двумя слоями покрытия показан на рисунке 4.22.

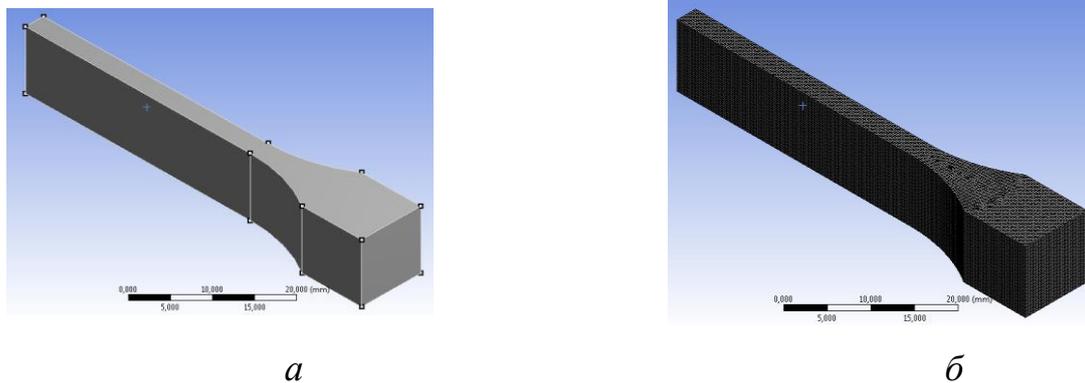


Рисунок 4.22 - Геометрическая модель и сеточный аналог образца-имитатора лопатки с двухслойным покрытием

На рисунке 4.23 изображены частоты (а) шести несущих форм колебаний исследуемого образца и деформация изделия по первой изгибной форме (б).

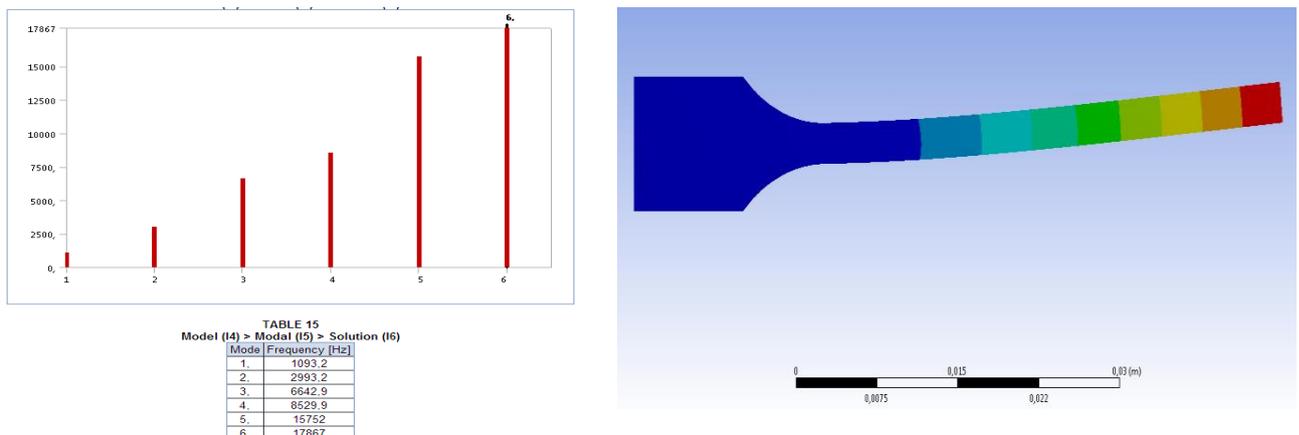


Рисунок 4.23 – Собственные частоты колебаний имитатора лопатки с с ионно-плазменным покрытием Ti-TiVN

Установлено, что первая несущая частота (изгибная) имитатора лопатки с ионно-плазменным многослойным покрытием в результате моделирования составляет 1093 Гц , а в результате эксперимента 1020 Гц. Таким образом, расхождения в результатах составляют 7%, что говорит о том, что данная методика подходит для определения собственной частоты имитатора лопатки и дальнейшем изучении усталостной прочности.

4.7 Численный расчет механических свойств образцов с вакуумно-плазменным покрытием

В данном разделе рассмотрена задача определения численным методом предела прочности $\sigma_{ПЧ}$ титанового сплава ВТ6 в УМЗ состоянии с вакуумно-плазменным покрытием (Ti+V)N. На рисунке 4.24 представлены данные исследуемых образцов.

Значения численного определения предела прочности детали $\sigma_{ПЧ}$ сопоставлены со значениями, полученными в результате экспериментов, выполненных на машине «Instron» для механического испытания на растяжение в ЦКП «Нанотехнологии УГАТУ» в работе Валиева Р.Р.[85].

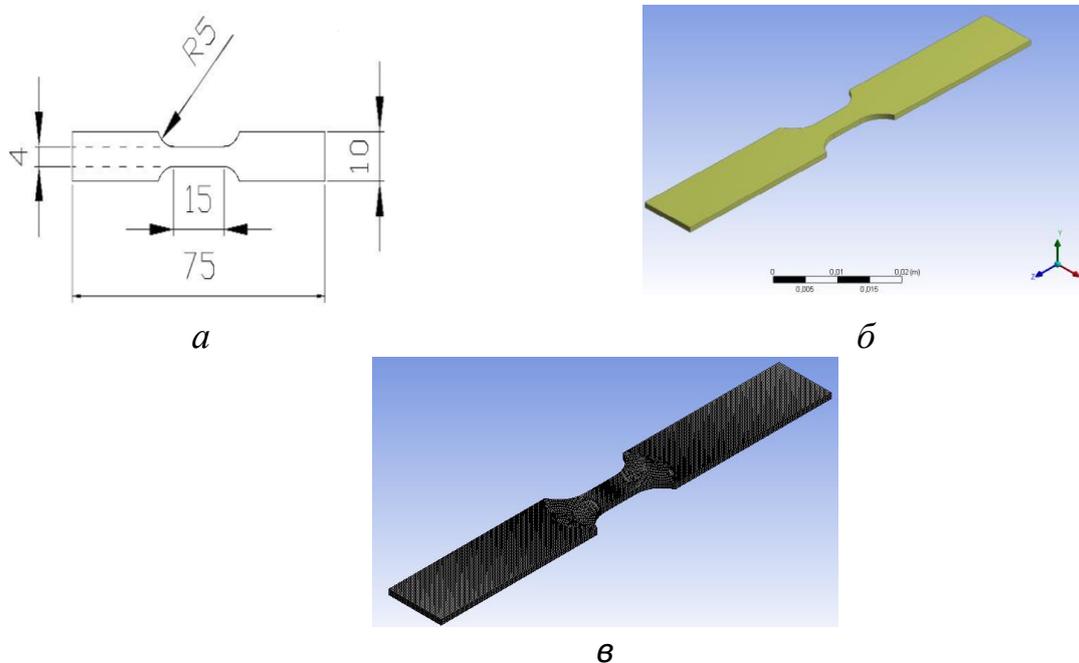


Рисунок 4.24 – Эскиз (а), геометрическая модель (б) и сеточный аналог (в) образца для определения предела прочности $\sigma_{ПЧ}$

Испытания проведены по ГОСТ 1497-84 «Металлы. Методы испытаний на растяжение». Результаты исследования механических свойств выполнены не только при комнатной температуре, но и при повышенных температурах до 400 °С.

На рисунке 4.25 приведены зависимости предела прочности σ_B от температуры испытания образцов на растяжение в результате эксперимента (кривая 1) и в результате численного моделирования (кривая 2).

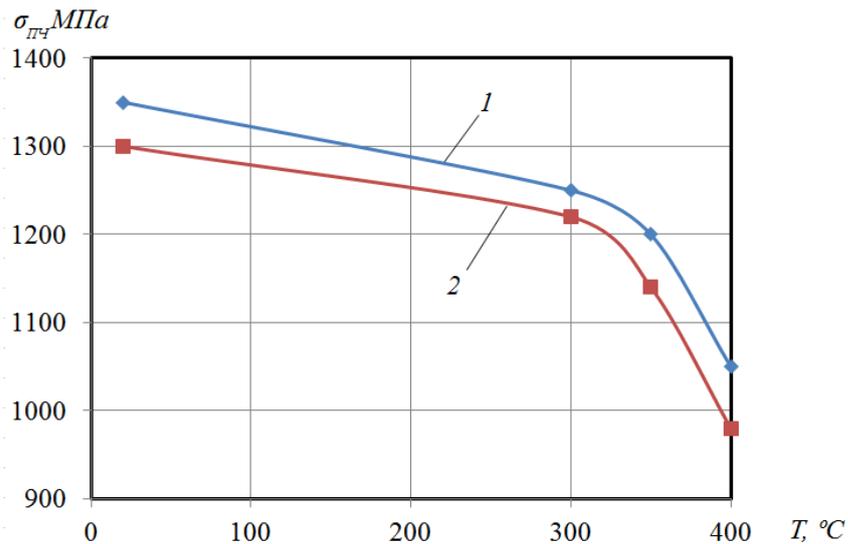


Рисунок 4.25 – Зависимости предела прочности $\sigma_{ПЧ}$

от температуры испытаний образцов: 1 – эксперимент; 2 – моделирование

Механические испытания образцов при комнатной температуре показали, что предел прочности достигает значения 1350 МПа, а в результате расчетов – 1310 МПа, таким образом, расхождение результатов составляет около 3%. При повышении температуры до 400 °C расхождение значений предела прочности возрастает до 7%.

4.8 Исследование усталостной многоциклового прочности корсетных образцов с модифицированной поверхностью

Представлены результаты экспериментального и численного исследования усталостной многоциклового прочности корсетных образцов с вакуумно-плазменным покрытием (Ti+V)N. Испытания образцов проводились в условиях изгиба с вращением с частотой $f=50$ Гц, при симметричном цикле нагружения и базе испытаний $N_6=10^7$ в соответствии с ГОСТ 25.502-79 [84]. Геометрические размеры образцов для данного исследования представлены на рисунке 5.26.

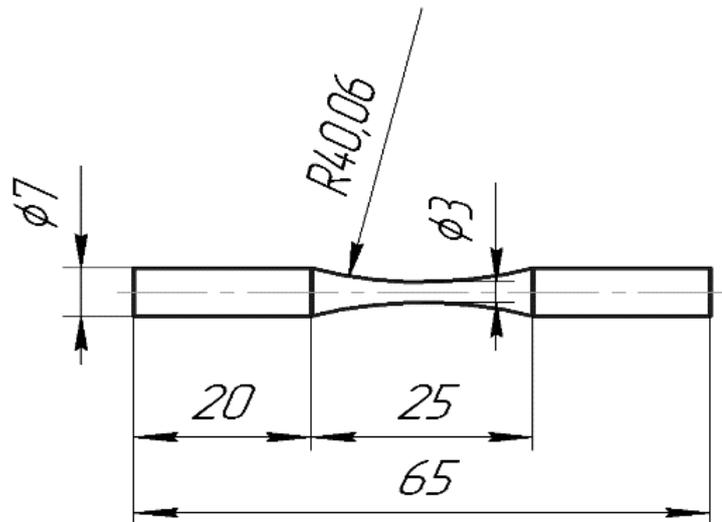


Рисунок 4.26 – Эскиз корсетного образца для усталостных испытаний по схеме изгиб с вращением

Внешний вид (а) и схема испытательной установки (б) для изгиба с вращением образцов представлена на рисунке 4.27.

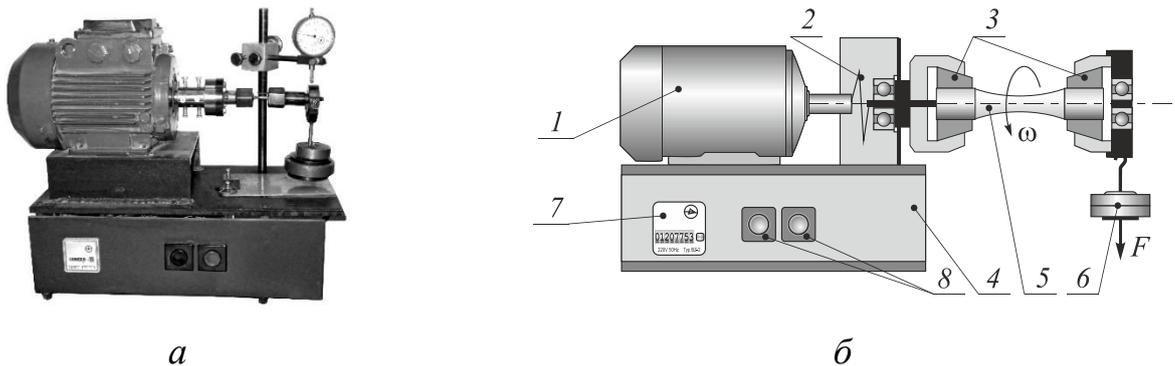


Рисунок 4.27 – Внешний вид (а) и схема (б) установки для консольного изгиба с вращением: 1 – электродвигатель, 2 – муфта, 3 – цанговые захваты, 4 – станина, 5 - испытуемый образец, 6 – грузы, 7 – счетчик циклов, 8 – кнопки «пуск» и «останов»

На рисунке 4.28 представлены геометрическая модель и сеточный аналог усталостного образца.

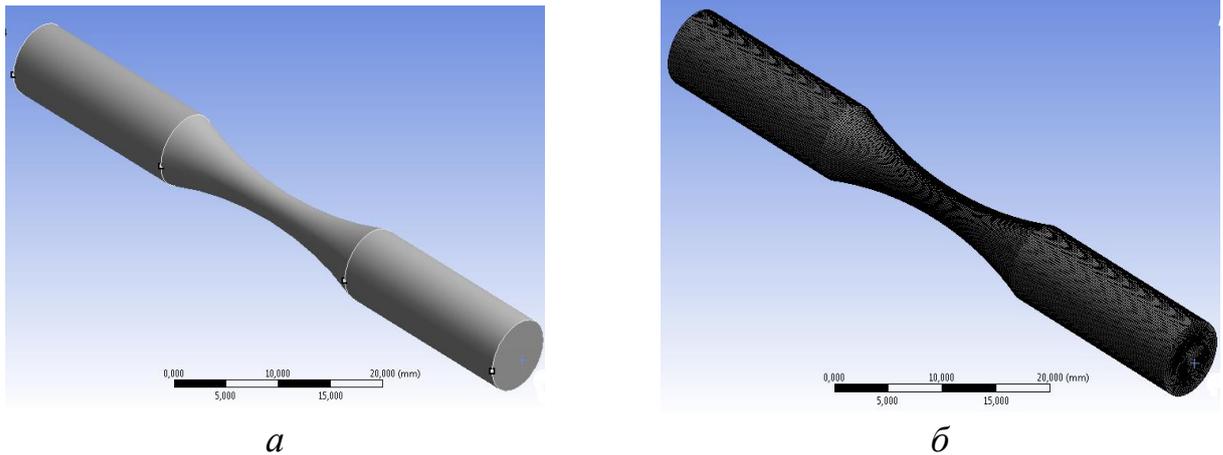


Рисунок 4.28 – Эскиз (а), геометрическая модель (б) и сеточный аналог (в) усталостного образца

В результате усталостных испытаний построена кривая Велера, установлено, что предел выносливости σ_{-1} образцов с покрытием составляет 550 МПа.

Значения численного решения определения предела выносливости детали σ_{-1} сопоставлены со значениями, полученными в результате экспериментов, в работе Валиева Р.Р.[85].

На рисунке 4.28 представлен график зависимости числа циклов N от амплитуды напряжений.

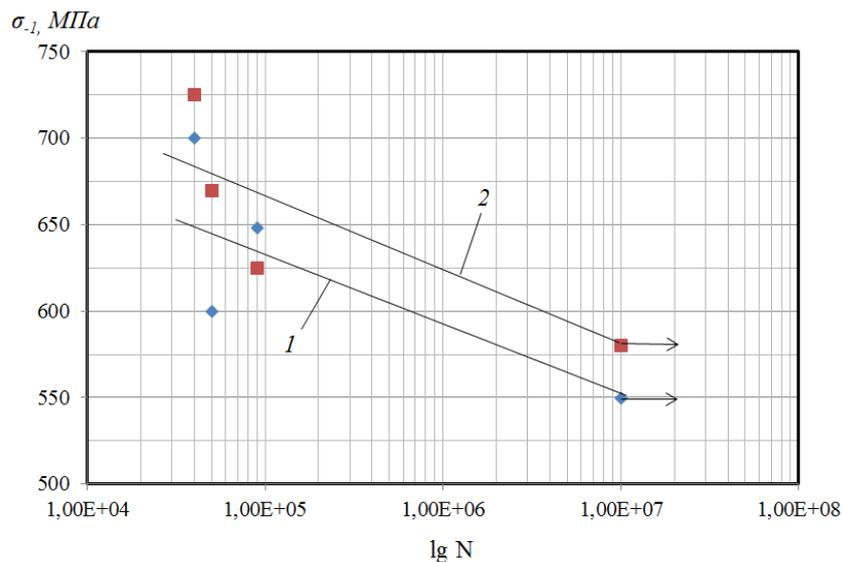


Рисунок 4.28 – Результаты усталостных испытаний корсетных образцов:
1 – эксперимент; 2 – моделирование

Усталостная прочность в результате моделирования оказалась выше на 6%, чем при экспериментальном исследовании. Данная разница объясняется возможным неучтенным влиянием электролитно-плазменного полирования.

Основные выводы по главе 4

Разработана методика определения технологических остаточных напряжений в элементах конструкций при вакуумном ионно-плазменном напылении.

Получены поля распределения остаточных технологических напряжений σ_x^* в однослойных конструкциях при различных толщинах чистого титана VT1-0 и нитрида титана TiN. Установлено, что увеличение толщины подложки чистого титана t_{0i} от 0,2 мкм до 1 мкм в однослойных конструкциях приводит к снижению сжимающих остаточных напряжений на 9%. Рост толщины подслоя нитрида титана TiN с 1,5 мкм до 14,5 мкм влечет снижение сжимающих остаточных напряжений более чем в 2 раза.

Выявлено благоприятное влияние увеличения количества слоев k на величину остаточных сжимающих поверхностных напряжений σ_x^* . Так при одной и той же толщине покрытия 15 мкм замена однослойного на трехслойное покрытие приводит к увеличению сжимающих остаточных напряжений с 607 МПа до 1167 МПа. Однако, при увеличении слоев до $k=5$ наблюдается снижение величины сжимающих напряжений до 1117 МПа. В конструкции с толщиной покрытия 7,5 мкм при увеличении слоев до трех также наблюдается рост сжимающих напряжений с 651 МПа до 1246 МПа. При дальнейшем увеличении слоев до пяти наблюдается спад напряжений до 1176 МПа.

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ ПО РАБОТЕ

В диссертационной работе получены следующие результаты:

1. Разработана схема расчета НДС и остаточных напряжений с учетом влияния конструктивно-технологических факторов и истории нагружения на прочностные характеристики при различных этапах жизненного цикла изделия, позволяющая получить эпюры распределения напряжений, возникающих в процессе различных технологических операций (получение соединений с натягом, ионно-плазменное напыление защитных покрытий, процессы обработки металлов давлением и др.).

2. Выполнены расчеты НДС при получении посадки с натягом, учитывая конструктивные факторы. Установлено, что при увеличении отношения t/d_k значения относительных напряжений в кольце снижаются. В пластине относительные напряжения увеличиваются при $t/d_k = (0,15 \div 0,27)$ от 8,6 до 10,5 %, после чего наблюдается снижение.

Произведен учет напряженно-деформированного состояния резьбового соединения в результате технологической операции посадки резьбовой вставки. Проведено исследование резьбовых соединений на распределение осевой нагрузки вдоль тела болта. Установлено, что с увеличением шага резьбы величина нагрузки на первый виток возрастает на 10%, а нагрузка распределяется более неравномерно.

Получены зависимости критического напряжения $\sigma_{кр}$ от геометрических характеристик в соединении с натягом при разных видах нагружения (одноосное растяжение, чистый сдвиг, двухосное растяжение). Выявлено, что с увеличением отношения t/d_k происходит снижение критического напряжения до 23,4 % при одноосном растяжении.

Проведено исследование резьбовых соединений на распределение осевой нагрузки вдоль тела болта. Установлено, что наличие резьбовой вставки позволяет снизить нагрузку на первый виток до 5-10%. Нагрузка на весь болт, в целом, становится более равномерная, что благоприятно влияет на прочность соединения.

3. Произведено определение остаточных напряжений в элементах конструкций при вакуумном ионно-плазменном напылении. При этом установлено, что увеличение толщины подложки чистого титана t_{0i} от 0,2 мкм до 1 мкм в однослойных конструкциях

приводит к снижению сжимающих остаточных напряжений на 9%. Рост толщины подслоя нитрида титана TiN с 1,5 мкм до 14,5 мкм влечет снижение сжимающих остаточных напряжений более чем в 2 раза.

Выполнен сравнительный анализ численных и экспериментальных значений НДС в конструкции с ионно-плазменным напылением. Установлено, что расхождение составляет не более 5%. Выявлено, что при определении собственных частот колебаний, предела прочности и выносливости в образцах с вакуумным ионно-плазменным напылением по предложенной методике, расхождение с существующими экспериментальными методиками составляет не более 6%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Биргер, И.А. Остаточные напряжения / И.А. Биргер. – М.: Машгиз, 1963. – 232 с.
2. Воронин, Н.А. Вакуумные ионно-плазменные технологии упрочнения поверхностей деталей машин –/Н.А. Воронин, А.П. Семенов/ Методы и средства упрочнения поверхностей деталей концентрированными потоками энергий. – Москва: Наука. 1991. – 402 с.
3. Виноградов, В.Е. Установка для одновременного измерения упругих, релаксационных и магнитных свойств в интервале температур / В.Е. Виноградов, Б.М. Драпкин, Ю.П. Замятин. // Заводская лаборатория, 1992. – № 9. – С. 65 – 66.
4. Жернаков, В.С. Ресурс и надёжность резьбовых соединений / В.С. Жернаков. – М.: Машиностроение, 2003. – 292 с.
5. Арсланов М.Р. Исследование влияния технологической наследственности на напряженно-деформированное состояние и усталостную прочность элементов конструкций из объемных наноматериалов. Диссертация на соиск.ст канд.техн. наук. Уфа. 2014.-168 с.
6. Моделирование прочности и разрушения несущих конструкций технических систем/ С.В. Доронин и [др.]. – Новосибирск: Наука, 2005. – 250 с.
7. Новиков, Л.С. Перспективы применения наноматериалов в космической технике. Учебное пособие / Л.С. Новиков, Е.Н Воронина – М.: Университетская книга, 2008. – 188 с.
8. Мавлютов, Р.Р. Концентрация напряжений в элементах конструкций/ Р.Р. Мавлютов. – Москва: Наука, 1996. – 240 с.
9. Павлов, В.Ф. Прогнозирование сопротивления усталости поверхностно упрочненных деталей по остаточным напряжениям: моногр. / В.Ф. Павлов, В.А. Кирпичев, В.С. Вакалюк. – Самара: «Издательство СНЦ РАН», 2012. – 125 с.
10. Жернаков, В.С. Влияние напряженно-деформированного состояния деталей из объемных наноматериалов на усталостную прочность/ В. С. Жернаков, И.П. Семенова, А.Н. Ермоленко//Вестник УГАТУ. – 2009. – Т.12, № 2(31). – С. 62 – 68.

11. Жернаков, В.С. Особенности распределения остаточных напряжений в деталях неразъемных соединений, изготовленных из наноструктурного титанового сплава ВТ6/ В.С. Жернаков, Т.Н. Мардимасова, М.Р. Арсланов. // Вестник УГАТУ. – 2012.– Т.16, №5(50). – С. 83 – 88.
12. Фридман, Я.Б. Механические свойства металлов. В 2 частях./ Я.Б. Фридман. – М.: Машиностроение, 1ч., 1974. – 472 с.
13. Проскуряков, Ю.Г. Объемное дорнование отверстий/ Ю.Г. Проскуряков, В.Н. Романов, А.Н. Исаев. – Москва: Машиностроение, 1984. –224 с.
14. Сегерлинд, Л. Применение метода конечных элементов/ Л. Сегерлинд. – М.: Мир, 1979. – 392 с.
15. Новожилов, В.В. Микронапряжения в конструкционных материалах / В.В. Новожилов, Ю.И. Кадашевич.— Л.: Машиностроение,1990.—223 с.
16. Нихамкин, М.Ш. Влияние объемных остаточных напряжений на усталостную прочность и трещиностойкость лопаток ГТД./ М.Ш. Нихамкин, Л.В. Воронов, И.П. Конев // Вестник ПГТУ. Аэрокосмическая техника №24. – 2006. – С. 5-11.
17. Жернаков В. С. Исследование напряженно-деформированного состояния соединения «пластина-кольцо» при формировании соединения и одноосном нагружении/ Жернаков В. С., Мардимасова Т. Н., Акбашев В.Р. // Вестник УГАТУ. 2015. Т19, № 2 (68). С. 14–19.
18. Андреев, Г. Я. Расчет теплового режима при сборке соединений с натягом // Вестник машиностроения. 1974. - № 7. - С. 21-34.
19. Иванов А.С., Воронцов А. В., Терехин С.А. Расчет соединения с натягом на несдвигаемость с учетом контактной жесткости сопрягаемых поверхностей // Вестник машиностроения. 2003. - № 2. - С. 19 - 22.
20. Абрамов И.В., Абрамов А.И., Сеницын А.Н., Сеницына В.В. Напряженно-деформированное состояние деталей соединения с натягом под действием изгибающего момента. // Вестник машиностроения, 2010г. №8, С. 18-21.

21. Влияние механической сборки на напряженнодеформированное состояние деталей соединений с натягом/ И. В. Абрамов [и др.] // Вестник машиностроения. 2014. № 10. С. 8-11.
22. Абрамов И. В., Абрамов А. И., Сеницын А. Н., Сеницына В. В. Теоретическое обоснование новых способов сборки и разборки соединений с натягом. // Сборка в машиностроении и приборостроении. – 2011. – №3. – С.11-15.
23. Сердобинцев Ю.П., Алехин А.Г. Технология избирательной лазерной закалки для повышения нагрузочной способности и сдвигоустойчивости соединений с натягом // Сборка в машиностроении, приборостроении, 2005, №2, с. 4- 8.
24. Абрамов А.И., Абрамов И.В., Петров А.В., Романов А.В. Гидропрессовые соединения с деталями из титановых сплавов // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2013. - №6. – С.28-31.
25. Жернаков В. С. Исследование влияния резьбовых вставок на напряженно-деформированное состояние резьбового соединения/ Жернаков В. С., Мардимасова Т. Н., Арсланов М.Р., Акбашев В.Р.// Вестник УГАТУ. 2017. Т.21, № 4 (78). С. 18–24.
26. Ланщиков А.В. Оптимизация запаса прочности резьбовых узлов // Тезисы докладов научно-технической конференции "Совершенствование методов и средств стендовых испытаний ВРД и их узлов", М.: ЦИАМ, 1988, 10-11с.
27. Березин С.Я. Сборка и демонтаж резьбовых соединений с применением много-режимных вибрационно-активирующих устройств//Сборка в машиностроении, приборостроении, 2011, №5, С.26-29.
28. Прокофьев А.Н. Надежность соединения шпилька корпус. // Повышения качества и надежности продукции, программного обеспечения ЭВМ и технических средств обучения. Сборник тезисов докладов. - Куйбышев. -1989.-С.212-213.
29. Рубин А. М. Контактные задачи резьбовых соединений при включении в работу и выключении витков резьбы // Вестник машиностроения. 2010. № 11. С. 27-29.
30. Рубин А.М. Регулирование контактных усилий по виткам резьбовых соединений // Вестник машиностроения, 2003, № 7, С. 18-20.

31. Рубин А. М. Оценка параметров резьбового соединения при равномерном распределении нагрузки по виткам резьбы // Вестник машиностроения. - 2013. - № 6. - С. 32-34.
32. Захарченко А.Д., Абделькадр М.С. Влияние величины радиального натяга на распределение напряжений в пластине с болтовым (заклепочным) соединением. Деп. в ВИНТИ №775 - В 2002 от 16.05.02 г.
33. Головкин В.В. Повышение эффективности обработки и качества поверхностного слоя при нарезании резьбы в заготовках из труднообрабатываемых материалов с наложением ультразвуковых колебаний. Диссертация на соиск.ст докт.техн. наук. Уфа. 2015.-244с.
34. Федорова Л.В. Повышение эксплуатационных свойств резьбовых соединений электромеханической обработкой./ Л.В.Федорова, С. К. Фёдоров, Е. В. Нагнибедова, В. Б.Салов // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. -2010, №2, с. 109-112.
35. Рапацкий, Ю. Л. Исследование механосборочного производства с применением методов экспертных оценок и анализа / Ю. Л. Рапацкий, В. Я. Копп, В. М. Липка // Автоматизация и измерения в машино- приборостроении. – 2020. – № 2(10). – С. 51-67.
36. Лозицкий, Л.П. Конструкция и прочность авиационных газотурбинных двигателей. [Текст] Л.П. Лозицкий, А.Н. Ветров, С.М. Дорошко, В.П. Иванов, Е.А. Коняев /Воздушный транспорт. – 1992. – С. 535.
37. Сулима, Е.А. Основы технологий производства газотурбинных двигателей [Текст]/А.А. Носков, Г.З. Серебренников /Машиностроение. – 1996. – С. 480.
38. Гецов Л.Б. Материалы и прочность деталей газовых турбин [Текст] Л.Б. Гецов. – Москва: Недра, 1996. – 591 с.
39. Демин Ф.И. Технология изготовления основных деталей газотурбинных двигателей: учебное пособие [Текст] Ф.И. Демин, Н.Д. Проничев, И.А. Шитарев. – Москва: Машиностроение, 2002. – 328 с.
40. Смыслов А.М. Исследование влияния параметров комплексной ионно-плазменной обработки на физико-химические и эксплуатационные свойства упрочняемых титановых сплавов [Текст] А.М. Смыслов, Ю.М. Дыбленко, М.К. Смыслова

/Перспективные технологии физико-химической размерной обработки и формирования эксплуатационных свойств металлов и сплавов: Всероссийская научно-практическая конференция. – Уфа, 2001. – С. 241 – 243.

41. Смыслов, А.М. Повышение эксплуатационных свойств лопаток компрессора из титановых сплавов ионным модифицированием поверхности на установке «ВИТА» / А.М. Смыслов, М.И. Гусева, М.К. Новикова и др. // Авиационная промышленность, 1992. – № 5. – С. 18 – 24.

42. Смыслов, А.М. Исследование влияния ионной имплантации азота на элементный, структурно–фазовый состав поверхности и физико–механические свойства титанового сплава ВТ6 / А.М. Смыслов, Э.В. Сафин. / Отчёт по Федеральной целевой Программе «Интеграция», комплекс «Сверхпластичность» УГАТУ – ИПСМ РАН, 1998. – С. 181 – 219.

43. Смыслов, А.М. Комбинированные технологии на базе ионно– имплантационного модифицирования поверхности, обеспечивающие повышение ресурса и надёжности лопаток компрессора и турбины ГТД: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.07.05 / Смыслов Анатолий Михайлович. – Уфа, 1993. – 40 с.

44. Мубояджян С.А. Ионная обработка поверхности титановых сплавов [Текст] /С.А. Мубояджян, А.Н. Луценко, Д.С. Горлов / Авиационные материалы и технологии. – 2008. - № 3 (9) – С. 18-26.

45. Петухов, А.Н. Сопротивление усталости деталей ГТД [Текст]/А.Н. Петухов. – Москва: Машиностроение, 1993. – 240 с.

46. Смыслова М.К. Исследование и разработка комбинированных ионно-плазменных технологий, обеспечивающих повышение эксплуатационных свойств лопаток газовых и паровых турбин М.К. Смыслова//Вестник УГАТУ. – Уфа, 2004. – Т 5. - № 3 (11) – С.76 – 83.

47. Чернышова, Ю.В. Влияние ионного азотирования и вакуумно-плазменных покрытий на коррозионные свойства титановых сплавов и нержавеющей сталей [Текст] /Ю.В. Чернышева, Е.А. Лукина, Е.В. Клубова, О.В. Пинежанина/Научные труды (Вестник МАТИ). – 2007. - № 13. – С. 13-40.

48. Аброян, И.А. Физические основы электронной и ионной технологии / И.А. Аброян, А.Н. Андронов, А.И. Титов. – М.: Высшая школа, 1984. – 320 с.
49. Барвинок, В.А. Управление напряженным состоянием и свойства плазменных покрытий / В.А Барвинок. – М.: Машиностроение, 1990. – 384 с.
50. Геринг, Г.И. Особенности структурно–фазового состояния поверхности титановых сплавов под действием мощного ионного пучка / Г.И. Геринг, В.С. Ковивча, Т.К. Панова // Поверхность. Физика, химия, механика, 1995. – № 12. – С. 68 – 72.
51. Гусева, М.И. Физико–механические свойства и структурно–фазовый состав ионно–имплантированных сплавов на основе титана / М.И. Гусева, А.М. Смыслов, Б.Г. Владимиров и др. // Труды первого международного совещания стран СЭВ: «Радиационная физика твердого тела». Сочи, 15–23 окт. 1989 г. – Сочи, 1989. – 140 с.
52. Исследование № 135 БИИ – 2005. Определение влияния ионной имплантации на усталостную прочность лопаток РКНД из сплава ВТ6. Уфа: УМПО, 2005. – 21 с.
53. Исследование № 59ц – 04. Исследование лопаток 4 ст. РКВД. Уфа: УМПО, 2004. – 9 с.
54. Дыбленко, Ю.М. Комбинированные ионно – имплантационные и вакуумно – плазменные технологии модифицирования поверхности, обеспечивающие повышение эксплуатационных свойств лопаток КНД паровых турбин: дисс. ... канд. техн. наук: 05.02.08 / Дыбленко Юрий Михайлович. – Уфа, 2003. – 198 с.
55. Ионная имплантация / Под ред. Хирвонена Дж.К., пер. с англ. – М.: Металлургия, 1985. – 391 с.
56. Смылова М.К. Исследование и разработка комбинированных ионно– плазменных технологий, обеспечивающих повышение эксплуатационных свойств лопаток газовых и паровых турбин // Вестник УГАТУ. – Уфа, 2004. – Т.5.– №3 (11) – С. 76 – 83.
57. Сафин, Э.В. Комбинированная модификация титановых сплавов с целью повышения их сопротивления усталости. : дисс. канд. техн. наук : 05.02.08,05.02.01 / Сафин Эдуард Вилардович. – Уфа, 1999. – 199 с.

58. Смыслов, А.М. Исследование влияния параметров комбинированной ионно–плазменной обработки на физико–химические и эксплуатационные свойства упрочняемых титановых сплавов / А.М. Смыслов, М.К. Смыслова // В сб. трудов Всеросс. Конф. «Перспективные технологии физико–химической размерной обработки и формирования эксплуатационных свойств металлов и сплавов». Уфа: ГУП НКТБ «Искра», 2001. – С. 241 – 243.
59. Комаров, Ф.Ф. Ионная имплантация в металлы / Ф.Ф. Комаров. – М.: Металлургия, 1990. – 216с.
60. Крайнов, В.К. Влияние обработки поверхности ионами аргона на эрозионную стойкость лопаточных сталей / В.К. Крайнов, В.А. Рыженков, С.И. Погорелов. // Прикладная физика. – 2001. – № 2. – С. 71 – 74.
61. Модифицирование и легирование поверхности лазерными, ионными и электронными пучками / под ред. А.А. Углова; пер. с англ. Н.К. Мышкина и др. – М.: Машиностроение, 1987. – 424 с.
62. Модифицирование и легирование поверхности лазерными, ионными и электронными пучками / под ред. Д. Поута. – М.: Машиностроение, 1987. – 424 с.
63. Мухин, В.С. Износ инструмента, качество и долговечность деталей из авиационных материалов: учеб. пособие / В.С. Мухин, Л.Ш. Шустер. – Уфа:УАИ, 1987. – 217 с.
64. Новикова, М.К. Исследование и разработка технологии ионного модифицирования поверхности лопаток компрессора ГТД из титановых сплавов: дисс. канд. техн. наук: 05.07.05 / Новикова Марина Константиновна. – Уфа, 1991. – 248 с.
65. Риссел, Х. Ионная имплантация / Х. Риссел, И. Ругге. – М.: Мир, 1983. – 360с.
66. Смыслов, А.М. Повышение эксплуатационных свойств лопаток компрессора ГТД / А.М. Смыслов, Н.И. Коробейников, А.И. Дубин. // Материалы Всероссийской научно–технической конференции молодых учёных и специалистов «Проблемы создания перспективных авиационных двигателей» 27– 30 сентября 2005 г. – Москва: ЦИАМ, 2005. – С. 245 – 246.

67. Иванов, С.И. Влияние остаточных напряжений на выносливость ненаклёпанного материала / С.И. Иванов, В.Ф. Павлов // Вопросы прикладной механики в авиационной технике. – Куйбышев: КуАИ, 1973. – Вып. 66. – С.70 – 73.
68. Меркулова, Н.С. Совершенствование средств контроля поверхностных остаточных напряжений и их метрологическая аттестация / Н.С. Меркулова, Т.О. Иванова, М.И. Гринченко. // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2006. – № 3. – С. 35 – 42.
69. Определение остаточных напряжений в поверхностном слое пера лопаток двигателей. Методические материалы // М.: НИАТ, 1965. – 20 с.
70. Павлов, В.Ф. Исследование влияния упрочнения поверхности на предел выносливости цилиндрических образцов из различных сталей по остаточным напряжениям образца-свидетеля/ Павлов В.Ф., Сазанов В.П., Вакулюк В.С., Кирпичев В.А. и др. // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. — 2016. — № Т. 18, № 1(2). — С. 279-286.
71. Павлов В.Ф. Остаточные напряжения и предел выносливости поверхностно упрочнённых образцов с надрезами различного радиуса/ Павлов В.Ф., Вакулюк В.С., Чирков А.В. и др.// Вестник СамГТУ. Технические науки. — 2013. — № 3(39). — С. 124-131
72. Павлов, В.Ф. Остаточные напряжения и сопротивление усталости упрочнённых деталей с концентраторами напряжений / В.Ф. Павлов, В.А. Кирпичев, В.Б. Иванов. – Самара: Изд-во СНЦ РАН, 2008. – 64 с.
73. Подзей, А.В. Технологические остаточные напряжения / А.В. Подзей, А.М. Сулима, М.И. Евстигнеев и др. / Под.ред. А.В. Подзея. – М.: Машиностроение, 1973. – 216 с.
74. Рудницкий, И.М. К оценке влияния остаточных напряжений и упрочнения поверхностного слоя на усталостную прочность деталей / И.М. Рудницкий // Проблемы прочности, 1981. – № 10. – С. 27 – 33.
75. Способ и устройство для определения остаточных поверхностных напряжений / Маляров А.В., Безъязычный В.Ф., Лобанов А.В., Сметанин А.В. Пат. 2282164 Российская Федерация, МПК G 01 L 1/06 (2006.01). заявитель и патентообладатель

ГОУ ВПО «РГАТА им. П.А. Соловьёва».– 2005108935/28; заявл. 28.03.05; опубл. 20.08.06, Бюл. № 23.

76. Сулима, А.М. Качество поверхностного слоя и усталостная прочность деталей из жаропрочных и титановых сплавов / А.М. Сулима, М.И. Евстигнеев. – М.: Машиностроение, 1974. – 256 с.

77. Зенкевич О., Чанг И. Метод конечных элементов в строительной и непрерывной механике. –М.: Мир, 1971 – 358 с.

78. Ильюшин А.А. Пластичность. –М.: Изд. АН СССР, 1963 – 272 с.

79. Биргер И.А. Общие алгоритмы решения задач упругости, пластичности и ползучести // Успехи механики деформируемых тел. Сб. статей. –М.: Наука, 1975, С. 51-78.

80. Марчук Г.И., Агошков В.И. Введение в проекционно-сеточные методы. -М.: Наука, 1981 - 416 с.

81. Алифанов О.М. Идентификация процессов теплообмена летательных аппаратов. –М.: Машиностроение, 1979 – 216 с.

82. Допуски и посадки: Справочник. В 2-х ч./ В.Д. Мягков, М.А. Палей. – 6 изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1982.

83. Дубин А. И. Повышение сопротивления усталости лопаток компрессора газотурбинных двигателей на основе улучшения поверхностного слоя. Диссертация на соиск.ст канд.техн. наук. Уфа. 2015.-193с.

84. ГОСТ 25.502-79 Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Методы испытаний на усталость. – М. – 1979.

85. Валиев Р.Р. Повышение эксплуатационных свойств титанового сплава на основе измельчения зеренной микроструктуры и модификации поверхности. Диссертация на соиск.ст канд.техн. наук. Уфа. 2018.-143с.

УТВЕРЖДАЮ

Технический директор

АО «УАП «Гидравлика»

Токарев В.Е.



30 ноября 2021г.

АКТ

о внедрении результатов кандидатской диссертации Акбашева В.Р.
«Влияние остаточных напряжений на прочность элементов конструкций с
учетом конструктивно-технологических факторов» на АО «УАП «Гидравлика»

Комиссия в составе главного сварщика Ефремова И.А. и заместителя
главного конструктора Тухватуллина А.М. составили акт о том, что
результаты диссертационной работы Акбашева В.Р. «Влияние остаточных
напряжений на прочность элементов конструкций
с учетом конструктивно-технологических факторов» внедрены
на АО «УАП «Гидравлика».

Представленные в диссертационной работе результаты позволяют
оценить влияние конструктивно-технологических факторов на уровень
и характер распределения остаточных напряжений в деталях.

Результаты использованы для анализа и корректировки серийных
технологических процессов ионно-плазменного напыления нитрида титана
на детали гибких трубопроводов.

Главный сварщик
АО «УАП «Гидравлика»

Заместитель главного конструктора
АО «УАП «Гидравлика»



Ефремов И.А.

Тухватуллин А.М.