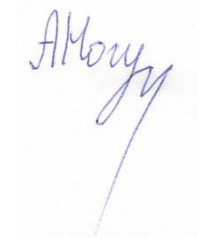


**Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего профессионального образования
«Московский авиационный институт
(национальный исследовательский университет)»**

На правах рукописи



Могулкин Андрей Игоревич

**Механико-математическая модель деформаций профилированных
электродов ионных двигателей**

Специальность 05.07.05 – Тепловые, электроракетные двигатели и
энергоустановки летательных аппаратов

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель
кандидат технических наук,
старший научный сотрудник
В.А. Обухов

Москва – 2015

СОДЕРЖАНИЕ:

Введение.....	5
Глава I. Проблемы создания ионно-оптических систем для перспективных ионных двигателей.....	14
1.1. Роль развития технологии ионных двигателей в космической программе Российской Федерации.....	14
1.1.1. Место ИД в ряду других типов ЭРД и их конструктивные особенности.....	15
1.1.2. Технический облик и основные рабочие характеристики ионных двигателей.....	16
1.1.2.1. Ионные двигатели с разрядом постоянного тока.....	17
1.1.2.2. Ионные двигатели с высокочастотным (радиочастотным) разрядом.....	20
1.1.2.3. Ионные двигатели со сверхвысокочастотным разрядом.....	22
1.1.3. Тенденции развития электрических ракетных двигателей в будущем.....	22
1.1.4. Перспективы развития технологии ионных двигателей в Российской Федерации.....	25
1.2. Основные физические процессы в ИОС.....	27
1.3. Проблемы конструирования ИОС.....	30
1.4. Постановка задачи исследования	30
Выводы к главе I.....	32
Глава II. Механико-математическая модель деформирования электродов ионно-оптических систем.....	33
2.1. Обзор литературы по тепловому деформированию густо перфорированных круглых пластин и пологих сферических оболочек как механико-математической модели электродов ИОС.....	33
2.2. Основные дифференциальные уравнения задачи.....	35
2.3. Граничные условия на контурах электродов.....	42
2.4. Интегральные уравнения линейной задачи устойчивости электродов.....	47
2.5. Нелинейные интегральные уравнения закритического поведения электродов.....	55
2.6. Интегральные уравнения нелинейного изгиба профилированных электродов.....	57
2.7. Расчет коэффициентов конструктивной ортотропии как модельных параметров для густо перфорированных электродов ИОС.....	61
2.8. Алгоритм расчета термоустойчивости и нелинейного изгиба профилированных электродов ИОС.....	63

2.9. Численное моделирование процесса термоупругого деформирования неравномерно нагретых сферических электродов ИОС ИД.....	66
Выводы к главе II.....	69
Глава III. Численное моделирование изменения формы электродов и геометрических параметров ИОС при нагреве.....	70
3.1. Численное моделирование изменения формы электродов при тепловом нагружении...70	70
3.2. Изменение величины плотности ионного тока при изменении межэлектродного зазора.....	79
3.3. Выбор оптимальных значений технологического прогиба электродов на основании произведенных расчетов.....	85
Выводы к главе III.....	92
Глава IV. Расчетное исследование изменения формы электродов с использованием программно-вычислительного комплекса ANSYS.....	94
4.1. Применение программного комплекса ANSYS для решения задач по расчету температурных полей и деформаций электродов.....	94
4.2. Упрощенная геометрия электродов для задачи исследования.....	95
4.3. Создание сеточных моделей. Разбиение модели.....	96
4.4. Расчет и обоснование температурных полей расчетной модели.....	97
4.5. Численное моделирование тепловых деформаций в программно-вычислительном комплексе ANSYS и сравнение с результатами расчетов по термомеханической модели.....	98
4.5.1. Тепловые деформации ЭЭ и УЭ двигателя ВЧИД-16.....	98
4.5.2. Тепловые деформации ЭЭ и УЭ двигателя ВЧИД-45М.....	101
Выводы к главе IV.....	104
Глава V. Верификация механико-математической модели с экспериментальными данными теплового деформирования электродов. Разработка лабораторных моделей ИОС ВЧИД.....	105
5.1. Верификация механико-математической модели с экспериментальными данными по тепловому деформированию УЭ двигателя RIT-22.....	105
5.2. Верификация механико-математической модели с экспериментальными данными по тепловому деформированию электродов с диаметром 300 мм.....	107
5.2.1. Описание экспериментальной установки. Методика проведения измерений.....	107
5.2.2. Результаты испытаний ЭЭ30.....	110
5.2.3. Результаты испытаний УЭ30.....	114
5.2.4. Сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными.....	116

5.2.4.1. Моделирование ЭЭ30 и УЭ30.....	116
5.2.4.2. Сетка поэлементного разбиения ЭЭ30 и УЭ30.....	117
5.2.4.3. Температурные поля ЭЭ30 и УЭ30.....	118
5.2.4.4. Расчет дополнительных прогибов ЭЭ30 и УЭ30 при свободном закреплении.....	118
5.2.4.5. Расчет дополнительных прогибов ЭЭ30 и УЭ30 при условии жесткого закрепления кольцевой части	120
5.2.4.6. Расчет дополнительных прогибов ЭЭ30 и УЭ30 при условии упругого закрепления кольцевой части	121
5.2.4.7. Сравнение результатов численного моделирования с экспериментальными данными деформирования электродов диаметра 300 мм.....	122
5.3. Экспериментальное исследование термоустойчивости сферических электродов диаметром 200 мм для двигателя ПИД-200. Верификация расчетного алгоритма и механико- математической модели по экспериментальным данным.....	124
5.4. Разработка конструкции моделей ВЧИД.....	129
5.4.1. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-8.....	129
5.4.2. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-10.....	131
5.4.3. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-16.....	133
5.4.4. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-45.....	139
5.4.5. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-45М.....	145
Выводы к главе V.....	150
Заключение.....	151
Литература.....	153

Введение

Актуальность темы исследования

На современном этапе развития электроракетных двигателей (ЭРД) одними из перспективных и наиболее эффективных в освоении космического пространства являются ионные двигатели (ИД) (управление ориентацией и положением на орбите, маршевые операции). ИД за рубежом успешно эксплуатируются в космической технике, и область их применения расширяется. В Российской Федерации также начата разработка двигателей этого класса. Применение ИД вследствие их высокого удельного импульса тяги и ресурса дает значительный эффект по экономии массы рабочего тела как при решении маршевых задач, так и при использовании в системах коррекции орбиты космических аппаратов (КА). Это справедливо как для малых КА, эксплуатируемых на околоземных орбитах, так и для геостационарных КА и автоматических межпланетных КА. С развитием космической ядерной энергетики роль ИД будет возрастать [1, 25, 68, 82].

В соответствии с общемировой тенденцией развития космической техники в проекте Федеральной космической программы до 2025 г., планируется разработка и производство ИД различной мощности: малой (до 1 кВт), средней (2-6) кВт и большой (свыше 10 кВт). В указанном диапазоне по мощности двигателя диаметр рабочей перфорированной части электродов ионно-оптической системы (ИОС), которая формирует ионный пучок, имеет величину от менее 100 мм до более 500 мм.

Узел ИОС ИД является наиболее ответственным и сложным в конструктивном и технологическом отношении. Более 95% подведенной к двигателю мощности реализуется в ИОС. Для надежной работы узла ИОС необходимо обеспечить стабильность зазора между эмиссионным электродом (ЭЭ) и ускоряющим электродом (УЭ) на рабочих режимах в жестких допусках. Особенность работы электродов в составе ИОС связана с существенно неравномерным нагревом и деформированием электродов, что может вызвать снижение характеристик двигателя (плотности ионного тока и тяги) и высоковольтный пробой. Необходимо принять во внимание, что электроды имеют разную толщину, могут быть выполнены из разного материала, а их нагрев характеризуется различными температурными профилями [10, 34, 36]. Одним из зарекомендовавших себя технических решений обеспечения стабильности работы узла ИОС является применение профилированных электродов с начальным технологическим прогибом. Неравномерный нагрев приводит к возникновению дополнительных прогибов электродов. В связи с указанными проблемами важно на этапе конструирования уметь рассчитывать начальную форму электродов и их деформации при нагревании до рабочих температур, при которых обеспечивается стабильная работа ИОС. Все

названное подчеркивает важность разработки механико-математической модели электродов ИОС и проведение численного моделирования на основе разработанных методов расчета деформированного состояния электродов в условиях реального теплового нагружения. Все сказанное определяет актуальность темы диссертации.

Актуальность представляемой работы обусловлена:

1. Необходимостью обеспечения стабильности характеристик ИД при неравномерном нагреве электродов.
2. Необходимостью выработки рекомендаций для проектирования электродов ИОС и узлов ИОС перспективных двигателей и реализации их в практических конструкциях ИД.

Объект исследования

Объектом исследования являются термомеханические процессы, вызывающие деформации электродов ИОС ИД при тепловом нагружении, температурные поля и деформации электродов узлов ИОС ИД при рабочих температурных нагрузках.

Предмет исследования

Предметом исследования является численное моделирование деформаций профилированных электродов ИОС в условиях, приближенных к условиям их работы в ИД.

Целью работы является разработка механико-математической модели деформирования профилированных электродов ИОС перспективных ИД при их тепловом нагружении и прогнозирование деформированного состояния, проведение численного моделирования узлов ИОС ИД различной размерности.

Основные задачи диссертации:

В соответствии с целью работы ставятся и решаются следующие задачи:

1. Определение требований к узлам ИОС перспективных ИД различной размерности.
2. Разработка математической модели деформаций профилированных электродов ИОС при тепловом нагружении, характерном для работы в составе ИД.
3. Разработка методики и алгоритма расчетного определения процесса деформирования электродов на основе использования аппарата матричных краевых интегральных уравнений, для проектирования различных вариантов электродов ИОС ИД.
4. Проведение расчетно-теоретических исследований деформирования профилированных электродов для различных перепадов температур и оценка влияния изменения величины дополнительного прогиба на плотность извлекаемого ионного тока.
5. Проведение верификации механико-математической модели, методики и алгоритма с использованием экспериментальных данных и программно-вычислительного комплекса ANSYS.

6. Разработка рекомендации для конструирования электродов и узла ИОС ИД для ряда перспективных ИД, разрабатываемых в НИИ ПМЭ МАИ, ФГУП ОКБ «Факел» и КБ «Химв Автоматики».

7. Разработка конструкции узлов ИОС с электродами разных типоразмеров, обеспечивающих выполнение требований к ним с учетом теплового нагружения при работе в составе ИД.

Методы исследования

Метод исследования - расчетно-теоретический, включающий анализ деформаций электродов ИОС с учетом различных факторов воздействия на основе теории тонкостенных оболочек при допущении о возможности использования гипотезы жесткой нормали в соответствии с гипотезами Кирхгофа-Лява.

Сравнительный анализ расчетных данных по разработанной методике с результатами расчетов, полученных с использованием программно-вычислительного комплекса численного моделирования ANSYS и с известными из литературы экспериментальными данными.

Научная новизна

1. Разработана механико-математическая модель деформирования профилированных электродов ИОС при тепловом нагружении, на базе которой предложена методика определения деформаций профилированных электродов различной размерности при учете заданного технологического прогиба для широкого круга перспективных материалов.

2. Предложен упрощенный алгоритм расчета безразмерного дополнительного прогиба, основанный на итерационном процессе решения интегральных уравнений в аналитическом виде, позволяющий производить расчеты, обеспечивающие оценку необходимого начального технологического и дополнительного прогибов в центре электродов при разработке конструкции узлов ИОС ИД различной размерности, представленных в виде густо перфорированных сегментов сферы.

3. Получены данные по зависимости деформации электродов ИОС ИД, имеющих рабочую часть в виде сегментов сферы, от исходной формы (начального прогиба) при характерном распределении температуры и свойств материала электродов.

Практическая значимость результатов работы

1. Разработана механико-математическая модель и методика расчета деформаций профилированных густо перфорированных электродов ИОС ИД, позволяющая рассчитать дополнительный прогиб электродов при их тепловом нагружении и определить начальный прогиб, при котором дополнительный прогиб находится в заданных пределах.

2. Проведено моделирование деформированного состояния ряда разработанных и разрабатываемых в настоящее время узлов ИОС ИД на основе разработанных рекомендаций.

3. По результатам выработанных решений разработан ряд моделей высокочастотных ионных двигателей (ВЧИД) разного типоразмера, предназначенных для решения транспортных задач в околоземном и дальнем космосе.

4. Разработана конструкторская документация на узлы ИОС ВЧИД разной мощности.

Достоверность полученных результатов

Достоверность полученных результатов, научных положений и выводов, содержащихся в диссертации, обуславливается корректным использованием математического аппарата, обоснованным выбором граничных условий задачи, совпадением полученных результатов с данными численного моделирования по программно-вычислительному комплексу ANSYS, а также с экспериментальными данными.

Реализация и внедрение результатов работы

Результаты работы использованы при выполнении научно-исследовательских работ (НИР) «Исследования и разработка космических высокоимпульсных высокочастотных плазодинамических электроракетных ионных двигателей», «Исследование характеристик и оптимизация конструкции модели ХД для работы на режиме с мощностью до 4 – 5 кВт и удельным импульсом тяги не менее 4000 с. Разработка и исследование характеристик ВЧИД большой мощности, оптимизация конструкции основных узлов и системы электропитания ВЧ разряда», опытно-конструкторской работы (ОКР) «Разработка материалов технического предложения по обоснованию выбора электроплазменного двигателя с базовой мощностью 50...70 кВт», НИОКР «Проведение расчетов конструктивных и эксплуатационных параметров ВЧИД и его элементов. Разработка рабочей конструкторской документации ВЧИД малой мощности». На основании полученных результатов и разработанных рекомендаций разработаны и изготовлены модели ВЧИД различной размерности. Работа по испытаниям и доводке двигателей в настоящее время продолжается.

Апробация результатов

Результаты исследований, изложенные в диссертации, представлены в 7 отчетах, 2 патентах, посвященных технологии изготовления электродов и узла ИОС ИД, а также докладывались на пяти российских и четырех международных конференциях. Основные результаты работы обсуждались на семинарах НИИ прикладной механики и электродинамики «Московского авиационного института (национального исследовательского университета)».

Личный вклад соискателя

С личным участием автора проведена работа:

1. Сформулированы технические требования к узлу ИОС ИД и технологии изготовления электродов узла ИОС разрабатываемых ВЧИД.

2. Предложена механико-математическая модель для профилированных густо перфорированных электродов ИОС перспективных ИД, позволяющая рассчитать дополнительный прогиб электродов при тепловом нагружении и определить начальный прогиб, при котором дополнительный прогиб находится в заданных пределах.
3. Разработана методика определения дополнительного прогиба профилированных электродов ИОС ИД в зависимости от величины начального (технологического) прогиба, свойств материалов и характера теплового нагружения.
4. Проведен анализ расчетно-теоретического исследования процесса теплового деформирования профилированных электродов ИОС ВЧИД различной размерности по разработанному алгоритму итерационного процесса решения интегральных уравнений в аналитическом виде.
5. Проведены дополнительные исследования с использованием программно-вычислительного комплекса ANSYS по влиянию вида закрепления электродов на их устойчивость при тепловом нагружении.
6. Проведен расчет вариантов электродов, соответствующих известным из литературы экспериментальным исследованиям, и проведено сравнение расчетных и экспериментальных данных, подтвердившее их хорошую сходимость (более 90%).
7. Разработаны рекомендации для проектирования узлов ИОС перспективных ИД.
8. На основе проведенного расчетного исследования определены допустимые значения дополнительного прогиба, разработаны конструкции узлов ИОС с профилированными электродами в виде сферических сегментов для ВЧИД различной размерности: с диаметром рабочей части электродов 80, 160, 450, 500 и 600 мм. Экспериментальные исследования показали работоспособность разработанных двигателей ВЧИД-8 и ВЧИД-16 без высоковольтных пробоев в межэлектродном зазоре. Проведено экспериментальное исследование рабочих режимов ВЧИД-16 с определением температурных полей электродов.

Структура и объем работы

Диссертация состоит из введения, пяти глав, заключения, списка литературы. Диссертационная работа изложена на 161 машинописных страницах, содержит 109 рисунков, 6 таблиц, список литературы включает в себя 113 наименований.

Основные положения, выносимые на защиту

1. Механико-математическая модель деформирования профилированных электродов, описывающая термоустойчивость и нелинейный изгиб электродов ИОС, неравномерно нагретых по радиусу и толщине и имеющих начальные технологические прогибы или несовершенство формы, основанная на теории конструктивно-ортотропных кольцевых пластин

и континуальности модели электродов, позволяющая рассчитать технологический и дополнительный прогиб электродов ИД.

2. Сравнительный анализ результатов численного моделирования, проведенного по разработанной методике и алгоритму, рассматриваемому в качестве первого приближения итерационного процесса решения интегральных уравнений в аналитическом виде, с результатами, полученными с использованием программно-вычислительного комплекса ANSYS и экспериментальными данными.

3. Рекомендации для конструирования профилированных электродов, электродов с начальными несовершенствами формы и узлов ИОС ИД, с определенными начальными прогибами или несовершенствами формы для профилированных электродов в виде сферических сегментов, с анализом влияния граничных условий и узлов ИОС ИД.

Краткое содержание диссертации

В первой главе диссертации представлен мировой опыт создания ИД с различными механизмами получения плазмы и сравнительно высокими удельными импульсами тяги, что делает ИД важным претендентом на применение в космических транспортных системах уже в настоящее время. Однако существуют проблемы разработки одного из критических элементов конструкции ИД, каким является ИОС. Одной из проблем разработки ИОС является преодоление в реальных конструкциях последствий деформаций электродов ИОС при тепловом неравномерном нагружении.

Рассмотрены физические процессы в ИОС и определен диапазон изменения основных геометрических параметров электродов для ИД различной размерности.

Обоснована в качестве основного технического решения в соответствии с мировой практикой форма электродов в виде сегментов сферы, расчетно-теоретическое исследование деформации которых является основным предметом исследования в диссертации.

На основе проведенного обзора работ по ИД обоснована актуальность исследования термомеханических процессов в ИОС ИД.

Во второй главе представлен аналитический обзор литературы по тепловому деформированию густо перфорированных круглых и пологих сферических оболочек как профилированных электродов ИОС. Дан анализ деформирования электродов ИОС с использованием основных дифференциальных уравнений теории тонкостенных оболочек, рассмотрены способы решения осесимметричной задачи.

Разработана механико-математическая (термомеханическая) модель перфорированных электродов ИОС ИД. Электроды, выполненные в виде тонкостенных густо перфорированных пологих оболочек вращения на рабочих режимах, находятся в условиях неравномерного нагрева по радиусу и толщине. Вследствие этого даже в свободно закрепленных электродах

возникают внутренние температурные напряжения, что неизбежно сопровождается деформированием электродов.

Предложен алгоритм вычисления коэффициентов конструктивной ортотропии, т.е. коэффициентов заполнения цилиндрического и меридионального сечений электрода, представленного в виде сектора пологой сферы.

Для расчета деформированного состояния электрода использовался аппарат матричных краевых интегральных и интегро-дифференциальных уравнений в безразмерной форме. Решение основано на первом приближении решения системы интегральных уравнений в аналитическом виде, т.е. это позволило получить вместо системы уравнений разрешающее нелинейное алгебраическое уравнение третьей степени относительно безразмерного прогиба в любой точке сферической поверхности электрода. При решении алгебраического уравнения третьей степени необходимо прогнозировать начальные значения искомой переменной, чтобы определить в какой области действия нагрузок находится профилированный электрод.

Разработанные математическая модель и алгоритм позволяют определить начальную форму профилированного электрода.

В третьей главе представлены результаты численного моделирования по разработанной механико-математической модели температурного деформирования профилированных электродов узла ИОС, отличающихся по диаметру и толщине, изготовленных из разных конструкционных материалов.

Предложенная методика и алгоритм, позволяют производить расчеты дополнительных прогибов электродов, а также прогнозировать изменения межэлектродного зазора в узле ИОС при выходе на заданный режим работы двигателя. С помощью этой методики для электродов разного диаметра, при варьируемом начальном прогибе, были численно определены значения дополнительных прогибов.

Показана эффективность и простота численного моделирования при одновременном использовании термомеханической модели электродов ИОС и аналитической методики для расчета дополнительных прогибов профилированных электродов и определена их зависимость от технологического прогиба. Выявлено влияние изменения межэлектродного зазора на изменение плотности ионного тока.

Проведено расчетное исследование зависимости дополнительного прогиба от начального (технологического) прогиба и от радиального градиента температуры для ЭЭ, изготовленных из титановых, титан-ниобиевых и молибденовых сплавов толщиной 0,3...0,6 мм, и для УЭ толщиной 1,5...2,0 мм, выполненных из титанового и молибденового сплава, а также из углерод-углеродного композитного материала (УУКМ).

На основании проведенного исследования разработаны рекомендации для конструирования электродов узла ИОС для перспективных ИД, разрабатываемых в НИИ ПМЭ МАИ, ФГУП ОКБ «Факел» и КБ «Химв Автоматики». В рекомендации включены таблицы значений рекомендуемых начальных прогибов электродов, изготовленных из указанных материалов для диаметров 160 мм и 500 мм.

В четвертой главе представлены результаты моделирования тепловых деформаций электродов в программном комплексе ANSYS и их сравнения с результатами численного моделирования.

Были рассмотрены модели электродов двигателей ВЧИД-16 и ВЧИД-45М диаметром 160мм и 500 мм соответственно. Моделирование производилось для широкого диапазона перепада температур по радиусу от 30 °С до 80 °С и температуры центра электрода от 272 °С до 330 °С. В качестве основных материалов были рассмотрены: титановый сплав ВТ1-0, титан-ниобиевый сплав ТВ-36, молибденовый сплав ВМ-2, углерод-углеродный композитный материал УУКМ.

Построенные кривые изменения технологического прогиба электродов от температурного перепада по результатам численного моделирования в ANSYS и в расчетно-теоретическом исследовании, по предложенному алгоритму, продемонстрировали высокую степень сходимости результатов (свыше 90 %) при существенном уменьшении времени расчета.

В пятой главе проведено сравнение расчетных результатов, полученных по предложенной термомеханической модели, с результатами трех экспериментальных исследований, взятых из литературных данных:

В первом эксперименте, представленном в разделе 1 Главы V, разница между результатами расчетов и экспериментальными данными измерений деформаций УЭ двигателя РИТ-22 вышла существенной: дополнительный прогиб УЭ, рассчитанный по экспериментальным данным, равен 0,24 мм; дополнительный прогиб, полученный при расчете по предложенному алгоритму, равен 0,0032 мм. Это несоответствие, прежде всего, обусловлено недостаточной корректностью эксперимента, отмеченной авторами статьи [75].

Во втором эксперименте, представленном в разделе 2 Главы V, численное моделирование дополнительного прогиба электродов диаметром 300 мм произведено двумя методами: в ANSYS (для ЭЭ - 1,02 мм и для УЭ - 0,5 мм) и по разработанному алгоритму (для ЭЭ - 0,83 мм и для УЭ - 0,44 мм). Результаты численного моделирования не совпали с экспериментальными данными по измерению деформаций аналогичных электродов, полученными на кафедре 208 ФГБОУВПО «Московский авиационный институт (национальный

исследовательский университет)». Предположительно, это обусловлено технологией производства электродов (штамповка).

В третьем эксперименте, представленном в разделе 3 Главы V, расхождение расчетных результатов с экспериментальными данными измерений деформаций ЭЭ и УЭ диаметром 200 мм двигателя ПИД-200, полученными в НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», составило: для межэлектродного зазора от 3,7 %, в центре электродов, до 1,4 % к внешнему диаметру электродов; для центральной точки ЭЭ20 - 4,9% и УЭ20 – 2,4 %. Сравнение расчетных результатов и экспериментальных измерений, проведенных в НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», показали расхождение: по деформациям электродов около 15 % и по величине межэлектродного зазора в зоне сферических частей до 20%.

Основываясь на представленной разнице, сделан вывод о большем соответствии экспериментальных данных результатам расчета по предложенному в диссертации алгоритму.

Также в Главе V на основании разработанных в Главе III рекомендаций разработаны конструкции ВЧИД ряда: 80, 100, 160, 450, 500 мм. Конструкторская документация была передана заказчикам. Проведенные исследования и лабораторная отработка показали работоспособность узлов ИОС, изготовленных лабораторных моделей ВЧИД-8 и ВЧИД-16.

Глава I. Проблемы создания ионно-оптических систем для перспективных ионных двигателей

1.1. Роль развития технологии ионных двигателей в космической программе Российской Федерации

Основное отличие электрических ракетных двигателей (ЭРД) от химических ракетных двигателей (ХРД), с точки зрения их применения, заключается в величинах удельных импульсов тяги или скоростей истечения рабочего тела из двигателя.

Использование электрической энергии для получения тяги в ЭРД позволяет существенно повысить скорости истечения рабочего тела, поскольку принципиально меняется механизм ускорения: электрическая энергия может трансформироваться в кинетическую, минуя тепловую фазу.

С физической точки зрения ЭРД являются ускорителями заряженных частиц с помощью электрических и магнитных полей, и принципиально в них могут быть реализованы достаточно высокие скорости истечения рабочего тела, создающего тягу (при современном уровне развития бортовой космической энергетики оптимальная скорость истечения может составлять от 2000 с до 5000 с и более). С увеличением удельного импульса тяги для получения того же значения тяги можно уменьшить секундный расход рабочего тела (РТ). Высокие скорости истечения требуют высоких уровней электрической мощности, определяемых величиной энергетической «цены тяги», составляющей для различных ЭРД 20...50 Вт за 1 мН тяги. Бортовые энергоустановки современных КА позволяют реализовывать уровни тяги в диапазоне 10...500 мН. Этот уровень тяги определяет основную область применения ЭРД для коррекции и стабилизации параметров рабочей орбиты телекоммуникационных КА, находящихся на геостационарной орбите.

С ростом мощности бортовых энергоустановок электроракетные двигательные установки (ЭРДУ) оказываются эффективными при их использовании в качестве маршевых двигателей для решения задач перевода КА с низких на высокие орбиты и для осуществления полетов в дальний космос. Решение первой из названных задач связано с реализацией новых схем выведения, а второй – с осуществлением длительных гелиоцентрических перелетов (в пределах Солнечной системы) с двигателями малой тяги. К настоящему времени создан теоретический задел и накоплен практический опыт решения обеих задач [37, 38]. Многочисленные исследования показывают, что с ростом энерговооруженности космических аппаратов (отношение мощности энергоустановки к массе КА), а также усложнением

транспортных задач (возрастание характеристической скорости) оптимальный удельный импульс тяги ЭРДУ имеет тенденцию к повышению.

ЭРД, благодаря их «гибкости» в отношении механизмов ускорения РТ, уровня мощности единичного двигателя и удельного импульса тяги, прекрасно вписываются в качестве важного компонента, обеспечивающего общий прогресс космической техники.

Как показала практика развития космической техники в последней четверти XX века, ЭРД становятся все более востребованными для применения на КА, в первую очередь, эксплуатируемых на геостационарной орбите – КА глобальной телекоммуникационной связи. При этом по мере развития бортовой (солнечной) энергетики геостационарных КА рост КПД фотопреобразователей, снижение удельной массы солнечных батарей также обуславливают тенденцию применения ЭРД с повышенным удельным импульсом тяги.

Дальнейшее развитие бортовой энергетики позволит решать транспортные задачи с использованием маршевых ЭРДУ в ближнем и дальнем космосе. Таким образом, развитие космической техники определяет как тенденцию необходимость повышения удельного импульса тяги ЭРД.

1.1.1. Место ИД в ряду других типов ЭРД и их конструктивные особенности

Ионные двигатели (ИД) относятся к классу электростатических двигателей, в которых рабочее тело сначала переводится в плазменное состояние в газоразрядной камере (ГРК), а затем положительно заряженные частицы (ионы) ускоряются электростатическим полем в ионно-оптической системе (ИОС), образованной электродами с приложенной к ним разностью потенциалов. В ИД электростатическое ускорение может быть осуществлено в практических конструкциях ИОС с КПД, близким к 100 %. Энергетические затраты на получение плазмы являются, с точки зрения оценки ИД, как двигателя, непроизводительными. Затраты мощности на ионизацию РТ относят к потерям, снижающим КПД ИД в целом. Компенсация тока и пространственного заряда пучка ионов на выходе из ИД осуществляется установкой нейтрализатора - источника электронов, конструкция которого принципиально не отличается от конструкции катода-нейтрализатора, использованного в СПД и ДАС.

Место ИД в ряду других типов ЭРД отражено в таблице 1.1 [13, 56]. В ней приведено сравнение характеристик различных типов ЭРД, включая ИД:

- электротермические двигатели (ЭТД) [63], включая электронагревные (ЭНД) и электродуговые (ЭДД) [92];
- холловские ЭРД, включая стационарные плазменные двигатели (СПД) [2, 3, 23, 55, 59, 69, 78, 79, 89, 92, 113] и двигатели с анодным слоем (ДАС) [17, 57, 87, 101];

- магнитоплазодинамические двигатели (МПДД) [58, 63, 71, 104], включая электромагнитные сильноточные двигатели с собственным и внешним магнитными полями, включая импульсные плазменные двигатели (ИПД) [27, 35, 39, 99, 104, 108, 109].

Последние годы появилась новая концепция ЭРД с ускорением плазмы в магнитном сопле [91, 93].

Таблица 1.1

Классификация и основные характеристики ЭРД

Характеристики ЭРД	Электроракетные двигатели (ЭРД)							
	Электрические тепловые двигатели (ЭТД)		Ионные двигатели (ИД)		Электромагнитные двигатели (ЭМД)			
	ЭНД	ЭДД	с разрядом постоянного тока	с ВЧ и СВЧ разрядом	Сильноточные		Слаботочные (холловские)	
					МПДД	ИПД	СПД	ДАС
Рабочее тело	Аммиак, гидразин, водород	Аммиак, гидразин, водород	Ксенон, криптон, другие газы		Литий, газы с малой атомарной массой, включая водород	Фторопласт	Ксенон, криптон	Ксенон, криптон, висмут
Удельный импульс тяги, с	200...250	400...650 (аммиак) до 2000 (водород)	3000...8000 и более		4000...5000	до 2000	1000..3000	1000-3500 (Ксенон, криптон) до 7000 (висмут)

Как следует из приведенной библиографии, ЭРД с различными ускорениями плазмы активно разрабатывались в бывшем СССР и за рубежом, причем на разных этапах развития ЭРД того или иного типа имели различные преимущества применения. Так например, до середины 80-х годов большая часть геостационарных КА была оснащена ЭТД. Затем наступила эра применения в СССР СПД [23], а за рубежом ИД [92], что отражает тенденцию по мере совершенствования КА, применения ЭРД с более высоким импульсом тяги.

Как следует из таблицы 1.1, ИД имеют преимущество над другими типами двигателей по удельному импульсу тяги.

1.1.2. Технический облик и основные рабочие характеристики ионных двигателей

Обладая общим механизмом ускорения, ИД разделяются на типы, отличающиеся способом перевода РТ в ионизированное состояние. В настоящее время разработаны ИД на основе газового разряда постоянного тока, высокочастотного (ВЧ) разряда и сверхвысокочастотного (СВЧ) разряда (рисунок 1.1.1).

ИД постоянного тока (ИДПТ) были предложены в 1961 году Гарольдом Кауфманом (Harold Kaufman) в США [76] и до сих пор занимают основное положение в программе развития ЭРД в США [11, 12, 64, 77, 107]. Позже ИДПТ были освоены на промышленном уровне также в Европе и Японии. При этом ВЧИД, разработанные под руководством Хорста В.Й.А. Леба (Германия, Гиссенский университет), до настоящего времени нашли применение исключительно в Европе [95, 100]. СВЧ ИД разрабатываются и используются исключительно в Японии. В настоящее время ни одна из схем ИД по своим характеристикам не имеет решающих преимуществ перед другими. Все они успешно развиваются, накоплен положительный опыт их применения в космосе.

Активные работы по ИД в СССР проводились с начала 60-х годов XX века [97]. В начале 80-ых годов прошлого века работы в области ИД в Российской Федерации были практически лишены государственной поддержки, и лишь в последние годы, исходя из насущных потребностей космической отрасли, возобновлены.

В ИД отсутствуют какие-либо физические ограничения на величину импульса тяги сверху, его величина определяется практической целесообразностью, исходя из оптимального решения конкретной транспортной задачи. Практически, удельный импульс тяги ИД, эксплуатируемых в настоящее время 3200 ... 4500 с, что в 10 и более раз превышает удельный импульс тяги ЖРД и в 2-3 раза – удельный импульс тяги эксплуатируемых СПД.

Независимо от типа разряда, используемого для получения плазмы рабочего тела, ИД всех трех типов имеют общие конструктивные особенности. В кратком анализе остановимся на конструктивных особенностях ИД каждого типа.

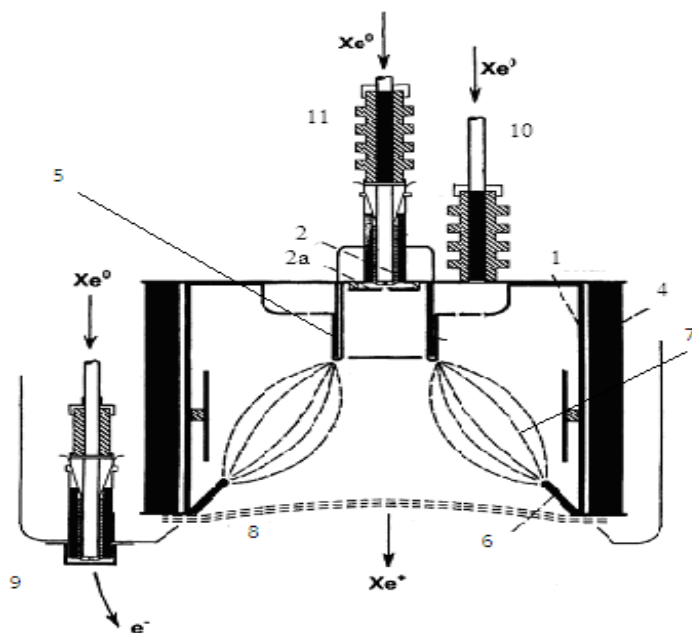
1.1.2.1. Ионные двигатели с разрядом постоянного тока

Принципиальная схема ИД с разрядом постоянного тока (далее ИДПТ) приведена на рисунке 1.1.1а. ИДПТ содержит газоразрядную камеру (ГРК) (поз. 1, рис. 1.1.1а), в которой установлены катодный блок, с входящими в него собственно катодом (поз. 2, рис. 1.1.1а) (эмиттер электронов) и электродом инициации разряда («электрод поджигает») (поз.2а, рис. 1.1.1а), а также анод (поз. 3, рис. 1.1.1а). Магнитная система ГРК образована катушками возбуждения (поз. 4, рис. 1.1.1а) (или постоянными магнитами), магнитопроводом с внутренним (поз. 5, рис. 1.1.1а) и внешним (поз. 6, рис. 1.1.1а) полюсными наконечниками. Магнитная система формирует расходящееся от катода магнитное поле, силовые линии (поз. 7, рис. 1.1.1а) которого условно показаны на рисунке 1.1.1а. Приведенная конфигурация ИДПТ полностью соответствует патенту Г. Кауфмана и называется «ИДПТ с расходящимся магнитным полем». По этой схеме выполнены ИД Т-5 и Т-6 европейской фирмы QinetiQ

(рис.1.1.16) [66]. В ИД разработки ГНЦ ФГУП «Исследовательский центр им. М.В. Келдыша», в ИД NSTAR [26, 67, 102] и NEXТ (США), а также в японском ИД JAXA-35 магнитная система образует многополюсное поле «касповой» геометрии [96].

ИОС (поз. 8, рис. 1.1.1а) выполнена в виде отдельного сборочного узла и содержит три электрода: эмиссионный (ЭЭ), расположенный со стороны ГРК и находящийся под высоким положительным потенциалом, ускоряющий (УЭ) – под отрицательным потенциалом и замедляющий (ЗЭ), который находится под потенциалом корпуса КА (возможно задание небольшого отрицательного потенциала). На рисунке 1.1.1а все три электрода показаны перфорированными – с множеством соосных отверстий. На практике ЗЭ может быть выполнен кольцевым, охватывающим весь мидель двигателя. Принципиально то, что ИОС представляет собой многоапертурную систему, выполненную по классической схеме: ускорение - замедление [33], которая формирует потенциальные барьеры для электронов как со стороны ГРК, так и со стороны истекающей плазменной струи. Это позволяет производить токовую и пространственную компенсацию заряда ионов путем инъекции в струю электронов из катода нейтрализатора (КН) (поз. 9, рис. 1.1.1а).

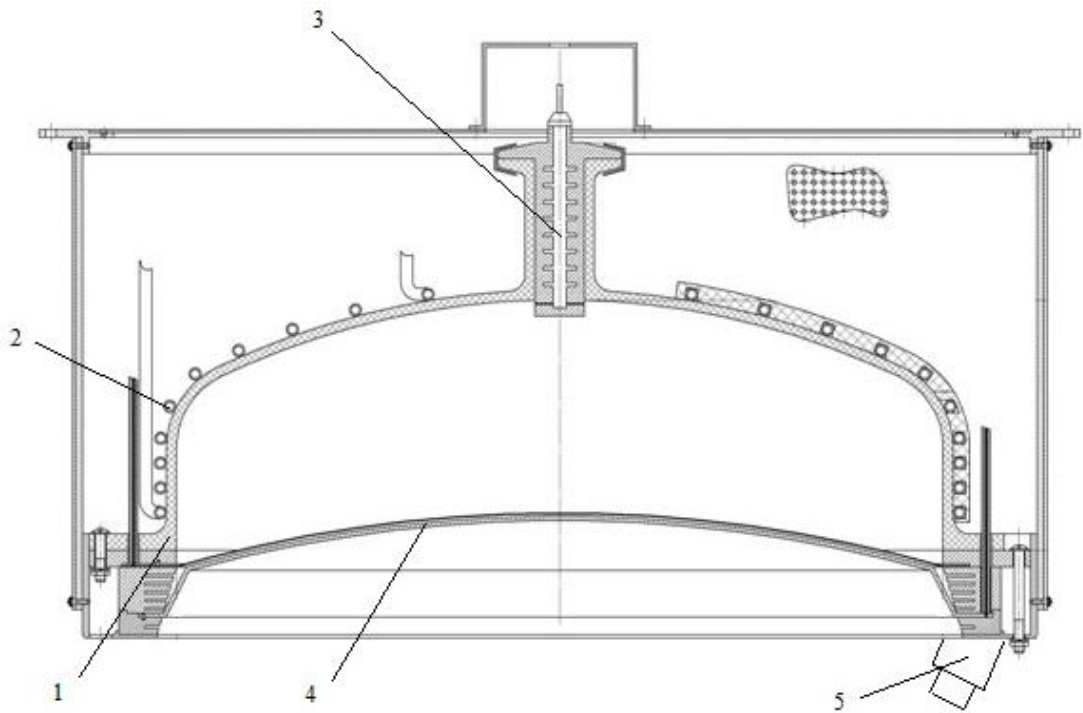
Рассмотренная конструктивная схема ИОС является базовой для ИД всех трех типов.



1 – ГРК; 2 – катод; 2а – электрод инициации разряда;
3 – анод; 4 – постоянные магниты; 5 – внутренний полюс магнитопровода; 6 – внешний полюс магнитопровода; 7 – силовые линии; 8 – ИОС; 9 – КН;
10, 11 – высоковольтные изоляторы тракта
а) Схема ИД с разрядом постоянного тока и с расходящимся магнитным полем

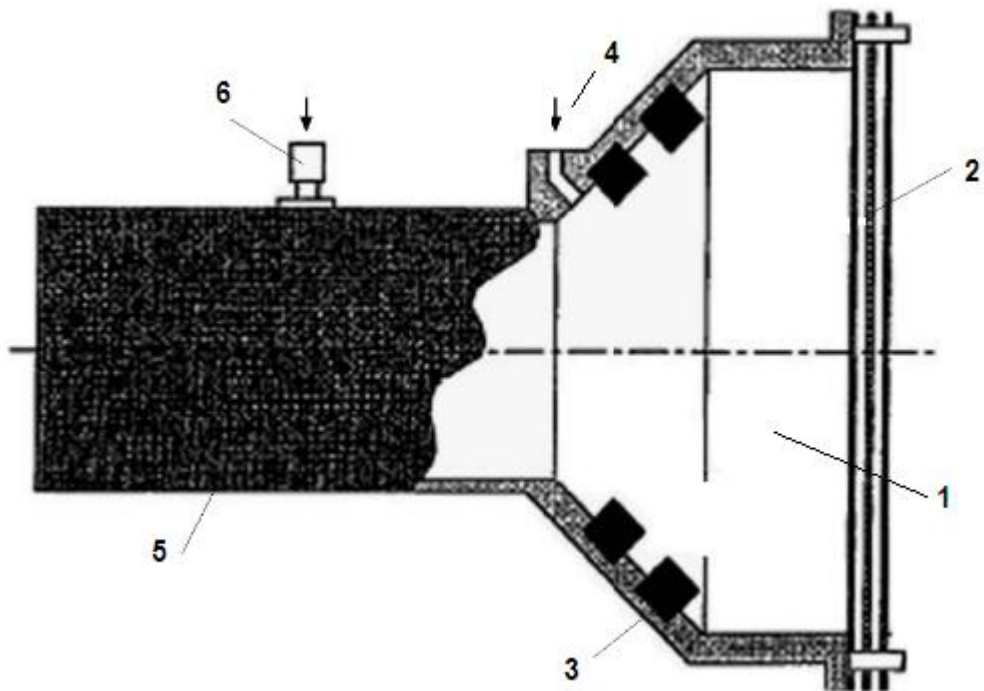


б) Двигатель UK-10 (Англия)



1 – ГРК; 2 – индуктор; 3 – газоввод; 4 – ИОС; 5 – КН

в) Схема ИД с индуктивным ВЧ разрядом



1 – ГРК; 2 – ИОС; 3 – постоянные магниты; 4 – газоввод; 5 – волновод; 6 - разъем

г) Схема ИД с СВЧ разрядом

Рисунок 1.1.1. Принципиальные схемы модификаций ионных двигателей

Основа рабочего процесса ГРК ИДПТ – несамостоятельный разряд с горячим катодом во внешнем магнитном поле. Наиболее ответственным узлом ГРК является катод, который

должен обладать высокой эмиссионной способностью (ток эмиссии с катода в 5-7 раз превышает ток ионного пучка) и иметь стабильные характеристики в течение всего срока эксплуатации двигателя – свыше 20000 часов. Топография магнитного поля должна обеспечивать магнитную изоляцию плазмы для снижения тока электронов на анод (тока разряда). В результате оптимизации в ГРК современных ИДПТ удельные энергозатраты (отнесенные к 1 А тока ионного пучка) составляют 200-250 Вт/А, что является рекордно низкой для современных ИД.

В ИД любого типа доля затрат мощности на ионизацию от полной приложенной к двигателю (ГРК и ИОС) мощности уменьшается с ростом удельного импульса тяги, а КПД повышается. ИДПТ имеют полный (тяговый) КПД: 0,6-0,75 в диапазоне по удельному импульсу тяги 3200 – 4500 с. Применение ИД лучше СПД в качестве двигателей коррекции КА с длительным сроком активного существования (САС) (15 лет и более) и в качестве маршевых двигателей КА дальнего космоса, когда сказываются преимущества высокого удельного импульса тяги. Дополнительным преимуществом ИД может служить возможность формирования пучка ионов полууглом расходимости ≈ 15 градусов, вместо ≈ 45 градусов у современных СПД.

Технология ИД в СССР и России не получила должного развития. Это связано, в первую очередь, с приоритетным развитием технологии СПД. До сих пор СПД решают проблему двигателей малой тяги и достигают высокого удельного импульса тяги, исходя из насущных задач страны.

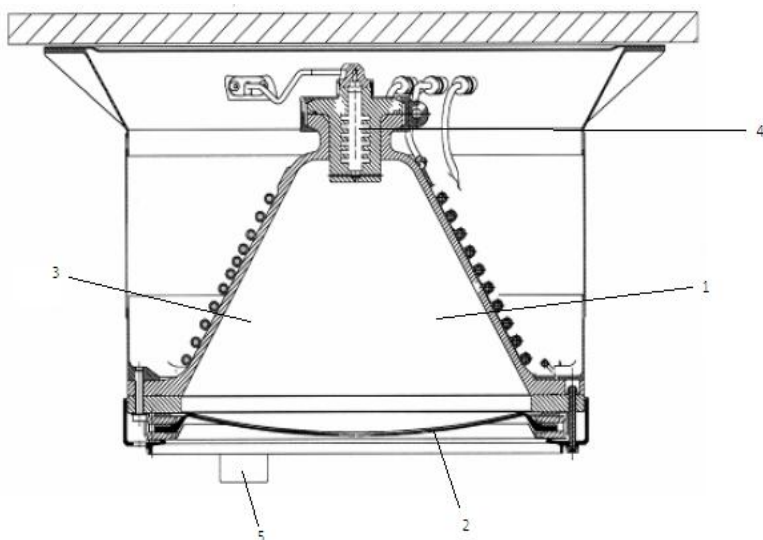
Следует отметить высокий уровень технологии ИД, достигнутый зарубежными фирмами уже на ранней стадии создания и эксплуатации ИДПТ. Так, уже японский диаметром 12 см ИДПТ NSSK (1994 год) был оснащен молибденовым ЭЭ, имеющим толщину 0,3 мм. В начале 70-ых годов в США была освоена технология изготовления профилированных молибденовых электродов (dished grids), которая до сих пор остается базовой. Технология ИД в США развита настолько, что обеспечивает ресурс двигателя, превышающий 20000 часов [92]. Большие надежды в США связывают с технологией электродов из углерод-углеродного композита. Эта технология обещает существенное увеличение ресурса ИД.

1.1.2.2. Ионные двигатели с высокочастотным (радиочастотным) разрядом

Ионные двигатели с высокочастотным (радиочастотным) разрядом (далее ВЧИД), в основном, исследовались и разрабатывались в Германии. Научно-технические основы радиочастотных ионных двигателей (Radio Frequency Ion Thruster - RIT) были заложены под руководством профессора Х.В.Й.А. Лёба в Гиссенском университете (рис. 1.1.2б) [84, 98, 102].

Были созданы демонстрационные образцы двигателей в диапазоне мощности от нескольких Ватт до 8 кВт [73].

Принципиальная схема ВЧИД приведена на рисунке 1.1.1в, а конструктивная – на рисунке 1.1.2а. ГРК ВЧИД (поз.1 рис. 1.1.2а) выполнена из радиопрозрачного диэлектрика (кварц, окись алюминия и др.). Узел ИОС аналогичен описанному для ИДПТ. Внутри ГРК отсутствуют электроды, не требуется также и магнитная система. Ввод мощности в разряд осуществляется от индуктора (поз.3 рис. 1.1.2а), подключенного к ВЧ генератору (ВЧГ). Ввод газа производится в ГРК через газораспределитель (поз.4 рис. 1.1.2а) и в нейтрализатор (поз.5 рис. 1.1.2а). После подачи газа и подвода ВЧ мощности индукционный ВЧ разряд инициируется подачей отрицательного импульса напряжения на нейтрализатор. Подачей напряжений на электроды ИОС формируется ионный пучок.



1– ГРК, 2 – ИОС, 3 – индуктор,
4 – газораспределитель, 5–КН
а) Конструктивная схема ВЧИД



б) Двигатель RIT-22 (Astrium,
Германия)

Рисунок 1.1.2. ВЧИД

ВЧИД имеют ряд преимуществ по сравнению с двигателями ИДПТ:

- отсутствие в ГРК электродов, находящихся под высоким потенциалом, отсутствие катода как одного из сложнейших и наименее надежных элементов конструкции ИДПТ;
- отсутствие магнитной системы.

Кроме того, ВЧ разряд не чувствителен к содержанию в рабочем теле химически активных примесей, включая кислород и азот, что может дать экономическую выгоду при экспериментальной отработке ВЧИД за счет снижения требований к чистоте ксенона.

1.1.2.3. Ионные двигатели со сверхвысокочастотным разрядом

СВЧИД, схематическое изображение которых представлено на рисунке 1.1.1г, основаны на нагреве электронов в СВЧ разряде в режиме электронно-циклотронного резонанса (ЭЦР) при частоте 2,5...4 МГц. Для реализации ЭЦР в ГРК (поз.1 рис. 1.1.1г) необходимо использовать магнитное поле специальной конфигурации и индукцией около 0,25Тл, создаваемое постоянными магнитами (поз.3 рис. 1.1.1г). СВЧ мощность подводится через заднюю стенку ГРК, используя СВЧ разъем (поз.6 рис. 1.1.1г) и волновод (поз.5 рис. 1.1.1г). Ионный пучок формируется ИОС (поз.2 рис. 1.1.1г). Также как и ВЧИД, двигатели типа СВЧИД не содержат такого критического, с точки зрения ресурса ИД, элемента конструкции как катод основного разряда.

В проекте Hayabusa для полета к астероиду Итокава [81] были применены четыре двигателя СВЧИД с диаметром пучка ионов 10 см. При общей длительности миссии (около семи лет) наработка двигателей составила 40000 часов, что обеспечило суммарное приращение характеристики скорости КА 2200 м/с. В процессе полета по мере удаления от Солнца потребляемая мощность изменялась от 1200 до 250 Вт (максимальная тяга 8 мН). Удельный импульс тяги в начале полета составлял 3200 с. Семейство СВЧИД, разработанных в Японии, включает двигатели типоразмера 1 см, 10 см и 20 см [81].

ИД всех трех рассмотренных конкурирующих технологий могут рассматриваться в качестве серьезных претендентов на роль корректирующих двигателей КА с длительным сроком активного существования (САС) и маршевых двигателей для транспортных модулей с солнечными и ядерными источниками энергии. Современное развитие ИД и баллистический анализ миссий, планируемых к реализации в ближайшем и более отдаленном будущем, свидетельствует о больших перспективах ионных двигателей для обеспечения исследований, как в ближнем, так и в дальнем космосе на качественно новом уровне.

Следует отметить, что принципиальная конструктивная схема узла ИОС ИД всех трех типов одинакова. Поэтому расчетно-теоретический анализ, проведенный в данной диссертации, не теряет своей общности применительно к ИД любой из названных схем.

1.1.3. Тенденции развития электрических ракетных двигателей в будущем

Если принять следующую классификацию ЭРД по уровню мощности:

двигатели сверхмалой мощности	до 10 Вт;
двигатели малой мощности	10 ... 700 Вт;
двигатели средней мощности	1,0 ... 5,0 кВт;

двигатели повышенной мощности 5,0 ... 20 кВт;
двигатели высокой мощности свыше 20 кВт,

Из приведенного обзора следует, что в настоящее время освоена и практически используется технология ЭРД малой и частично средней мощности (от 1 кВт до 3 кВт). Двигатели мощностью 4 - 5 кВт прошли стадию лабораторных и инженерных моделей и в скором времени будут квалифицированы для применения на КА.

Вместе с тем, очевидны основные тенденции развития КА нового поколения: увеличение массы, энерговооруженности и сроков активного существования. Эти тенденции обусловлены соответствующим развитием ракет-носителей, разгонных и апогейных двигателей, солнечной космической энергетики. В качестве примера можно привести динамику повышения электрической мощности полезной нагрузки (и соответственно, энергоустановок) европейских телекоммуникационных КА. Видно, что на современном этапе развития КА данного назначения при массе более 3,5 т располагаемая на борту электрическая мощность превышает 14 кВт (на платформе Boeing-702 – 20 кВт). Тенденция увеличения массы КА, выводимых на геостационарную орбиту (ГСО) и мощности энергоустановок, продолжается. Технология ЭРД может внести существенный вклад в обеспечение указанной тенденции. Прежде всего, это связано с возможностью реализации новых схем выведения КА с использованием маршевых ЭРД. Наиболее эффективно создание транспортных модулей (или платформ), оснащенных маршевыми ЭРДУ [62, 65, 81, 89, 94, 113]. Как показывает баллистический анализ, новые схемы выведения с использованием маршевых ЭРДУ позволят при применении ракетоносителей (РН) среднего класса типа «Союз» и тяжелого класса типа РН «Протон-М» или РН «Ангара-5» повысить массу КА, выводимых на геосинхронные орбиты, на 30-50 % (в зависимости от времени выведения) [37].

К двигателям коррекции КА нового поколения предъявляются требования повышенного удельного импульса тяги 4000...4500 с., что является оптимальным для ИД.

Перспективные проекты, такие, например, как пилотируемые полеты на Луну или Марс, схожие по задачам полеты к дальним планетам Солнечной системы, и ряд других, потребуют двигательных модулей существенно большей мощности. Уже в 60-ых, а затем в 80-ых годах XX века проводились первые исследования по созданию демонстрационных модулей ИД высокой мощности. В Льюисском исследовательском центре НАСА (в настоящее время Исследовательский центр Глена) был создан демонстрационный образец ИДПТ диаметром 1,5м и мощностью 200 кВт, что примерно в 40 раз выше мощности 30-см двигателя NSTAR [85]. Фотография демонстрационного образца, работавшего на ртути, как и большинство ИД того поколения, приведена на рисунке 1.1.3.

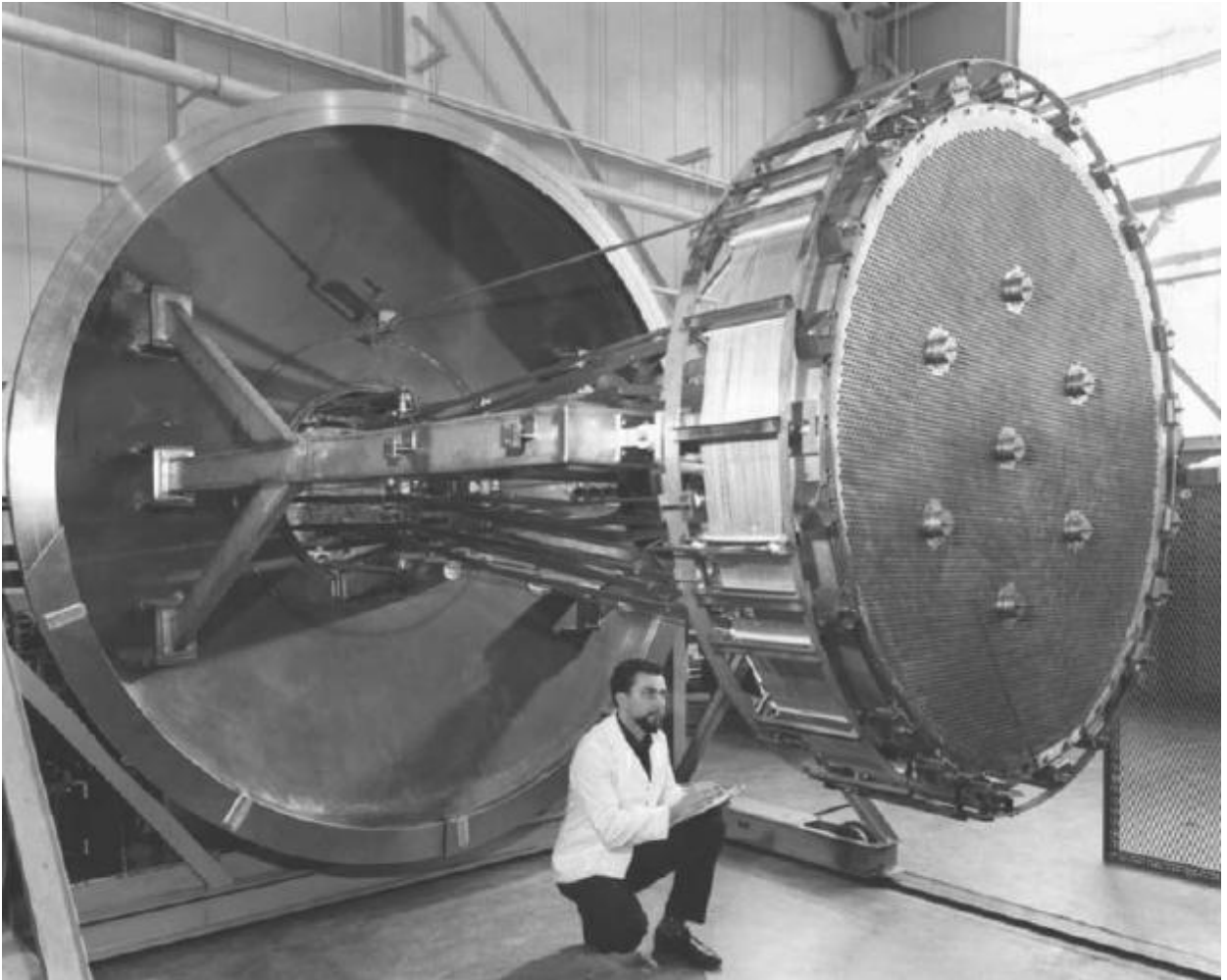


Рисунок 1.1.3. 200 кВт ИД ПТ разработки «Исследовательского центра им. Льюиса» (США)

В современной программе США заложена разработка следующего поколения ИДПТ, получившая название NEXТ [62]. Этот двигатель предназначен для работы в составе транспортных модулей с ядерной энергоустановкой. Номинальный режим двигателя: по удельному импульсу тяги - 7500 с, мощность около - 30 кВт.

Перспективы создания на базе новых технологий мощных ВЧИД с высоким уровнем тяги также выглядят обнадеживающе. В университете г. Гиссен разработан экспериментальный образец двигателя RIT-35 с диаметром разрядной камеры 35 см. Мощность двигателя до 23 кВт при удельном импульсе тяги до 6000 с. На проектном уровне просматриваются перспективы создания ВЧИД типа RIT мощностью до 100 кВт с диаметром пучка ионов до 1 м [68, 86].

В Российской Федерации реализуется программа разработки транспортного модуля с ядерной энергоустановкой с уровнем электрической мощности 1 МВт [1, 4, 24, 25, 60, 61, 68, 82, 89]. В обеспечение этой программы на альтернативной основе разрабатываются двигательные модули на основе ИДПТ [89] и ВЧИД [68].

1.1.4. Перспективы развития технологии ионных двигателей в Российской Федерации

В проекте Федеральной космической программы до 2025 г. (ФКП-25) предусмотрена разработка ИД нескольких номиналов мощности: 0,2...0,7 кВт; 2...3 кВт (с возможным ростом до 5...6 кВт); 15...20 кВт; 35...40 кВт. Двигатели малой мощности предназначены для эксплуатации на малых КА массой до 500 кг. Удельный импульс тяги ИД этого назначения может варьироваться от 2500 с до 3200 с. Характерный типоразмер этих двигателей 80...100 мм по диаметру пучка ионов. Основная область применения двигателей средней мощности – двигатели коррекции геостационарных КА массой от 2 т до 6 т. Удельный импульс тяги ИД этого назначения составит около 4500 с, что позволит сократить требуемую массу рабочего тела примерно в три раза (для коррекции КА массой до 4...5 т) по сравнению с эксплуатируемыми в настоящее время СПД с удельным импульсом тяги 1500 с. Характерный типоразмер по диаметру ионного пучка 200...250 мм. Двигатели повышенной мощности 15...20кВт рассчитаны на применение в качестве маршевых при реализации выведения тяжелых КА 5 т и более на ГСО с использованием схемы довыведения. Характерный уровень удельного импульса тяги 3200...3800 с. Характерный типоразмер - 500 мм. Двигатели мощностью 35...40 кВт с удельным импульсом тяги 7000...8000 с предназначены для межпланетных полетов. Характерный размер модуля по диаметру пучка ионов - около 500 мм

В научно-исследовательском институте прикладной механики и электродинамики, в котором выполнена диссертация, начиная с 2010г., проводятся расчетно-теоретические и экспериментальные исследования высокочастотных ионных двигателей (ВЧИД) различной размерности. Удобно представить ориентировочные параметры двигателей, относящиеся к ВЧИД разной размерности в виде таблицы 1.2.

Таблица 1.2

Параметры ВЧИД

Тип двигателя	ВЧИД ММ	ВЧИД СМ	ВЧИД БМ	
			Маршевый довыведения	Маршевый для дальнего космоса
Параметр				
Ускоряющее напряжение U_+ , кВ	1,2...2,0	2,0...2,3	1,5...2,3	4,0...4,5
Ток пучка ионов, А	0,1...0,3	0,7...1,3	6,0...8,0	6,0...8,0

Продолжение таблицы 1.2

Тип двигателя	ВЧИД ММ	ВЧИД СМ	ВЧИД БМ	
			Маршевый довыведения	Маршевый для дальнего космоса
Параметр				
Потребляемая мощность, кВт	0,2...0,6	2,0...3,0	15,0...20,0	30,0...40,0
Тяга, мН	5...15	60...90	-	-
Удельный импульс, с	3000...4200	4000...4500	3000...3500	6000...7000
Диаметр ионного пучка, мм	80...100	160...200	450...500	500...600
Оцениваемый ресурс, час	>20000	>20000	>20000	>50000

Условно двигатели разделены на четыре группы: ВЧИД малой мощности (ВЧИД ММ) (0,2...0,6кВт), ВЧИД средней мощности (ВЧИД СМ) (2...3 кВт) и ВЧИД большой мощности (ВЧИД БМ) в двух модификациях, отражающих их потенциальную область применения: маршевый ВЧИД БМ для довыведения КА на высокоэнергетичные орбиты мощностью 15...20кВт и маршевый для полетов в дальний космос мощностью 30...40 кВт. ВЧИД ММ могут применяться как в качестве корректирующих двигателей малых космических аппаратов, так и в качестве маршевых для компенсации сопротивления атмосферы на малых низкоорбитальных КА.

Параметры ВЧИД СМ ориентированы более определенно на применение в качестве двигателей систем коррекции орбиты КА, в частности, поддержания точки стояния геостационарных КА массой до 4 т.

ВЧИД БМ рассматриваются в одном типоразмере с диаметром ионного пучка 450...500 мм, но в двух модификациях по удельному импульсу тяги и мощности, исходя из назначения. Применение ВЧИД БМ в качестве маршевых в системах довыведения КА с промежуточной на геостационарную орбиту требуют удельного импульса тяги в пределах 3000...3500 с. Маршевые двигатели для полетов в дальний космос могут иметь удельный импульс тяги свыше 6000 с. При этом ток ионного пучка, определяемый рабочей плотностью ионного тока, для обеих модификаций примерно одинаков, из-за чего мощность ВЧИД БМ систем довыведения имеют мощность 15...20 кВт, ВЧИД БМ для полетов в дальний космос 30...40 кВт.

Проблемным вопросом производства ИД является необходимость освоения технологии изготовления критических элементов (блоков) этих двигателей. В рамках ОКР «ЭРДНП» по программе перевооружения ОПК ФГУП ОКБ «Факел» в кооперации с НИИ ПМЭ МАИ и АО «Композит» выполняется работа по разработке технологии создания основных критических

блоков ИД, таких как ИОС и ГРК (применительно к ВЧИД). Работы по ОКР «ЭРДНП» способствует освоению технологий на новом более высоком уровне для Российской Федерации, не уступающем зарубежным образцам ВЧИД. В ГНЦ ФГУП «Исследовательский центр им. М.В. Келдыша» развивается технология ионных двигателей с разрядом постоянного тока (ИДПТ).

Данная работа выполнялась в НИИ ПМЭ МАИ. Соответственно, интересы автора, в основном, связаны с разработкой двигателей с высокочастотным разрядом - ВЧИД, а более конкретно с разработкой их конструкции и решением термомеханических проблем создания ИОС двигателей, указанных в таблице 1.2 четырех размерностей. Вместе с тем, результаты конструктивной и экспериментально-теоретической проработки узла ИОС ВЧИД могут быть перенесены и использованы при разработке ИД других типов.

На современном этапе развития ЭРД одним из перспективных и наиболее эффективных в освоении космического пространства являются ИД (коррекция положения на орбите, маршевые двигатели). Для осуществления экспедиций внутри Солнечной системы для исследования и освоения Луны и Марса потребуется разработка ЭРД, в частности ИД, с высоким удельным импульсом тяги.

1.2. Основные физические процессы в ИОС

В ионных двигателях используется трехэлектродная ИОС, реализующая схему «ускорение-торможение», принципиальная схема которой показана на рисунке 1.2.1. ИОС состоит из трех электродов, по крайней мере, два из которых выполнены перфорированными с множеством соосных отверстий. Ионы извлекаются из квазинейтральной плазмы газового разряда через отверстия в эмиссионном электроде (ЭЭ) и ускоряются разностью потенциалов, приложенных к ЭЭ и ускоряющему электроду (УЭ). Согласованием параметров разряда (концентрации плазмы и электронной температуры) с геометрическими размерами ИОС (диаметром отверстий, толщин электродов и величины межэлектродного зазора), а также электрическими потенциалами на ЭЭ и УЭ достигается формирование пучка ионов определенной скорости, плотности тока и геометрии. Третий электрод (чаще всего выполняется кольцевым, охватывающим пучок) заземлен (находится под потенциалом корпуса КА), потенциал ЭЭ положителен, а потенциал УЭ отрицателен по отношению к корпусу КА. За ЭЭ также формируется квазинейтральная плазма, плотность которой определяется медленными вторичными ионами, образующимися в результате процесса резонансной перезарядки быстрых ионов пучка на медленных атомах рабочего газа, истекающих из газоразрядной плазмы. Вторичные ионы обозначены на рисунке 1.2.1 как СЕХ.

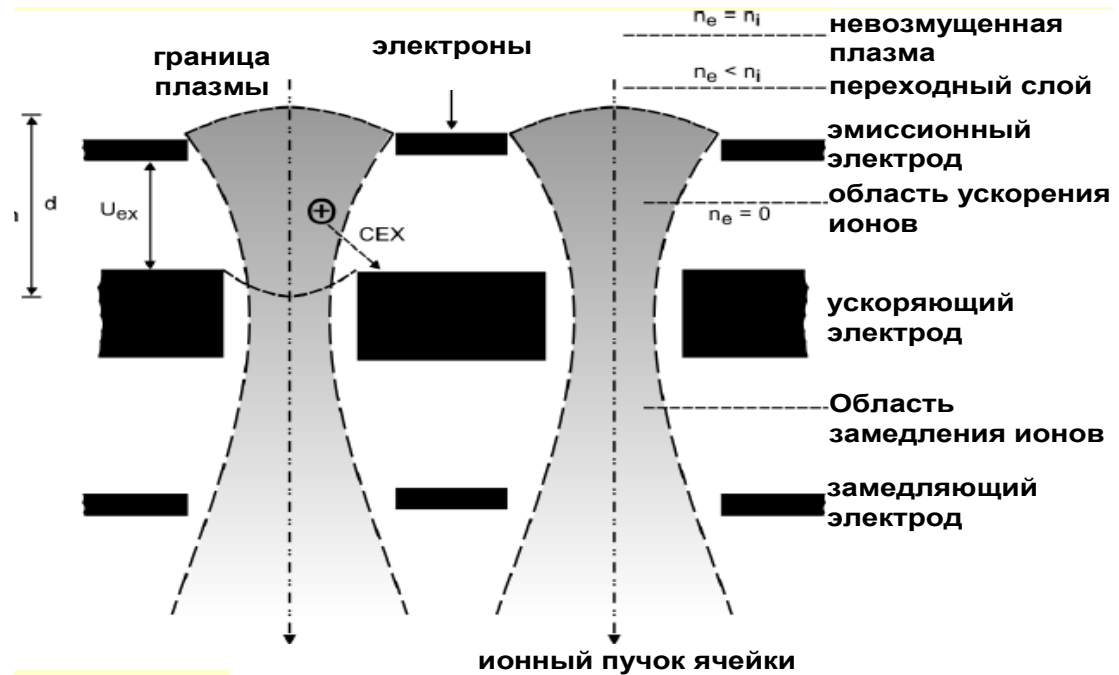


Рисунок 1.2.1. - Схема элементарной ячейки трехэлектродной ИОС.

Ионный пучок на выходе из двигателя распространяется в квазинейтральной плазме в зоне токовой и объемной нейтрализации пучка. Потенциал плазмы в зоне нейтрализации устанавливается автоматически таким, что формируется потенциальная ловушка для удержания в ее объеме электронов, компенсирующих пространственный заряд ионов.

Расчетные исследования ИОС как устройств формирования ионного пучка определяет проектный облик узла ИОС на современном уровне технологий. Повышение удельного импульса тяги, мощности и ресурса двигателя влечет за собой изменения в требованиях к электродам двигателей: использования ЭЭ малой толщины (0,3...0,4 мм) [83], межэлектродного зазора (0,8...1,0 мм), использование эрозионно-стойкого материала для УЭ, что позволит обеспечить ресурс ИД на уровне современных требований свыше 30000 ч. [10, 34, 36].

Расстояние между электродами определяется требованиями электрической прочности промежутка (с запасом 20...30 %) и могут быть оценены для металлических электродов по формуле:

$$l_{min} = \frac{\Delta U}{3.25} \quad (1.2.1)$$

где ΔU – разность потенциалов между ЭЭ и УЭ, кВ;

l_{min} – минимальное расстояние между электродами, мм. При $l < l_{min}$ высока вероятность пробоя.

Принципиально ресурс ИД ограничен скоростью эрозии УЭ под действием ионов перезарядки. На рисунках 1.2.2 и 1.2.3 показано изменение формы поверхности УЭ со стороны зоны нейтрализации [54, 105], характерное для ИОС с двумя перфорированными электродами.

Наибольшая изменения эрозия УЭ происходит со стороны УЭ, которая обращена к области нейтрализации ионного пучка. Максимальные разрушения происходят в центре перемычек между отверстиями.

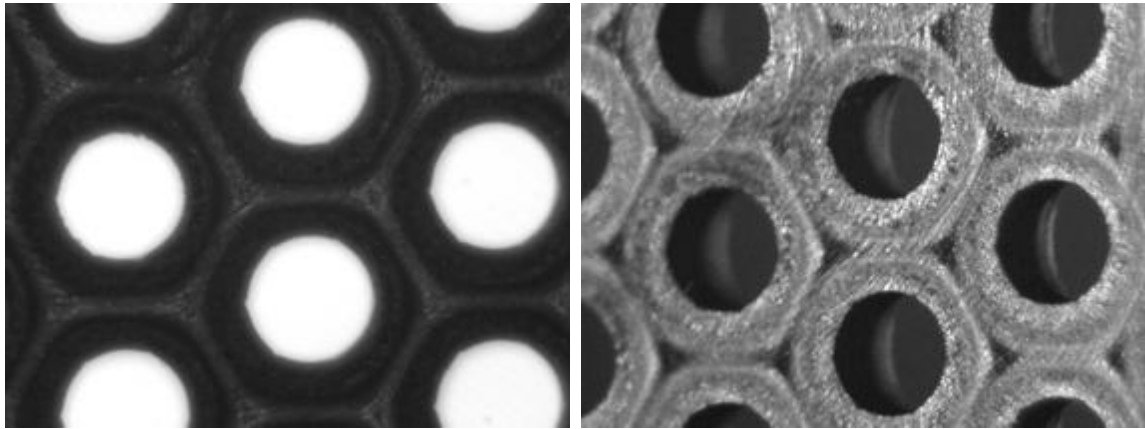


Рисунок 1.2.2. Характер эрозии поверхности ИОС



Рисунок 1.2.3. Вид ускоряющего электрода после 20000 часов работы двигателя

В двухэлектродной ИОС ионы перезарядки из области нейтрализации ионного пучка достигают УЭ, что связано с конфигурацией электрического поля элементарной ячейки ИОС. Основная часть вторичных ионов образуется вблизи поверхности УЭ в области возрастания потенциала электростатического поля. Напряженность электростатического поля направлена в сторону убывания потенциала, т.е. к электроду, куда и двигаются ионы перезарядки.

В трехэлектродной схеме ИОС с перфорированным ЗЭ поток вторичных ионов по поверхности УЭ перераспределяется так, что он близок к осесимметричному, а пиковая плотность его снижается. За счет этого ресурс УЭ может быть повышен.

1.3. Проблемы конструирования ИОС

В конструктивном отношении ИОС является наиболее сложным узлом двигателя. При разработке конструкции ИОС необходимо учитывать особенности эксплуатации электродов [70, 74, 90]. Это обусловлено сложностью обеспечения зазора между эмиссионным электродом и ускоряющим электродом (для двух электродной ИОС). Особенность работы электродов в составе ИОС связана с существенно неравномерным нагревом электродов, что создает условия снижения характеристик ИОС и возможность пробоя в межэлектродном зазоре. Электроды, образующие узел ИОС, выполнены в виде тонкостенных густо перфорированных пологих оболочек вращения. На рабочих режимах электроды находятся в условиях неравномерного нагрева по радиусу и толщине. Вследствие этого даже в свободно закрепленных электродах возникают внутренние температурные напряжения, что неизбежно сопровождается деформированием электродов.

Принимая во внимание разность толщин электродов и использование различных материалов, работу в условиях различных градиентов температур, следует ожидать возникновения дополнительных прогибов электродов. Для исключения высоковольтных пробоев при уменьшении межэлектродного зазора или нерасчетному режиму работы двигателя, необходимо обеспечить эти дополнительные прогибы в заданных пределах. Исходя из этого, возникает необходимость решения задачи обеспечения стабильной работы электродов в составе изделия, как условие их устойчивости при нелинейном изгибе электродов.

Эта проблема была озвучена на ряде научных конференций [29, 51, 88], где в полной мере была отражена необходимость решения поставленной задачи и обсуждались методы ее решения. Проблема осложняется тенденцией уменьшения толщины ЭЭ до 0,3 мм и изготовления пары электродов ЭЭ и УЭ из материалов с сильно отличающимися свойствами.

Для решения задачи прогнозирования изменения формы электродов ИД необходимо решить задачу определения дополнительных прогибов электродов, возникающих при нагреве. Для решения поставленной задачи необходимо разработать термомеханическую модель ИОС с учетом тонкостенности исследуемых электродов (оболочек), влияния перфорации, неравномерного температурного нагрева по радиусу и разнотолщинности электродов.

1.4. Постановка задачи исследования

Одним из зарекомендовавших себя технических решений обеспечения стабильности работы узла ИОС является применение профилированных электродов в виде сегментов сферы с

начальным технологическим прогибом. Неравномерный нагрев приводит к возникновению дополнительных прогибов электродов. На этапе конструирования необходимо уметь рассчитывать начальную форму электродов, при которой их деформации при нагревании до рабочих температур обеспечивает стабильную работу.

В узлах ИОС ИД применяются конструкционные металлические материалы, такие как, отожженный молибден высокой чистоты и сплавы титана, в том числе, инварного класса. Много обещающе применение электродов из УУКМ. Например, для ВЧИД-16 рассматривается вариант с изготовлением пары электродов из УУКМ, а для ВЧИД-45М УЭ изготовлен из УУКМ (рис. 5.4.22).

Материалы ЭЭ и УЭ могут отличаться по своим свойствам. В частности, в двигателе РИТ-22 ЭЭ выполнен из молибдена, а УЭ – из углерода.

В силу сильной зависимости поведения электродов ИОС от термодинамических свойств весьма важным становится создание механико-математической (термомеханической) модели узла ИОС, дающей конструктору математический аппарат для предварительного расчета напряженно-деформированного состояния электродов, а также их линейных и угловых перемещений в процессе температурного деформирования. Форма электродов в виде сегмента сферы обеспечивает повышенную устойчивость к тепловому воздействию и предопределяет единую осевую направленность перемещений электродов в пространстве. Такая форма применяется во всех конструкция современных двигателей и, по существу, является безальтернативной.

Схематично конструкция ИОС изображена на рисунке 1.4.1. Узел содержит, по крайней мере, два перфорированных электрода: ЭЭ и УЭ. Толщина ЭЭ составляет 0,3...0,5 мм, а УЭ – 1,0...2,0 мм. Отверстия в электродах ИОС соосны, но диаметр их в ЭЭ существенно превышает диаметр отверстий в УЭ. Для оценки масштаба и сложности рассматриваемой задачи можно привести исходные геометрические параметры узла ИОС в двигателе РИТ-22:

диаметр наружного контура электродов – 220 мм;

межэлектродный зазор – 0,8 мм;

рабочая температура в диапазоне минус 40⁰ С – плюс 350⁰ С.

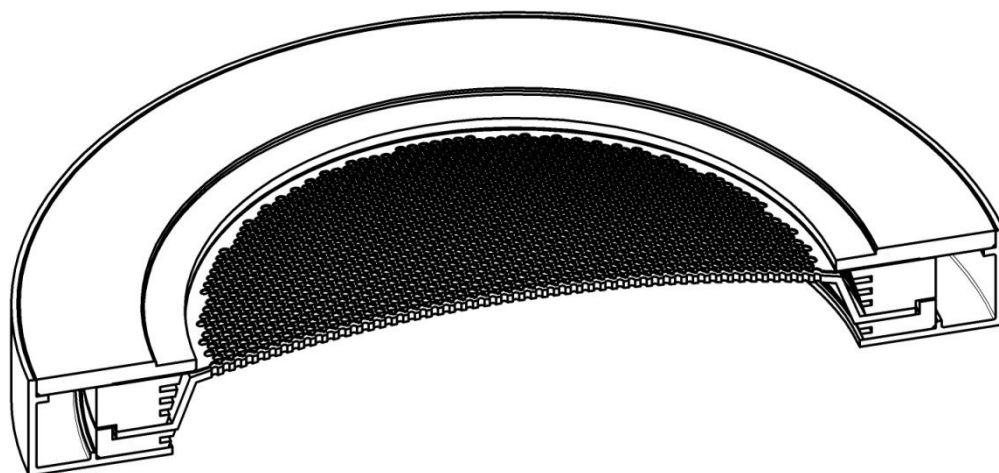


Рисунок 1.4.1. Ионно-оптическая система

В настоящее время начаты работы по проектированию ионных двигателей большего диаметра 500...1000 мм [80].

В связи с этим основной задачей исследования является:

- разработка механико-математической модели электродов ИОС,
- проведение численного моделирования на основе разработанных методов расчета деформированного состояния электродов разной размерности и из разных материалов в условиях реального теплового нагружения.

- выработка на основании расчетно-теоретического исследования рекомендаций по конструированию узлов ИОС на примере двигателей типа ВЧИД.

- реализация разработанных рекомендаций в практических наработках.

Выводы к главе I

1. На основе проведенного обзора работ по ИД, как одного из ведущих типов ЭРД, определены задачи исследований и пути их решения.

2. Обоснована актуальность исследования термомеханических процессов в узлах ИОС ИД, разработки моделей этих процессов и проведение расчетного исследования деформаций электродов при нагреве как необходимой части разработки конструкций узлов ИОС ИД различной размерности.

3. В качестве важного требования к разрабатываемой модели термомеханических процессов в ИОС обоснована необходимость учета широкого круга перспективных материалов.

Глава II. Механико-математическая модель деформирования электродов ионно-оптических систем

2.1. Обзор литературы по тепловому деформированию густо перфорированных круглых пластин и пологих сферических оболочек как механико-математической модели электродов ИОС

Для решения линейных и нелинейных задач устойчивости и изгиба круглых пластин и пологих оболочек вращения, ослабленных большим количеством регулярно расположенных отверстий, в настоящее время используются четыре подхода количественного моделирования подобных решеток. Их расчету может предшествовать, например, выполнение задачи приведения [15, 31], т.е. замены реальной перфорированной конструкции на эквивалентную (в отношении жесткости сплошную конструкцию) с последующим расчетом её на устойчивость одним из известных методов, рассмотренных в обзорных статьях [7, 9, 30,]. Такой путь наиболее прост, т.к. позволяет воспользоваться готовыми апробированными решениями задачи приведения, представленными, например, в монографии Григолюка Э.И. и Фильшпинского Л.А. «Перфорированные пластины и оболочки» [14].

Однако в данном случае применительно к электродам ИОС при расчете коэффициентов приведения необходимо учитывать то обстоятельство, что содержащиеся в справочниках, монографиях, учебниках, а также нормативных документах по прочности значения рассматриваемых безразмерных коэффициентов приведения соответствуют силовому воздействию активных нагрузок на перфорированную конструкцию. Для расчета температурных напряжений и деформаций в густо перфорированной тонкостенной оболочке или пластине необходимы дополнительные исследования по корректному переходу от силового воздействия к температурному.

Второй подход к расчету перфорированных оболочек и пластин заключается в использовании современных вычислительных комплексов, базирующихся преимущественно на универсальном методе конечных элементов [18], который позволяет максимально учесть особенности геометрии, закрепления и температурно-силового нагружения несущих элементов сложных пространственных конструкций. Примером подобного рода может служить публикация Михеева С.Ю. «Расчет теплового состояния элементов конструкции проектируемого ионного двигателя для дальних космических полетов» [28].

В статье приводятся результаты расчета стационарных тепловых полей с использованием программно-вычислительного комплекса ANSYS Mechanical. Эти результаты

затем использовались в качестве исходных данных в модуле Thermal-stress для расчета термических напряжений и деформаций в элементах конструкции ВЧИД, состоящего из экранирующего корпуса, индуктора, ГРК, изоляторов, а также ЭЭ и УЭ и выходного кольца.

Расчетная сетка компьютерной модели содержала 294043 узла и 125729 элементов. При диаметре ИОС, равном 100 мм, в сферических электродах размещалось по 453 отверстия. Рассматривалась гексагональная упаковка отверстий в ЭЭ и УЭ. При этом время расчета на компьютере с тактовой частотой процессора 3 ГГц и оперативной памятью 4 Гб составило около 12 часов. Очевидно, такой подход к расчету ИОС из-за большой трудоемкости подготовки и реализации подобных вычислений целесообразно осуществлять для окончательной уточненной проверки результатов расчета, полученных более простыми альтернативными методами.

Третий подход к расчету густо перфорированных оболочечных конструкций заключается в использовании различных упрощающих моделей. Из решетки выделяется характерный, периодически повторяющийся элемент, к которому можно применить классические методы теории оболочек и пластин. При большом числе отверстий и тонких перемычках между ними погрешность замены перфорированной конструкции на модельную будет незначительна.

В частности, И.Н. Преображенский [40] для исследования устойчивости тонких пластин, ослабленных произвольным числом неподкрепленных отверстий, применил импульсивные функции нулевого порядка. При этом перфорированная пластина заменялась эквивалентной моделью, не содержащей отверстий и выполненной из материала, имеющего переменный модуль упругости с разрывами однородности. Далее для непосредственного нахождения критических значений сжимающих усилий автором применялся метод Бубнова-Галеркина [44].

Если количество отверстий относительно невелико, то решение данной задачи может быть выполнено весьма эффективно. Расчет же устойчивости густо перфорированных пластин и оболочек с помощью импульсивных функций связан со значительными трудностями вычислительного характера.

В этом случае можно воспользоваться подходом, предложенным Возняком С. [110, 111], согласно которому в качестве односвязной континуальной модели решетки принимается волокнистая среда с полярной сеткой. Соответственно, исходная густо перфорированная пластина рассматривается как полярно-ортотропная пластина, у которой коэффициенты ортотропии определяются не различиями свойств материала в радиальном и окружном направлении, а наличием отверстий перфорации. Модули упругости и коэффициенты Пуассона такой ортотропной пластины связаны с модулем упругости и коэффициентом Пуассона

исходной пластины с отверстиями простыми соотношениями, получаемыми исходя из геометрических размеров решетки.

Наконец, четвертый вариант подхода к расчету плоских и сферических электродов ИОС основан на применении более точной, наглядной и простой в использовании континуальной модели, представляющей собой конструктивно-ортотропную круглую пластину или пологую сферическую панель [5]. Коэффициентами конструктивной ортотропии такой модели служат коэффициенты заполнения цилиндрического k_r и меридионального k_φ сечений в густо перфорированной осесимметричной тонкостенной оболочечной конструкции. Введение в рассмотрение этих безразмерных коэффициентов заполнения позволило воспользоваться уравнениями термоупругости [5] в сочетании с эталонными классическими решениями, разработанными для расчета перфорированных оболочек, нагруженных давлением, мембранными усилиями или изгибающими моментами [14]. Скорректированными в части неравномерного нагрева в радиальном направлении и воспринимающих одновременно активные нагрузки. Появилась возможность расчета нелинейного деформирования как плоских, так и сферических электродов ИОС.

Описанная выше модель ИОС была впервые представлена в [16]. На основе рассматриваемой термомеханической модели и математического аппарата краевых интегральных и интегро-дифференциальных уравнений [6] была разработана методика расчета термоустойчивости, закритического поведения и нелинейного изгиба плоских электродов ИОС [46, 48]. Впоследствии эта методика была доработана и распространена на численное исследование процесса деформирования густо перфорированных круглых пластин, имеющих значительные начальные технологические прогибы [45, 50], превращающие такие пластины в сферические сегменты, которые в сочетании с держателями или силовыми кольцами образуют сферические электроды ИОС.

2.2. Основные дифференциальные уравнения задачи

Основные дифференциальные уравнения осесимметричного термоупругого деформирования и нелинейного изгиба конструктивно-ортотропных кольцевых пластин и пологих сферических сегментов радиально переменной жесткости, находящихся в условиях неравномерного нагрева по радиусу и толщине, получены с учетом следующих допущений: учет изменения модуля упругости и коэффициента теплового линейного расширения от температуры проводится лишь в радиальном направлении; считаем справедливыми гипотезы Кирхгофа-Лява [5, 44], поскольку рассматриваем весьма тонкие электроды; рассматриваемые сегменты имеют осесимметричный начальный прогиб.

Выделим из модельной конструктивно-ортотропной пластины или сегмента некоторый элемент двумя плоскими радиальными сечениями, проходящими через ось OZ и образующими углы φ и $\varphi + d\varphi$ с координатной плоскостью XOZ , и двумя цилиндрическими сечениями, имеющими радиусы r и $r + dr$ (рис. 2.2.1). Рассмотрим далее элементарный слой пластины, расположенный на расстоянии z от срединной поверхности (рис. 2.2.2).

Вследствие частичного заполнения пластины материалом площадь граней такого конструктивно-ортотропного слоя будет равна

$$dF_r = k_r \cdot r \cdot d\varphi \cdot dz, \quad dF_\varphi = k_\varphi \cdot dr \cdot dz, \quad (2.2.1)$$

где dF_r и dF_φ – площади граней слоя в цилиндрическом и меридиональном сечениях.

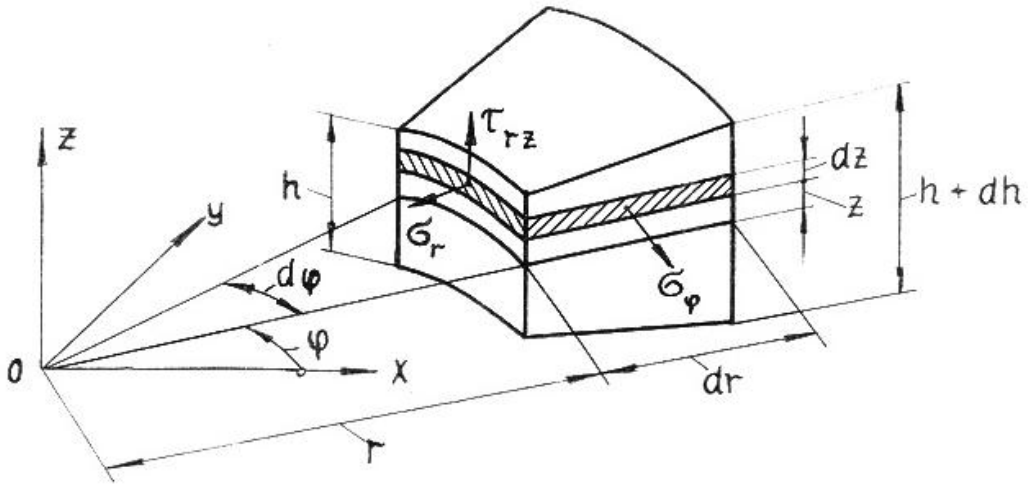


Рисунок 2.2.1. Элемент пластины

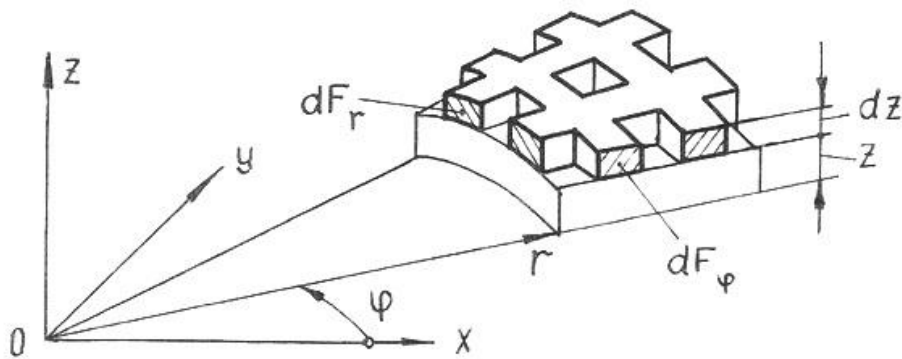


Рисунок 2.2.2. Элемент конструктивно - ортотропного слоя

Так как электроды ИОС имеют сквозные отверстия, то коэффициенты заполнения k_r и k_φ полагаем постоянными по толщине. Тогда уравнения термоупругости для конструктивно-

ортотропной модельной пластины круговой формы или сферического сегмента, которые изготовлены из изотропного материала, принимают следующий вид [5]:

$$\varepsilon_{rz}(r, z) = \frac{1}{E(r)} \cdot [\sigma_r(r, z) - \mu \cdot k_\varphi(r) \cdot \sigma_\varphi(r, z)] + \alpha(r) \cdot T(r, z), \quad (2.2.2)$$

$$\varepsilon_{\varphi z}(r, z) = \frac{1}{E(r)} \cdot [\sigma_\varphi(r, z) - \mu \cdot k_r(r) \cdot \sigma_r(r, z)] + \alpha(r) \cdot T(r, z), \quad (2.2.3)$$

где

$\varepsilon_{rz}(r, z)$ и $\varepsilon_{\varphi z}(r, z)$ – относительные деформации в радиальном и окружном направлениях для точек пластины, расположенных на расстоянии z от срединной поверхности;

$\sigma_r(r, z)$ и $\sigma_\varphi(r, z)$ – нормальные напряжения в пластине, действующие по граням элементарного слоя, заполненного материалом, МПа;

$E(r)$ – модуль упругости материала электрода, МПа;

$\alpha(r)$ – коэффициент теплового линейного расширения материала электрода, $1/^\circ C$;

μ – коэффициент Пуассона;

$T(r, z)$ – изменение температуры электрода при нагреве по отношению к температуре его сборки в составе ИОС, $^\circ C$.

С другой стороны, относительные деформации $\varepsilon_{rz}(r, z)$ и $\varepsilon_{\varphi z}(r, z)$, согласно первой гипотезе Кирхгофа-Лява, могут быть записаны так [5, 44]

$$\varepsilon_{rz}(r, z) = \varepsilon_r(r) - z \cdot \frac{d^2 w(r)}{dr^2}, \quad (2.2.4)$$

$$\varepsilon_{\varphi z}(r, z) = \varepsilon_\varphi(r) - \frac{z}{r} \cdot \frac{dw(r)}{dr}, \quad (2.2.5)$$

где

$\varepsilon_r(r)$ и $\varepsilon_\varphi(r)$ – относительные деформации срединной поверхности модельной пластины в радиальном и окружном направлениях;

$w(r)$ – прогиб пластины, мм.

Далее для краткости записи: $w(r) = w$, а $w_0(r)$ – начальный прогиб, $w_0(r) = w_0$, $T(r, z) = T$, $k_r(r) = k_r$, $k_\varphi(r) = k_\varphi$, $E(r) = E$.

В свою очередь, относительные деформации срединной поверхности пологого сферического сегмента выражаются через радиальное перемещение $u(r)$, прогиб w и начальный прогиб w_0 следующим образом [8, 44]:

$$\varepsilon_r(r) = \frac{du(r)}{dr} + \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 + \frac{dw}{dr} \cdot \frac{dw_0}{dr}, \quad (2.2.6)$$

$$\varepsilon_{\varphi}(r) = \frac{u(r)}{r}. \quad (2.2.7)$$

Далее для краткости записи: $\varepsilon_{\varphi}(r) = \varepsilon_{\varphi}$, а $\varepsilon_r(r) = \varepsilon_r$.

Исключая из формул (2.2.6) и (2.2.7) перемещение $u(r)$, получаем уравнение совместности деформаций [8, 44]:

$$\frac{d}{dr}(\varepsilon_{\varphi} \cdot r) - \varepsilon_r + \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 + \frac{dw}{dr} \cdot \frac{dw_0}{dr} = 0. \quad (2.2.8)$$

Для удобства дальнейших преобразований введем вместо напряжений, показанных на рисунке 2.2.1, статически эквивалентные им нормальные и поперечные усилия, показанные на рисунке 2.2.3, а также изгибающие моменты по формулам [5, 44]:

$$N_r = \int_{-h/2}^{h/2} k_r \cdot \sigma_r(r, z) \cdot dz, \quad N_{\varphi} = \int_{-h/2}^{h/2} k_{\varphi} \cdot \sigma_{\varphi}(r, z) \cdot dz, \quad (2.2.9)$$

$$Q_r = \int_{-h/2}^{h/2} k_r \cdot \tau_{rz}(r, z) \cdot dz, \quad (2.2.10)$$

$$M_r = \int_{-h/2}^{h/2} k_r \cdot \sigma_r(r, z) \cdot z \cdot dz, \quad M_{\varphi} = \int_{-h/2}^{h/2} k_{\varphi} \cdot \sigma_{\varphi}(r, z) \cdot z \cdot dz, \quad (2.2.11)$$

где

$\tau_{rz}(r, z)$ – касательное напряжение, действующее в цилиндрическом сечении пологого сферического сегмента, Н/мм²;

N_r и Q_r – нормальное и поперечное усилия, действующие в цилиндрическом сечении соответственно, Н/мм;

N_{φ} – нормальное усилие, действующее в меридиональном сечении, Н/мм;

M_r и M_{φ} – радиальный и окружной изгибающие моменты соответственно, Н·мм/мм;

h – толщина густо перфорированного сферического сегмента, рассматриваемого в качестве модели электрода ИОС, мм.

Далее для краткости записи: $\sigma_r(r, z) = \sigma_r$, $\sigma_{\varphi}(r, z) = \sigma_{\varphi}$, $\tau_{rz}(r, z) = \tau_{rz}$.

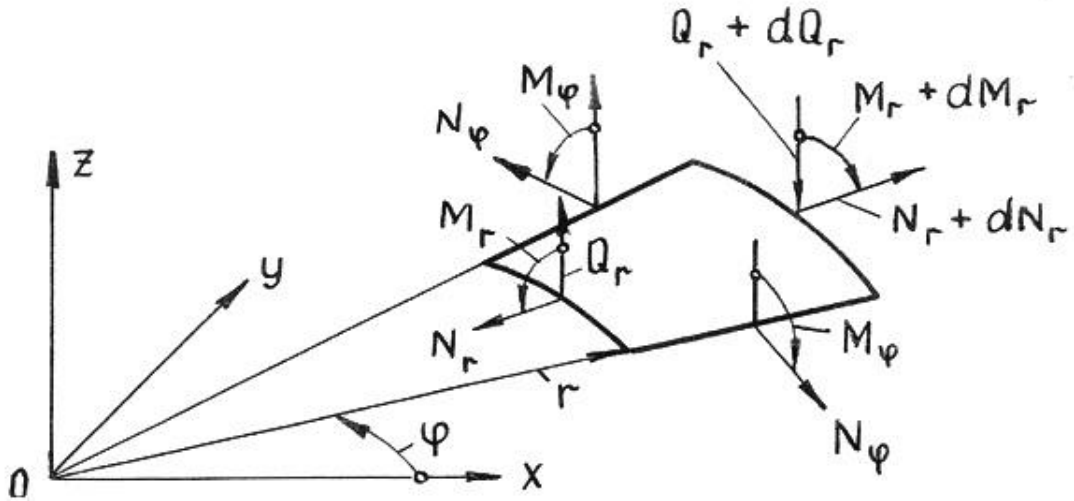


Рисунок 2.2.3. Внутренние усилия и моменты

В результате введения в рассмотрение внутренних усилий и моментов, положительные направления которых показаны на рисунке 2.2.3., задача о равновесии пространственного элемента конструктивно-ортотропной полой оболочки заметно упрощается, т.к. сводится к задаче о равновесии элемента срединной поверхности, к которому приложены эти усилия и моменты.

Уравнения равновесия такого элемента с учетом начального прогиба w_0 тогда будут иметь следующий вид [44]:

$$\frac{d}{dr}(r \cdot N_r) - N_\varphi = 0, \quad (2.2.12)$$

$$\frac{d}{dr} \left\{ r \cdot \left[Q_r - N_r \cdot \frac{d(w + w_0)}{dr} \right] \right\} = 0, \quad (2.2.13)$$

$$\frac{d}{dr}(r \cdot M_r) - M_\varphi + r \cdot Q_r = 0. \quad (2.2.14)$$

Для удобства дальнейших преобразований уравнения термоупругости (2.2.2) и (2.2.3) целесообразно переписать относительно напряжений. Учитывая соотношения (2.2.4) и (2.2.5) и опуская аргументы у всех функций, получаем:

$$\sigma_r = \frac{E}{1 - \mu^2 \cdot k_r \cdot k_\varphi} \cdot \left[\varepsilon_r + \mu \cdot k_\varphi \cdot \varepsilon_\varphi - (1 + \mu \cdot k_\varphi) \cdot \alpha \cdot T - z \cdot \left(\frac{d^2 w}{dr^2} + \mu \cdot \frac{k_\varphi}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \right) \right], \quad (2.2.15)$$

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{1 - \mu^2 \cdot k_r \cdot k_\varphi} \cdot \left[\varepsilon_\varphi + \mu \cdot k_r \cdot \varepsilon_r - (1 + \mu \cdot k_r) \cdot \alpha \cdot T - z \cdot \left(\frac{1}{r} \cdot \frac{dw}{dr} + \mu \cdot k_r \cdot \frac{d^2 w}{dr^2} \right) \right] \quad (2.2.16)$$

Подстановка формул (2.2.15) и (2.2.16) в выражения (2.2.9) и (2.2.11) после выполнения интегрирования дает следующую форму записи мембранных усилий и изгибающих моментов:

$$N_r = k_r \cdot \left[(\varepsilon_r + \mu \cdot k_\varphi \cdot \varepsilon_\varphi) \cdot D_N - (1 + \mu \cdot k_\varphi) \cdot N_T \right], \quad (2.2.17)$$

$$N_\varphi = k_\varphi \cdot [(\varepsilon_\varphi + \mu \cdot k_r \cdot \varepsilon_r) \cdot D_N - (1 + \mu \cdot k_r) \cdot N_T], \quad (2.2.18)$$

$$M_r = -k_r \cdot \left[\left(\frac{d^2 w}{dr^2} + \mu \cdot \frac{k_\varphi}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \right) \cdot D_M + (1 + \mu \cdot k_\varphi) \cdot M_T \right], \quad (2.2.19)$$

$$M_\varphi = -k_\varphi \cdot \left[\left(\frac{1}{r} \cdot \frac{dw}{dr} + \mu \cdot k_r \cdot \frac{d^2 w}{dr^2} \right) \cdot D_M + (1 + \mu \cdot k_r) \cdot M_T \right], \quad (2.2.20)$$

где

$$D_N(r) = \frac{E(r) \cdot h(r)}{1 - \mu^2 \cdot k_r(r) \cdot k_\varphi(r)}, \quad D_M(r) = \frac{E(r) \cdot h^3(r)}{12 \cdot [1 - \mu^2 \cdot k_r(r) \cdot k_\varphi(r)]}, \quad (2.2.21)$$

$$N_T(r) = \frac{E(r) \cdot \alpha(r)}{1 - \mu^2 \cdot k_r(r) \cdot k_\varphi(r)} \cdot \int_{-h/2}^{h/2} T(r, z) \cdot dz, \quad (2.2.22)$$

$$M_T(r) = \frac{E(r) \cdot \alpha(r)}{1 - \mu^2 \cdot k_r(r) \cdot k_\varphi(r)} \cdot \int_{-h/2}^{h/2} T(r, z) \cdot z \cdot dz, \quad (2.2.23)$$

где

D_N – цилиндрическая жесткость конструктивно-ортотропной модели электрода на растяжение, Н/мм;

D_M – цилиндрическая жесткость конструктивно-ортотропной модели электрода на изгиб, Н/мм;

N_T – мембранное усилие, вызванное тепловым воздействием на электрод, Н/мм;

M_T – изгибающий момент, вызванный тепловым воздействием на электрод, Нмм/мм.

Далее для краткости записи: $D_N(r) = D_N$, $D_M(r) = D_M$, $N_T(r) = N_T$, $M_T(r) = M_T$.

Уравнение равновесия (2.2.12) тождественно удовлетворится, если ввести функцию мембранных усилий ϕ следующим образом [44]:

$$N_r = \frac{1}{r} \cdot \frac{d\phi}{dr}, \quad N_\varphi = \frac{d^2 \phi}{dr^2}. \quad (2.2.24)$$

Из формул (2.2.17) и (2.2.18) с учетом соотношений (2.2.24) находим выражения относительных деформаций срединной поверхности модельного электрода:

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E \cdot h} \cdot \left(\frac{1}{k_r \cdot r} \cdot \frac{d\phi}{dr} - \mu \cdot \frac{d^2 \phi}{dr^2} \right) + \frac{N_T}{D_N}, \quad (2.2.25)$$

$$\varepsilon_\varphi = \frac{1}{E \cdot h} \cdot \left(\frac{1}{k_\varphi} \cdot \frac{d^2 \phi}{dr^2} - \frac{\mu}{r} \cdot \frac{d\phi}{dr} \right) + \frac{N_T}{D_N}. \quad (2.2.26)$$

Подставляя формулы (2.2.25) и (2.2.26) в уравнение совместности деформаций (2.2.8), после соответствующих преобразований получаем первое основное дифференциальное уравнение рассматриваемой задачи:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dr} \nabla^2 \phi - \frac{1}{k_\varphi \cdot E \cdot h} \cdot \frac{d}{dr} (k_\varphi \cdot E \cdot h) \cdot \frac{d^2 \phi}{dr^2} + \left[\frac{1}{r} \cdot \left(1 - \frac{k_\varphi}{k_r} \right) + \frac{\mu \cdot k_\varphi}{E \cdot h} \cdot \frac{d}{dr} (E \cdot h) \right] \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{d\phi}{dr} + \\ + k_\varphi \cdot E \cdot h \cdot \left\{ \frac{d}{dr} \left(\frac{N_T}{D_N} \right) + \frac{1}{r} \cdot \left[\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 + \frac{dw}{dr} \cdot \frac{dw_0}{dr} \right] \right\} = 0, \end{aligned} \quad (2.2.27)$$

где $\nabla^2 = \frac{1}{r} \cdot \frac{d}{dr} \left(r \cdot \frac{d}{dr} \right)$ – оператор Лапласа.

Воспользуемся теперь уравнениями равновесия (2.2.13) и (2.2.14), которые могут быть объединены в одно уравнение путем исключения из них поперечного усилия Q_r ,

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{d}{dr} (r \cdot M_r) - M_\varphi + r \cdot N_r \cdot \frac{d}{dr} (w + w_0) \right] = 0. \quad (2.2.28)$$

После подстановки формул (2.2.19) и (2.2.20) и первого из соотношений (2.2.24) в выражение (2.2.28), получаем второе разрешающее дифференциальное уравнение задачи:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dr} \left\{ r \cdot [k_r \cdot D_M \cdot \frac{d}{dr} \nabla^2 w + \frac{d}{dr} (k_r \cdot D_M) \cdot \frac{d^2 w}{dr^2} + \left(\frac{k_r - k_\varphi}{r} \cdot D_M + \mu \cdot \frac{d}{dr} (k_r \cdot k_\varphi \cdot D_M) \right) \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \right\} + \\ + (k_r - k_\varphi) \cdot M_T + r \cdot \frac{d}{dr} [k_r \cdot (1 + \mu \cdot k_\varphi) \cdot M_T] - \frac{d\phi}{dr} \cdot \frac{d}{dr} (w + w_0) \} = 0. \end{aligned} \quad (2.2.29)$$

Уравнения (2.2.27) и (2.2.29) являются нелинейными. Они образуют систему, в общем случае описывающую осесимметричные конечные прогибы пологих конструктивно-ортотропных сферических сегментов переменной жесткости, неравномерно нагретых по радиусу и толщине, являющихся термомеханическими моделями густо перфорированных сферических электродов ИОС. Перепишем полученные дифференциальные уравнения в безразмерном виде:

$$\begin{aligned} \frac{d}{d\rho} \nabla^2 \Phi - \frac{1}{k_\varphi(\rho) \cdot D_1(\rho)} \cdot \frac{d}{d\rho} (k_\varphi \cdot D_1) \cdot \frac{d^2 \Phi}{d\rho^2} + \left[\frac{1}{\rho} \cdot \left(1 - \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \right) + \frac{\mu \cdot k_\varphi(\rho)}{D_1(\rho)} \cdot \frac{dD_1}{d\rho} \right] \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} + \\ + k_\varphi(\rho) \cdot D_1(\rho) \cdot \left\{ \frac{b^2}{h^2(1)} \cdot \frac{d}{d\rho} \left(\frac{N_T}{D_N} \right) + \frac{1}{\rho} \cdot \left[\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{d\xi}{d\rho} \right)^2 + \frac{d\xi}{d\rho} \cdot \frac{d\vartheta}{d\rho} \right] \right\} = 0, \end{aligned} \quad (2.2.30)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{d\rho} \left\{ \rho \cdot [k_r(\rho) \cdot D_2(\rho) \cdot \frac{d}{d\rho} \nabla^2 \xi + \frac{d}{d\rho} (k_r \cdot D_2) \cdot \frac{d^2 \xi}{d\rho^2} + \left(\frac{k_r(\rho) - k_\varphi(\rho)}{\rho} \cdot D_2(\rho) + \right. \right. \\ \left. \left. + \mu \cdot \frac{d}{d\rho} (k_r \cdot k_\varphi \cdot D_2) \right) \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\xi}{d\rho} \right\} + \frac{b^2}{h(1) \cdot D_M(1)} \cdot [(k_r(\rho) - k_\varphi(\rho)) \cdot M_T(\rho) + \\ + \rho \cdot \frac{d}{d\rho} (k_r \cdot (1 + \mu \cdot k_\varphi) \cdot M_T)] - k_0 \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} \cdot \frac{d}{d\rho} (\xi + \vartheta) \} = 0 \end{aligned} \quad (2.2.31)$$

Здесь введены следующие обозначения:

$$\begin{aligned} \nabla^2 &= \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d}{d\rho} \left(\rho \cdot \frac{d}{d\rho} \right), & \rho &= \frac{r}{b}, & \Phi(\rho) &= \frac{\phi(\rho)}{E(1) \cdot h^3(1)}, \\ \xi(\rho) &= \frac{w(\rho)}{h(1)}, & \mathcal{G}(\rho) &= \frac{w_0(\rho)}{h(1)}, & D_1(\rho) &= f_E(\rho) \cdot f_h(\rho), \\ D_2(\rho) &= \frac{1 - \mu^2 \cdot k_r(1) \cdot k_\varphi(1)}{1 - \mu^2 \cdot k_r(\rho) \cdot k_\varphi(\rho)} \cdot f_E(\rho) \cdot f_h^3(\rho), & f_E(\rho) &= \frac{E(\rho)}{E(1)}, \\ f_h(\rho) &= \frac{h(\rho)}{h(1)}, & k_0 &= 12 \cdot [1 - \mu^2 \cdot k_r(1) \cdot k_\varphi(1)], \end{aligned}$$

где b – радиус внешнего контура электрода, мм.

Далее для краткости записи: $k_r(\rho=1)=k_r(1)$, $k_\varphi(\rho=1)=k_\varphi(1)$, $w(\rho=1)=w(1)$, $w_0(\rho=1)=w_0(1)$, $h(\rho=1)=h(1)$, $E(\rho=1)=E(1)$, $\mathcal{G}(\rho=1)=\mathcal{G}(1)$, $D_N(\rho=1)=D_N(1)$, $D_M(\rho=1)=D_M(1)$, $\Phi(\rho=1)=\Phi(1)$, $N_r(\rho=1)=N_r(1)$, $M_r(\rho=1)=M_r(1)$, $\alpha(\rho=1)=\alpha(1)$.

2.3. Граничные условия на контурах электродов

Сформулируем граничные условия, соответствующие особенностям нагружения и закрепления электродов ИОС. Дифференциальное уравнение (2.2.30) будем решать при следующих четырех возможных вариантах граничных условий на обоих контурах модельного конструктивно-ортоотропного элемента:

$$N_r(\rho_a) = -N_a, \quad N_r(1) = -N_b, \quad (2.3.1)$$

$$N_r(\rho_a) = \chi_{a1} \cdot [u(\rho_a) - u_a], \quad N_r(1) = -N_b, \quad (2.3.2)$$

$$N_r(\rho_a) = -N_a, \quad N_r(1) = \chi_{b1} \cdot [u_b - u(1)], \quad (2.3.3)$$

$$N_r(\rho_a) = \chi_{a1} \cdot [u(\rho_a) - u_a], \quad N_r(1) = \chi_{b1} \cdot [u_b - u(1)], \quad (2.3.4)$$

где $\rho_a = \frac{a}{b}$, a – радиус внутреннего контура, мм;

N_a и N_b – интенсивность равномерно распределенных на внутреннем и внешнем контурах радиальных сжимающих сил, Н/мм;

χ_{a1} и χ_{b1} – коэффициенты пропорциональности между погонными радиальными усилиями на внутреннем и внешнем контурах и радиальными перемещениями сопряженных с электродом упругих элементов от этих усилий, Н/мм²;

u_a и u_b – перемещения упругих элементов в радиальном направлении, состоящие из сборочных перемещений (зазоров или натягов) и перемещений, вызванных нагревом и действием внешних сил, мм;

$u(\rho_a)$ и $u(1)$ – радиальные перемещения внутреннего и внешнего контуров модельного электрода, мм.

Далее для краткости записи: $u(\rho = 1) = u(1)$.

Граничные условия (2.3.1) соответствуют свободному закреплению, а граничные условия (2.3.4) упругому закреплению.

Дополним граничные условия (2.3.1) – (2.3.4) выражением радиальных перемещений модельного электрода. Для этого приравняем правые части формул (2.2.7) и (2.2.26), описывающих относительную деформацию в окружном направлении. Учитывая соотношения (2.2.24), имеем:

$$u(\rho) = \left\{ \frac{1}{E(\rho) \cdot h(\rho)} \cdot \left[\frac{N_\varphi(\rho)}{k_\varphi(\rho)} - \mu \cdot N_r(\rho) \right] + \frac{N_T(\rho)}{D_N(\rho)} \right\} \cdot \rho \cdot b, \quad (2.3.5)$$

где $u(\rho)$ – радиальное перемещение электрода, мм.

Представим мембранные усилия через безразмерную функцию мембранных усилий Φ , записав их в виде:

$$N_r(\rho) = \frac{E(1) \cdot h^3(1)}{b^2} \cdot \hat{N}_r(\rho), \quad N_\varphi(\rho) = \frac{E(1) \cdot h^3(1)}{b^2} \cdot \hat{N}_\varphi(\rho), \quad (2.3.6)$$

где

$$\hat{N}_r(\rho) = \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} = \frac{\Phi^{(1)}(\rho)}{\rho}, \quad \hat{N}_\varphi(\rho) = \frac{d^2\Phi}{d\rho^2} = \Phi^{(2)}(\rho). \quad (2.3.7)$$

Принимая во внимание соотношения (2.3.6) и (2.3.7), перепишем выражение (2.3.5) следующим образом:

$$u(\rho) = \left\{ \frac{h^2(1)}{b \cdot D_1(\rho)} \cdot \left[\frac{\Phi^2(\rho)}{k_\varphi(\rho)} - \frac{\mu}{\rho} \cdot \Phi^{(1)}(\rho) \right] + \frac{b \cdot N_T(\rho)}{D_N(\rho)} \right\} \cdot \rho. \quad (2.3.8)$$

Выражение (2.3.8) дает возможность представить рассматриваемые граничные условия в безразмерной обобщенной форме записи:

$$\frac{\Phi^{(1)}(\rho_a)}{\rho_a} = A_1 \cdot \left[\frac{\Phi^{(2)}(\rho_a)}{A_5} - \frac{\mu}{\rho} \cdot \Phi^{(1)}(\rho_a) \right] - \frac{A_3}{A_5} \cdot N_1, \quad (2.3.9)$$

$$\Phi^{(1)}(1) = -A_2 \cdot \left[\frac{\Phi^{(2)}(1)}{A_6} - \mu \cdot \Phi^{(1)}(1) \right] - \frac{A_4}{A_6} \cdot N_2, \quad (2.3.10)$$

Каждому из четырех рассмотренных выше разновидностей граничных условий в формулах (2.3.9) и (2.3.10) соответствует определенное сочетание безразмерных параметров, характеризующих нагружение электродов.

Для граничных условий (2.3.1) справедливы следующие значения этих параметров:

$$A_1 = A_2 = 0, \quad A_3 = A_4 = A_5 = A_6 = 1, \\ N_1 = \widehat{N}_a, \quad N_2 = \widehat{N}_b,$$

где

\widehat{N}_a и \widehat{N}_b – безразмерные сжимающие радиальные усилия на внутреннем и внешнем контурах.

Для граничных условий (2.3.2) справедливы следующие значения этих параметров:

$$A_1 = \gamma_{a1}, \quad A_2 = 0, \quad A_3 = k_\varphi(\rho_a) \cdot \gamma_{a1}, \quad A_4 = A_6 = 1, \quad A_5 = k_\varphi(\rho_a), \\ N_1 = \frac{b}{h^2(\rho_a)} \cdot \left[\frac{b \cdot N_T(\rho_a)}{D_N(\rho_a)} - u_a \right], \quad N_2 = \widehat{N}_b,$$

где

γ_{a1} – безразмерные коэффициенты упругого закрепления внутреннего и внешнего контуров электрода в отношении радиальных перемещений.

Для граничных условий (2.3.3) справедливы следующие значения этих параметров:

$$A_1 = 0, \quad A_2 = \gamma_{b1}, \quad A_3 = A_5 = 1, \quad A_4 = k_\varphi(1) \cdot \gamma_{b1}, \quad A_6 = k_\varphi(1), \\ N_1 = \widehat{N}_a, \quad N_2 = \frac{b}{h^2(1)} \cdot \left[\frac{b \cdot N_T(1)}{D_N(1)} - u_b \right],$$

где

γ_{b1} – безразмерные коэффициенты упругого закрепления внутреннего и внешнего контуров электрода в отношении радиальных перемещений.

Для граничных условий (2.3.4) справедливы следующие значения этих параметров:

$$A_1 = \gamma_{a1}, \quad A_2 = \gamma_{b1}, \quad A_3 = k_\varphi(\rho_a) \cdot \gamma_{a1}, \quad A_4 = k_\varphi(1) \cdot \gamma_{b1}, \quad A_5 = k_\varphi(\rho_a), \quad A_6 = k_\varphi(1), \\ N_1 = \frac{b}{h^2(\rho_a)} \cdot \left[\frac{b \cdot N_T(\rho_a)}{D_N(\rho_a)} - u_a \right], \quad N_2 = \frac{b}{h^2(1)} \cdot \left[\frac{b \cdot N_T(1)}{D_N(1)} - u_b \right],$$

Величины этих параметров вычисляются по формулам:

$$\gamma_{a1} = \frac{a \cdot \chi_{a1}}{E(\rho_a) \cdot h(\rho_a)}, \quad \gamma_{b1} = \frac{b \cdot \chi_{b1}}{E(1) \cdot h(1)}, \quad (2.3.11)$$

$$\widehat{N}_a = \frac{b^2 \cdot N_a}{E(\rho_a) \cdot h^3(\rho_a)}, \quad \widehat{N}_b = \frac{b^2 \cdot N_b}{E(1) \cdot h^3(1)}. \quad (2.3.12)$$

Перейдем далее к формулировке граничных условий, которые необходимы при решении дифференциального уравнения равновесия (2.2.31). Для конкретизации рассуждений примем, что модельный электрод оперт на внешнем крае с радиусом b , где выполняется условие

$$w(b) = 0. \quad (2.3.13)$$

На внутреннем крае, имеющем радиус a , электрод ИОС свободен от закрепления и не имеет ограничений на прогибы. При этом центральное отверстие в электроде в зависимости от особенностей решаемой задачи может рассматриваться как внутренний контур модельной кольцевой пластины либо в качестве одного из многочисленных отверстий перфорации. Во втором случае при решении уравнений (2.2.30) и (2.2.31) можно принять, что $a = 0$.

Для уравнения (2.2.31) зададим еще два граничных условия на внутреннем и внешнем контурах кольцевого электрода. При этом рассмотрим четыре возможных варианта его закрепления и нагружения:

$$M_r(\rho_a) = M_a, \quad M_r(1) = M_b, \quad (2.3.14)$$

$$M_r(\rho_a) = -\chi_{a2} \cdot \left[\frac{1}{b} \cdot \left(\frac{dw}{d\rho} \right)_{\rho=\rho_a} + \theta_a \right], \quad M_r(1) = M_b, \quad (2.3.15)$$

$$M_r(\rho_a) = M_a, \quad M_r(1) = -\chi_{b2} \cdot \left[\frac{1}{b} \cdot \left(\frac{dw}{d\rho} \right)_{\rho=1} + \theta_b \right], \quad (2.3.16)$$

$$M_r(\rho_a) = -\chi_{a2} \cdot \left[\frac{1}{b} \cdot \left(\frac{dw}{d\rho} \right)_{\rho=\rho_a} + \theta_a \right], \quad M_r(1) = -\chi_{b2} \cdot \left[\frac{1}{b} \cdot \left(\frac{dw}{d\rho} \right)_{\rho=1} + \theta_b \right], \quad (2.3.17)$$

где

M_a и M_b – интенсивность радиальных изгибающих моментов на внутреннем и внешнем контурах, Н·мм/мм;

χ_{a2} и χ_{b2} – коэффициенты пропорциональности между радиальными изгибающими моментами на внутреннем и внешнем контурах и углами поворота сопряженных с электродом упругих элементов от этих моментов, Н/рад;

θ_a и θ_b – углы поворота сопряженных с электродом упругих элементов, вызванные нагревом и действием внешних сил на внутреннем и наружном контурах, рад.

Граничные условия (2.3.14) соответствуют свободному закреплению, а граничные условия (2.3.17) упругому закреплению.

Принимая во внимание выражение радиального изгибающего момента (2.2.19), представим граничные условия (2.3.14) – (2.3.17) в обобщенном виде:

$$\xi^{(2)}(\rho_a) + \frac{\mu}{\rho_a} \cdot k_\varphi(\rho_a) \cdot \xi^{(1)}(\rho_a) + \frac{b^2}{h(1)} \cdot [1 + \mu \cdot k_\varphi(\rho_a)] \cdot \frac{M_T(\rho_a)}{D_M(\rho_a)} -$$

$$-\frac{B_1}{\rho_a} \cdot \xi^{(1)}(\rho_a) - B_3 \cdot \lambda_{M1} = 0, \quad (2.3.18)$$

$$\begin{aligned} \xi^{(2)}(1) + \mu \cdot k_\varphi(1) \cdot \xi^{(1)}(1) + \frac{b^2}{h(1)} \cdot [1 + \mu \cdot k_\varphi(1)] \cdot \frac{M_T(1)}{D_M(1)} + \\ + B_2 \cdot \xi^{(1)}(1) + B_4 \cdot \lambda_{M2} = 0, \end{aligned} \quad (2.3.19)$$

где

$$\xi^{(1)}(\rho) = \frac{d\xi}{d\rho}, \quad \xi^{(2)}(\rho) = \frac{d^2\xi}{d\rho^2}.$$

Далее для краткости записи: $\xi(\rho = 1) = \xi(1)$.

Граничные условия (2.3.18) – (2.3.19) позволяют рассмотреть четыре варианта сочетаний безразмерных параметров, характеризующих условия закрепления и нагружения электродов.

Для граничных условий (2.3.14) соответствуют следующие выражения этих параметров:

$$\begin{aligned} B_1 = B_2 = B_3 = B_4 = 0, \\ \lambda_{M1} = \lambda_{M2} = 0, \end{aligned}$$

где λ_{M1} и λ_{M2} – параметры нагружения электродов.

Для граничных условий (2.3.15) соответствуют следующие выражения этих параметров:

$$\begin{aligned} B_1 = B_3 = \frac{\gamma_{a2}}{k_r(\rho_a)}, \quad B_2 = B_4 = 0, \\ \lambda_{M1} = \frac{b \cdot \theta_a}{\rho_a \cdot h(1)}, \quad \lambda_{M2} = 0, \end{aligned}$$

где γ_{a2} – коэффициент упругого закрепления внутреннего контура электрода в отношении угловых поворотов.

Для граничных условий (2.3.16) соответствуют следующие выражения этих параметров:

$$\begin{aligned} B_1 = B_3 = 0, \quad B_2 = B_4 = \frac{\gamma_{b2}}{k_r(1)}, \\ \lambda_{M1} = 0, \quad \lambda_{M2} = \frac{b \cdot \theta_b}{h(1)}, \end{aligned}$$

где γ_{b2} – коэффициент упругого закрепления внешнего контура электрода в отношении угловых поворотов.

Для граничных условий (2.3.17) соответствуют следующие выражения этих параметров:

$$B_1 = B_3 = \frac{\gamma_{a2}}{k_r(\rho_a)}, \quad B_2 = B_4 = \frac{\gamma_{b2}}{k_r(1)},$$

$$\lambda_{M1} = \frac{b \cdot \theta_a}{\rho_a \cdot h(1)}, \quad \lambda_{M2} = \frac{b \cdot \theta_b}{h(1)},$$

Коэффициенты упругого закрепления внутреннего и внешнего контуров электродов в отношении угловых поворотов, вычисляемые по формулам:

$$\gamma_{a2} = \frac{a \cdot \chi_{a2}}{D_M(\rho_a)}, \quad \gamma_{b2} = \frac{b \cdot \chi_{b2}}{D_M(1)}. \quad (2.3.20)$$

После представления граничного условия (2.3.13) в безразмерном виде

$$\xi(1) = 0, \quad (2.3.21)$$

имеем полностью сформированные необходимые краевые условия, которые позволяют провести решение системы полученных нелинейных дифференциальных уравнений, описывающих температурное деформирование электродов ИОС. Причем, помимо классических граничных условий, рассматривается упругое закрепление обоих контуров, как в отношении угловых поворотов, так и в отношении радиальных перемещений. Это дает возможность определить критические значения температуры или перепада температуры без предварительного нахождения радиальных контурных усилий.

Заметим также, что в отличие от общепринятой записи упругого закрепления кольцевой пластины, здесь учтена возможность дополнительных угловых поворотов внутреннего и наружного контуров, обусловленных действием внешних факторов на опорные элементы. Такое уточнение граничных условий позволяет отразить особенности деформирования держателей сложной формы.

2.4. Интегральные уравнения линейной задачи устойчивости электродов

Рассмотрим сначала линейную задачу устойчивости идеально плоских электродов, неравномерно нагретых только по радиусу. Соответственно, в данном случае температурное поле может быть представлено в виде:

$$T(\rho) = \Delta T_r \cdot f_{T1}(\rho), \quad (2.4.1)$$

где ΔT_r – разность температур между двумя произвольными точками срединной плоскости электрода, °С;

T_1 – температура на срединной поверхности, °С;

$f_{T1}(\rho)$ – некоторая безразмерная функция, характеризующая закон изменения температуры по радиусу.

При этом мембранное усилие и изгибающий момент, вызванные тепловым воздействием, согласно выражениям (2.2.22) и (2.2.23), оказываются равными:

$$N_T(\rho) = \frac{E(\rho) \cdot h(\rho) \cdot \alpha(r) \cdot T(\rho)}{1 - \mu^2 \cdot k_r(\rho) \cdot k_\varphi(\rho)}, \quad M_T(\rho) = 0. \quad (2.4.2)$$

Основные дифференциальные уравнения (2.2.30) и (2.2.31) тогда значительно упростятся, поскольку в уравнении совместности деформаций (2.2.30) необходимо отбросить нелинейные члены, содержащие безразмерный прогиб.

Получим теперь матричные краевые интегральные уравнения, позволяющие найти критические значения параметров нагружения. Проинтегрируем линеаризованное дифференциальное уравнение (2.2.30) в пределах от ρ_a до ρ первый раз. Учитывая соотношения (2.4.1) и (2.4.2), имеем:

$$\frac{d}{d\rho} \left(\rho \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} \right) = \rho \cdot \int_{\rho_a}^{\rho} F(\rho) \cdot d\rho + C_{11} \cdot \rho, \quad (2.4.3)$$

где C_{11} – постоянная интегрирования,

$F(\rho)$ – подынтегральная функция вида:

$$F(\rho) = \frac{1}{k_\varphi(\rho) \cdot D_1(\rho)} \cdot \frac{d}{d\rho} (k_\varphi \cdot D_1) \cdot \frac{d^2\Phi}{d\rho^2} - \left[\frac{1}{\rho} \cdot \left(1 - \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \right) + \frac{\mu \cdot k_\varphi(\rho)}{D_1(\rho)} \cdot \frac{dD_1}{d\rho} \right] \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} - \frac{b^2 \cdot \alpha(1) \cdot \Delta T_r}{h^2(1)} \cdot k_\varphi(\rho) \cdot D_1(\rho) \cdot \frac{d}{d\rho} (f_\alpha \cdot f_{T1}), \quad (2.4.4)$$

где

$$f_\alpha(\rho) = \frac{\alpha(\rho)}{\alpha(1)}.$$

Вторичное интегрирование уравнения (2.2.30) с учетом выражения (2.4.3) позволяет записать:

$$\frac{d\Phi}{d\rho} = \frac{1}{\rho} \cdot \int_{\rho_a}^{\rho} \rho \int_{\rho_a}^{\rho} F(\rho) \cdot d\rho^2 + \frac{1}{2} \cdot C_{11} \cdot \rho + C_{12}. \quad (2.4.5)$$

Выразим теперь безразмерные мембранные усилия $\bar{N}_r(\rho)$ и $\bar{N}_\varphi(\rho)$ через постоянные интегрирования C_{11} и C_{12} . Подставляя формулы (2.4.4) и (2.4.5) в соотношения (2.3.7), получаем:

$$\bar{N}_r(\rho) = \frac{I_{22}(F)}{\rho^2} + \frac{C_{11}}{2} + \frac{C_{12}}{\rho^2}, \quad (2.4.6)$$

$$\bar{N}_\varphi(\rho) = I_{12}(F) - \frac{I_{22}(F)}{\rho^2} + \frac{C_{11}}{2} - \frac{C_{12}}{\rho^2}, \quad (2.4.7)$$

где

$$I_{12}(f) = \int_{\rho_a}^{\rho} f(\rho) \cdot d\rho, \quad I_{22}(f) = \int_{\rho_a}^{\rho} \rho \int_{\rho_a}^{\rho} f(\rho) \cdot d\rho^2. \quad (2.4.8)$$

Для нахождения постоянных интегрирования воспользуемся граничными условиями (2.3.9) и (2.3.10), которые с учетом выражений (2.4.3) и (2.4.5) после приведения подобных членов образуют систему алгебраических уравнений относительно постоянных интегрирования C_{11} и C_{12} . Решая эту систему алгебраических уравнений, и, подставляя найденные выражения постоянных интегрирования в формулы (2.4.6) и (2.4.7), получаем:

$$\hat{N}_r(\rho) = \frac{I_{22}(F)}{\rho^2} + N_1 \cdot F_{11}(\rho) + [N_2 + A(F)] \cdot F_{21}(\rho), \quad (2.4.9)$$

$$\hat{N}_\varphi(\rho) = I_{12}(F) - \frac{I_{22}(F)}{\rho^2} + N_1 \cdot F_{12}(\rho) + [N_2 + A(F)] \cdot F_{22}(\rho), \quad (2.4.10)$$

где

$$F_{11}(\rho) = -\frac{\rho_a^2 \cdot A_3}{A_0} \cdot \left[\left(\frac{1}{\rho^2} - 1 \right) \cdot A_6 + \left(1 + \mu \cdot A_6 + \frac{1 - \mu \cdot A_6}{\rho^2} \right) \cdot A_2 \right], \quad (2.4.11)$$

$$F_{12}(\rho) = \frac{\rho_a^2 \cdot A_3}{A_0} \cdot \left[\left(\frac{1}{\rho^2} + 1 \right) \cdot A_6 - \left(1 + \mu \cdot A_6 - \frac{1 - \mu \cdot A_6}{\rho^2} \right) \cdot A_2 \right], \quad (2.4.12)$$

$$F_{21}(\rho) = -\frac{A_4}{A_0} \cdot \left\{ \left(1 - \frac{\rho_a^2}{\rho^2} \right) \cdot A_5 + \left[1 + \mu \cdot A_5 + (1 - \mu \cdot A_5) \cdot \frac{\rho_a^2}{\rho^2} \cdot A_1 \right] \right\}, \quad (2.4.13)$$

$$F_{22}(\rho) = -\frac{A_4}{A_0} \cdot \left\{ \left(1 + \frac{\rho_a^2}{\rho^2} \right) \cdot A_5 + \left[1 + \mu \cdot A_5 - (1 - \mu \cdot A_5) \cdot \frac{\rho_a^2}{\rho^2} \cdot A_1 \right] \right\}, \quad (2.4.14)$$

$$A(f) = \frac{1}{A_4} \cdot \{ A_2 \cdot I_{11}(f) + [A_6 - (1 + \mu \cdot A_6) \cdot A_2] \cdot I_{21}(f) \}, \quad (2.4.15)$$

$$I_{11}(f) = \int_{\rho_a}^1 f(\rho) \cdot d\rho, \quad I_{21}(f) = \int_{\rho_a}^1 \rho \int_{\rho_a}^{\rho} f(\rho) \cdot d\rho^2. \quad (2.4.16)$$

$$A_0 = (1 - \rho_a^2) \cdot [A_5 \cdot A_6 + (1 - \mu^2 \cdot A_5 \cdot A_6) \cdot A_1 \cdot A_2] + \mu \cdot (1 + \rho_a^2) \cdot (A_5 - A_6) \cdot A_1 \cdot A_2 + \\ + [1 + \mu \cdot A_5 + (1 - \mu \cdot A_5) \cdot \rho_a^2] \cdot A_1 \cdot A_6 + [1 - \mu \cdot A_6 + (1 + \mu \cdot A_6) \cdot \rho_a^2] \cdot A_2 \cdot A_5. \quad (2.4.17)$$

Поскольку рассматривается линейная задачи устойчивости, безразмерные мембранные усилия можно представить в виде:

$$\hat{N}_r(\rho) = \sum_{m=1}^3 N_m \cdot N_{m1}(\rho), \quad \hat{N}_\varphi(\rho) = \sum_{m=1}^3 N_m \cdot N_{m2}(\rho), \quad (2.4.18)$$

где

N_m – параметры нагружения электрода ИОС;

$N_{m1}(\rho)$ и $N_{m2}(\rho)$ – некоторые безразмерные функции, подлежащие определению.

Параметры нагружения N_1 и N_2 были введены ранее при формулировке обобщенных граничных условий (2.3.9) и (2.3.10). Т.е. из указанных параметров, которые соответствуют несилловому варианту нагружения электрода, при отсутствии неравномерного нагрева по толщине запишутся так:

$$N_1 = \frac{b \cdot D_1(\rho_a)}{\rho_a \cdot h^2(1)} \cdot [u_a - a \cdot \alpha(\rho_a) \cdot T(\rho_a)], \quad N_2 = \frac{b}{h^2(1)} \cdot [b \cdot \alpha(1) \cdot T(1) - u_b], \quad (2.4.19)$$

Параметр N_3 соответствует неравномерному нагреву электрода по радиусу и вычисляется по формуле:

$$N_3 = \frac{b^2 \cdot \alpha(1) \cdot \Delta T_r}{h^2(1)}. \quad (2.4.20)$$

С учетом соотношения (2.4.20) и принимая во внимание формулы (2.3.7) и (2.4.18), перепишем подынтегральную функцию (2.4.4) следующим образом:

$$F(\rho) = \sum_{m=1}^3 N_m \cdot f_m(\rho) + N_3 \cdot f_T(\rho), \quad (2.4.21)$$

где

$$f_m(\rho) = \left[\frac{1}{k_\varphi(\rho)} \cdot \frac{dk_\varphi}{d\rho} + \psi_1(\rho) \right] \cdot N_{m2}(\rho) - \left[\frac{1}{\rho} \cdot \left(1 - \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \right) + \mu \cdot k_\varphi(\rho) \cdot \psi_1(\rho) \right] \cdot N_{m1}(\rho), \quad (2.4.22)$$

$$f_T(\rho) = -k_\varphi(\rho) \cdot D_1(\rho) \cdot \frac{d}{d\rho} (f_\alpha \cdot f_{T1}), \quad (2.4.23)$$

$$\psi_1(\rho) = \frac{1}{D_1(\rho)} \cdot \frac{dD_1}{d\rho} = \frac{1}{f_E(\rho)} \cdot \frac{df_E}{d\rho} + \frac{1}{f_h(\rho)} \cdot \frac{df_h}{d\rho}. \quad (2.4.24)$$

Выражение (2.4.21) позволяет привести формулы (2.4.9) и (2.4.10) к трем матричным краевым интегральным уравнениям вида [49]:

$$\begin{bmatrix} N_{m1} \\ N_{m2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_{m1} \\ N_{m2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F_{m1} \\ F_{m2} \end{bmatrix} \quad (2.4.25)$$

или в краткой форме записи:

$$[N_m] = [K] \cdot [N_m] + [F_m], \quad m = 1, 2, 3. \quad (2.4.26)$$

Элементы матричного краевого интегрального оператора могут быть представлены следующим образом:

$$\sum_{\delta=1}^2 K_{\beta\delta} N_{m\delta}(\rho) = K_{\beta} N_m(\rho) = U_{\beta}(f_m), \quad \beta = 1, 2, \quad (2.4.27)$$

где

$$U_1(f) = \frac{I_{22}(f)}{\rho^2} + A(f) \cdot F_{21}(\rho), \quad (2.4.28)$$

$$U_2(f) = I_{12}(f) - \frac{I_{22}(f)}{\rho^2} + A(f) \cdot F_{22}(\rho). \quad (2.4.29)$$

Функции $F_{31}(\rho)$ и $F_{32}(\rho)$, являющиеся элементами матрицы-столбца третьего из уравнений (2.4.25), находятся по формуле:

$$F_{3\beta}(\rho) = U_{\beta}(f_T), \quad \beta = 1, 2. \quad (2.4.30)$$

В результате решения полученных линейных неоднородных краевых интегральных уравнений определяются искомые безразмерные функции $N_{m\beta}(\rho)$ ($m = 1, 2, 3$, $\beta = 1, 2$), характеризующие закон изменения докритических мембранных усилий по радиусу электрода.

Получим теперь краевое интегральное уравнение, которое было бы эквивалентно дифференциальному уравнению (2.2.31) при граничных условиях (2.3.18), (2.3.19) и (2.3.21). Ввиду того, что в данном подразделе первой рассматривается линейная задача потери устойчивости, то в исходном дифференциальном уравнении и граничных условиях следует не только учесть второе из соотношений (2.4.2), но и принять в исходных данных также:

$$\vartheta(\rho) = 0, \quad \lambda_{M1} = \lambda_{M2} = 0.$$

Интегрируя упрощенное дифференциальное уравнение (2.2.31) в пределах от ρ_a до ρ первый раз, и, учитывая отсутствие действия внешнего поперечного усилия Q на внутреннем контуре модельного кольцевого электрода при постоянной интегрирования $C_{21} = 0$, получаем:

$$\begin{aligned} k_r(\rho) \cdot D_2(\rho) \cdot \frac{d}{d\rho} \nabla^2 \xi + \frac{d}{d\rho} (k_r \cdot D_2) \cdot \frac{d^2 \xi}{d\rho^2} + \left(\frac{k_r(\rho) - k_{\varphi}(\rho)}{\rho} \cdot D_2(\rho) + \right. \\ \left. + \mu \cdot \frac{d}{d\rho} (k_r \cdot k_{\varphi} \cdot D_2) \right) \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\xi}{d\rho} - \frac{k_0}{\rho} \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} \cdot \frac{d\xi}{d\rho} = 0. \end{aligned} \quad (2.4.31)$$

Переходя к развернутой форме записи дифференциального уравнения (2.4.31), и выполняя необходимые преобразования, имеем:

$$\frac{d}{d\rho} \left[\frac{1}{\rho} \cdot \frac{d}{d\rho} \left(\rho \cdot \frac{d\xi}{d\rho} \right) \right] = G(\rho), \quad (2.4.32)$$

где

$$G(\rho) = - \frac{1}{k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)} \cdot \frac{d}{d\rho} (k_r \cdot D_2) \cdot \frac{d^2 \xi}{d\rho^2} - \left[\frac{1}{\rho} \cdot \left(1 - \frac{k_{\varphi}(\rho)}{k_r(\rho)} \right) + \right.$$

$$+ \frac{\mu}{k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)} \cdot \frac{d}{d\rho} (k_r \cdot k_\varphi \cdot D_2) \left] \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\xi}{d\rho} + \frac{k_0}{\rho \cdot k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)} \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} \cdot \frac{d\xi}{d\rho}. \quad (2.4.33)$$

Дальнейшее трехкратное интегрирование уравнения (2.4.32) в тех же пределах дает:

$$\frac{d}{d\rho} \cdot \left(\rho \cdot \frac{d\xi}{d\rho} \right) = \rho \cdot I_{12}(G) + C_{22} \cdot \rho, \quad (2.4.34)$$

$$\frac{d\xi}{d\rho} = \frac{I_{22}(G)}{\rho} + \frac{C_{22} \cdot \rho}{2} + \frac{C_{23}}{\rho}, \quad (2.4.35)$$

$$\xi(\rho) = I_{32}(G) + \frac{C_{22} \cdot \rho^2}{4} + C_{23} \cdot \ln \rho + C_{24}, \quad (2.4.36)$$

$$I_{31}(f) = \int_{\rho_a}^1 \frac{1}{\rho} \int_{\rho_a}^{\rho} \int_{\rho_a}^{\rho} f(\rho) \cdot d\rho^3, \quad I_{32}(f) = \int_{\rho_a}^{\rho} \frac{1}{\rho} \int_{\rho_a}^{\rho} \int_{\rho_a}^{\rho} f(\rho) \cdot d\rho^3. \quad (2.4.37)$$

Для определения постоянных интегрирования C_{22} и C_{23} воспользуемся граничными условиями (2.3.18) и (2.3.19). Подставляя в них выражения (2.4.34) и (2.4.35), получаем систему двух линейных алгебраических уравнений, из решения которой имеем формулы для вычисления выше перечисленных постоянных интегрирования. Четвертое граничное условие (2.3.21) позволяет записать итоговое выражение для постоянной интегрирования C_{24} .

Таким образом, на основе полученных формул для расчета постоянных интегрирования после соответствующих преобразований разрешающие проинтегрированные дифференциальные уравнения принимают следующий вид:

$$\xi(\rho) = I_{32}(G) - I_{31}(G) + B(G) \cdot g_1(\rho), \quad (2.4.38)$$

$$\xi^{(1)}(\rho) = \frac{I_{22}(G)}{\rho} + B(G) \cdot g_1^{(1)}(\rho), \quad (2.4.39)$$

$$\xi^{(2)}(\rho) = I_{12}(G) - \frac{I_{22}(G)}{\rho^2} + B(G) \cdot g_1^{(2)}(\rho), \quad (2.4.40)$$

где

$$B(f) = [1 - \mu \cdot k_\varphi(1) - B_2] \cdot I_{21}(f) - I_{11}(f), \quad (2.4.41)$$

$$B_0 = (1 - \rho_a^2) \cdot [1 - \mu^2 \cdot k_\varphi(\rho_a) \cdot k_\varphi(1) + B_1 \cdot B_2] + \mu \cdot (1 + \rho_a^2) \cdot [k_\varphi(1) - k_\varphi(\rho_a)] + \{1 + \mu \cdot k_\varphi(1) + [1 - \mu \cdot k_\varphi(1)] \cdot \rho_a^2\} \cdot B_1 + \{1 - \mu \cdot k_\varphi(\rho_a) + [1 + \mu \cdot k_\varphi(\rho_a)] \cdot \rho_a^2\} \cdot B_2, \quad (2.4.42)$$

$$g_1(\rho) = \frac{1}{B_0} \left\{ \rho_a^2 \cdot [1 + \mu \cdot k_\varphi(\rho_a) - B_1] \cdot \ln \rho + \frac{\rho^2 - 1}{2} \cdot [1 - \mu \cdot k_\varphi(\rho_a) + B_1] \right\}. \quad (2.4.43)$$

Здесь и в последующем для компактного представления формул с производными функций используется следующая форма их записи:

$$g_1^{(1)}(\rho) = \frac{dg_1}{d\rho}, \quad g_1^{(2)}(\rho) = \frac{d^2g_1}{d\rho^2}. \quad (2.4.44)$$

Представим теперь подынтегральную функцию $G(\rho)$ в более удобном для дальнейших преобразований виде. Учитывая соотношения (2.3.7) и (2.4.18), получаем

$$G(\rho) = k_0 \cdot \sum_{m=1}^3 N_m \cdot f_{m\xi}(\rho) + f_{0\xi}(\rho), \quad (2.4.45)$$

где

$$f_{0\xi}(\rho) = - \left[\frac{k_r^{(1)}(\rho)}{k_r(\rho)} + \psi_2(\rho) \right] \cdot \xi^{(2)}(\rho) - \left\{ \frac{1}{\rho} \cdot \left[1 - \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \right] + \right. \\ \left. + \mu \cdot \left[k_\varphi^{(1)}(\rho) + \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \cdot k_r^{(1)}(\rho) + k_\varphi(\rho) \cdot \psi_2(\rho) \right] \right\} \cdot \frac{\xi^{(1)}(\rho)}{\rho}, \quad (2.4.46)$$

$$f_{m\xi}(\rho) = \frac{N_{m1}(\rho) \cdot \xi^{(1)}(\rho)}{k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)}. \quad (2.4.47)$$

Здесь обозначено

$$\psi_2(\rho) = \frac{f_E^{(1)}(\rho)}{f_E(\rho)} + \frac{3 \cdot f_h^{(1)}(\rho)}{f_h(\rho)} + \mu^2 \cdot \frac{k_\varphi(\rho) \cdot k_r^{(1)}(\rho) + k_r(\rho) \cdot k_\varphi^{(1)}(\rho)}{1 - \mu^2 \cdot k_r(\rho) \cdot k_\varphi(\rho)}. \quad (2.4.48)$$

Тогда формулы (2.4.38) – (2.4.40) с учетом выражения (2.4.45) перепишутся следующим образом:

$$\xi^{(s)}(\rho) = \sum_{m=1}^3 \lambda_m \cdot V_s(f_{m\xi}) + V_s(f_{0\xi}), \quad s = 0, 1, 2, \quad (2.4.49)$$

где

$$\lambda_m = k_0 \cdot N_m, \quad V_0(f) = I_{32}(f) - I_{31}(f) + B(f) \cdot g_1(\rho), \quad (2.4.50)$$

$$V_1(f) = \frac{I_{22}(f)}{\rho} + B(f) \cdot g_1^{(1)}, \quad V_2(f) = I_{12}(f) - \frac{I_{22}(f)}{\rho^2} + B(f) \cdot g_1^{(2)}. \quad (2.4.51)$$

Так как при решении линейной задачи устойчивости возможно определение лишь формы деформирования, представим безразмерный прогиб электрода в виде

$$\xi(\rho) = \xi(\rho_c) \cdot \zeta(\rho), \quad (2.4.52)$$

где

$\zeta(\rho_c)$ – функция, характеризующая форму потери устойчивости электрода;

ρ_c – некоторый безразмерный радиус, на котором функция $\zeta(\rho)$ равна единице.

Выбирая радиус ρ_c таким образом, чтобы выполнялось условие $\xi(\rho_c) \neq 0$, и разделив обе части формулы (2.4.49) на $\xi(\rho_c)$, имеем

$$\zeta^{(s)}(\rho) = \sum_{m=1}^3 \lambda_m \cdot V_s(f_{m\zeta}) + V_s(f_{0\zeta}), \quad s = 0, 1, 2, \quad (2.4.53)$$

где

$$f_{0\zeta}(\rho) = - \left[\frac{k_r^{(1)}(\rho)}{k_r(\rho)} + \psi_2(\rho) \right] \cdot \zeta^{(2)}(\rho) - \left\{ \frac{1}{\rho} \cdot \left[1 - \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \right] + \right. \\ \left. + \mu \cdot \left[k_\varphi^{(1)}(\rho) + \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \cdot k_r^{(1)} + k_\varphi(\rho) \cdot \psi_2(\rho) \right] \right\} \cdot \frac{\zeta^{(1)}(\rho)}{\rho}, \quad (2.4.54)$$

$$f_{m\zeta}(\rho) = \frac{N_{m1}(\rho) \cdot \zeta^{(1)}(\rho)}{k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)}. \quad (2.4.55)$$

Уравнения (2.4.53) образуют четырехпараметрическое матричное краевое интегро-дифференциальное уравнение, которое записывается следующим образом [49]:

$$[\zeta] = \sum_{m=1}^3 \lambda_m \cdot [K_m^{(2)}][\zeta] + [K_0^{(2)}][\zeta], \quad (2.4.56)$$

где

$$[\zeta] = \begin{bmatrix} \zeta \\ \zeta^{(1)} \\ \zeta^{(2)} \end{bmatrix}, \quad [K_p^{(2)}][\zeta] = \begin{bmatrix} K_{p00} & K_{p01} & K_{p02} \\ K_{p10} & K_{p11} & K_{p12} \\ K_{p20} & K_{p21} & K_{p22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \zeta \\ \zeta^{(1)} \\ \zeta^{(2)} \end{bmatrix}, \quad (2.4.57)$$

$$\sum_{q=0}^2 K_{psq} \zeta^{(q)}(\rho) = K_{ps}^{(2)} \zeta(\rho) = V_s(f_{p\zeta}), \quad p = 0, 1, 2, 3. \quad (2.4.58)$$

Уравнение (2.4.56) является однородным, поэтому позволяет найти искомые критические величины параметров нагрузок N_m , определяемые через первые (наименьшие по модулю) собственные значения параметров λ_m .

Таким образом, полученные интегральные уравнения дают возможность провести решение линейной задачи термоустойчивости электродов ИОС. Они описывают осесимметричное деформирование упруго заземленных конструктивно-ортотропных кольцевых пластин переменной жесткости, принятых в качестве модели электродов.

Отличительная особенность интегральных (2.4.26) и интегро-дифференциальных уравнений (2.4.56) заключается еще и в том, что они позволяют не только отыскать критические значения параметров нагрузок, но и найти форму потери устойчивости без пересчета результатов решения этих уравнений.

Весьма важно то обстоятельство, что данные уравнения являются краевыми, т.к. удовлетворяют всем сформулированным граничным условиям. Это избавляет от необходимости проводить дополнительные выкладки при выполнении конкретных расчетов.

2.5. Нелинейные интегральные уравнения за критического поведения электродов

Исследование закритического поведения идеально плоских электродов сводится к определению их прогибов после потери устойчивости на основе решения системы нелинейных дифференциальных уравнений (2.2.30) и (2.2.31). Как и в линейной задаче устойчивости, рассматривается неравномерный нагрев электродов только по радиусу, а на внутреннем и наружном контурах конструктивно-ортотропной кольцевой пластины отсутствует нагружение этих контуров внешними изгибающими моментами, чему в граничных условиях (2.3.14) – (2.3.16) соответствуют равенства

$$\lambda_{M1} = 0, \quad \lambda_{M2} = 0.$$

Вследствие этого не изменяются выражения (2.4.9) и (2.4.10) для мембранных усилий, а также формулы (2.4.36) – (2.4.40) для прогиба и его производных. Особенности данной задачи сказываются только на виде подынтегральных функций $F(\rho)$ и $G(\rho)$. Первая из них в соответствии с уравнением (2.2.30) и соотношениями (2.4.20) – (2.4.24) запишется так

$$F(\rho) = \frac{1}{k_\varphi(\rho) \cdot D_1(\rho)} \cdot \frac{d}{d\rho} (k_\varphi \cdot D_1) \cdot \frac{d^2\Phi}{d\rho^2} - \left[\frac{1}{\rho} \cdot \left(1 - \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \right) + \frac{\mu \cdot k_\varphi(\rho)}{D_1(\rho)} \cdot \frac{dD_1}{d\rho} \right] \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} + N_3 \cdot f_T(\rho) + f_{\xi\xi}(\rho), \quad (2.5.1)$$

где

$$f_{\xi\xi}(\rho) = -\frac{k_\varphi(\rho)}{2 \cdot \rho} \cdot D_1(\rho) \cdot [\xi^{(1)}(\rho)]^2. \quad (2.5.2)$$

Представим безразмерную функцию мембранных усилий в виде

$$\Phi(\rho) = \bar{\Phi}(\rho) + \tilde{\Phi}(\rho), \quad (2.5.3)$$

где $\bar{\Phi}(\rho)$ и $\tilde{\Phi}(\rho)$ - линейная и нелинейная составляющие безразмерной функции мембранных усилий.

Тогда мембранные усилия могут быть представлены следующим образом:

$$\hat{N}_r(\rho) = \bar{N}_1(\rho) + \tilde{N}_1(\rho), \quad \hat{N}_\varphi(\rho) = \bar{N}_2(\rho) + \tilde{N}_2(\rho), \quad (2.5.4)$$

где

$$\bar{N}_1(\rho) = \frac{\bar{\Phi}^{(1)}(\rho)}{\rho}, \quad \tilde{N}_1(\rho) = \frac{\tilde{\Phi}^{(1)}(\rho)}{\rho}, \quad \bar{N}_2(\rho) = \bar{\Phi}^{(2)}(\rho), \quad \tilde{N}_2(\rho) = \tilde{\Phi}^{(2)}(\rho),$$

В свою очередь, линейную составляющую мембранных усилий удобно записать в виде

$$\bar{N}_\beta(\rho) = \sum_{m=1}^3 N_m \cdot N_{m\beta}(\rho), \quad \beta = 1, 2. \quad (2.5.5)$$

Учитывая соотношения (2.5.3) – (2.5.5), перепишем выражение подынтегральной функции $F(\rho)$:

$$F(\rho) = \sum_{m=1}^3 N_m \cdot f_m(\rho) + N_3 \cdot f_T(\rho) + f_{\tilde{N}}(\rho) + f_{\xi\xi}(\rho), \quad (2.5.6)$$

где

$$f_{\tilde{N}}(\rho) = \left[\frac{k_{\varphi}^{(1)}(\rho)}{k_{\varphi}(\rho)} + \psi_1(\rho) \right] \cdot \tilde{N}_2(\rho) - \left[\frac{1}{\rho} \cdot \left(1 - \frac{k_{\varphi}(\rho)}{k_r(\rho)} \right) + \mu \cdot k_{\varphi}(\rho) \cdot \psi_1(\rho) \right] \cdot \tilde{N}_1(\rho). \quad (2.5.7)$$

Подставляя выражение (2.5.6) в формулы (2.4.9) и (2.4.10), получаем три линейных матричных краевых интегральных уравнения (2.4.26) и одно нелинейное уравнение

$$\begin{bmatrix} \tilde{N}_1 \\ \tilde{N}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{N}_1 \\ \tilde{N}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{\xi 11} & K_{\xi 12} \\ K_{\xi 21} & K_{\xi 22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi_1 \\ \xi_2 \end{bmatrix}, \quad (2.5.8)$$

которое в краткой форме записи имеет вид [47]

$$[\tilde{N}] = [K][\tilde{N}] + [K_{\xi}][\xi]. \quad (2.5.9)$$

Здесь обозначено

$$\sum_{\delta=1}^2 K_{\beta\delta} \tilde{N}_{\delta}(\rho) = K_{\beta} \tilde{N}(\rho) = U_{\beta}(f_{\tilde{N}}), \quad \sum_{\delta=1}^2 K_{\xi\beta\delta} \beta_{\delta}(\rho) = K_{\xi\beta} \xi(\rho) = U_{\beta}(f_{\xi\xi}). \quad (2.5.10)$$

Рассмотрим теперь вторую подынтегральную функцию $G(\rho)$. Принимая во внимание соотношения (2.5.3) – (2.5.5), можем записать

$$G(\rho) = k_0 \cdot \left[\sum_{m=1}^3 N_m \cdot f_{m\xi}(\rho) + f_{\tilde{N}\xi}(\rho) \right] + f_{0\xi}(\rho), \quad (2.5.11)$$

где

$$f_{\tilde{N}\xi}(\rho) = \frac{\tilde{N}_1(\rho) \cdot \xi^{(1)}(\rho)}{k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)}. \quad (2.5.12)$$

Проводя далее соответствующие преобразования, аналогичные получению предыдущего интегрального уравнения (2.5.9), и подставляя формулы (2.5.10) в выражения (2.4.38) – (2.4.40), получаем нелинейное матричное краевое интегро-дифференциальное уравнение [47]

$$[\xi] = \sum_{m=1}^3 \lambda_m \cdot [K_m^{(2)}][\xi] + [K_0^{(2)}][\xi] + k_0 \cdot [K_{\tilde{N}}^{(2)}][\xi], \quad (2.5.13)$$

где

$$[\xi] = \begin{bmatrix} \xi \\ \xi^{(1)} \\ \xi^{(2)} \end{bmatrix}, \quad [K_p^{(2)}][\xi] = \begin{bmatrix} K_{p00} & K_{p01} & K_{p02} \\ K_{p10} & K_{p11} & K_{p12} \\ K_{p20} & K_{p21} & K_{p22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi \\ \xi^{(1)} \\ \xi^{(2)} \end{bmatrix}, \quad (2.5.14)$$

$$\sum_{q=0}^2 K_{psq} \xi^{(q)}(\rho) = K_{ps}^{(2)} \xi(\rho) = V_s(f_{p\xi}), \quad p = 0, 1, 2, 3, \quad (2.5.15)$$

$$[K_{\tilde{N}}^{(2)}][\xi] = \begin{bmatrix} K_{\tilde{N}00} & K_{\tilde{N}01} & K_{\tilde{N}02} \\ K_{\tilde{N}10} & K_{\tilde{N}11} & K_{\tilde{N}12} \\ K_{\tilde{N}20} & K_{\tilde{N}21} & K_{\tilde{N}22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi \\ \xi^{(1)} \\ \xi^{(2)} \end{bmatrix}. \quad (2.5.16)$$

Интегральные уравнения (2.5.9) и (2.5.13) образуют систему и решаются совместно, что позволяет найти нелинейную составляющую мембранных усилий $\tilde{N}_\beta(\rho)$ и безразмерный прогиб любой интересующей точки электрода $\xi(\rho)$. Причем вычисляемые функции $N_{m\beta}(\rho)$, характеризующие закон изменения докритических мембранных усилий по радиусу электрода, используются далее при решении нелинейной части задачи.

Представление безразмерной функции мембранных усилий в виде соотношения (2.5.3) дает возможность рассматривать расчет закритического поведения электродов как естественное продолжение линейной задачи потери устойчивости. Для непосредственного же решения системы нелинейных интегральных уравнений целесообразно применять различные итерационные методы [6] в сочетании с методом последовательных нагружений.

2.6. Интегральные уравнения нелинейного изгиба профилированных электродов

Реальные профилированные электроды ИОС имеют начальный технологический прогиб. В сферических электродах стрела начального прогиба задается в конструкторской документации, исходя из необходимости увеличения жесткости и уменьшения, по возможности, дополнительных прогибов электродов, вследствие их неравномерного нагрева по радиусу и толщине.

Учитывая, что основное конструктивное отличие плоских электродов от сферических заключается в величине начального прогиба, в данном подразделе разрабатывается единая методика расчета профилированных электродов. В соответствии с геометрически нелинейной постановкой задачи рассматривается осесимметричное пространственное температурное поле, которое может быть представлено в виде

$$T(\rho, \bar{z}) = T(\rho, 0) + \Delta T_z(\rho) \cdot f_{Tz}(\bar{z}), \quad (2.6.1)$$

где $T(\rho, 0)$ – температура срединной поверхности электрода, °C ;

$\Delta T_z(\rho)$ – перепад температуры по толщине электрода в любой точке его срединной поверхности, °C ;

$f_{Tz}(\bar{z})$ – безразмерная функция, характеризующая закон изменения температуры по толщине электрода;

$\bar{z} = \frac{z}{h}$ – безразмерная относительная координата рассматриваемой точки электрода в направлении оси Z.

В свою очередь, температуру срединной поверхности электрода по аналогии с соотношением (2.4.1) можно представить в виде

$$T(\rho,0) = \Delta T_r \cdot f_{T1}(\rho). \quad (2.6.2)$$

Перепад температуры по толщине электрода выразим следующим образом:

$$\Delta T_z(\rho) = \Delta T_{z,max} \cdot f_{T2}(\rho), \quad (2.6.3)$$

где $\Delta T_{z,max}$ – максимальный перепад температуры по толщине электрода, °C ;

T_2 – температурный перепад по толщине;

$f_{T2}(\rho)$ – безразмерная функция, характеризующая закон изменения перепада температуры ΔT_z в радиальном направлении.

Подстановка соотношений (2.6.1) – (2.6.3) в формулы (2.2.22) и (2.2.23) дает

$$N_T(\rho) = \frac{E(\rho) \cdot h(\rho) \cdot \alpha(\rho)}{1 - \mu^2 \cdot k_r(\rho) \cdot k_\phi(\rho)} \cdot \left[\Delta T_r \cdot f_{T1}(\rho) + \Delta T_{z,max} \cdot f_{T2}(\rho) \cdot \int_{-0,5}^{0,5} f_{Tz}(\bar{z}) \cdot d\bar{z} \right], \quad (2.6.4)$$

$$M_T(\rho) = \frac{E(\rho) \cdot h^2(\rho) \cdot \alpha(\rho) \cdot f_{T2}(\rho)}{1 - \mu^2 \cdot k_r(\rho) \cdot k_\phi(\rho)} \cdot \Delta T_{z,max} \cdot \int_{-0,5}^{0,5} f_{Tz}(\bar{z}) \cdot \bar{z} \cdot d\bar{z}. \quad (2.6.5)$$

При рассматриваемом пространственном температурном поле подынтегральная функция $F(\rho)$, приведенная ранее в виде выражения (2.5.1), в расширенном варианте её представления запишется так

$$\begin{aligned} F(\rho) = & \frac{1}{k_\phi(\rho) \cdot D_1(\rho)} \cdot \frac{d}{d\rho} (k_\phi \cdot D_1) \cdot \frac{d^2\Phi}{d\rho^2} - \left[\frac{1}{\rho} \cdot \left(1 - \frac{k_\phi(\rho)}{k_r(\rho)} \right) + \frac{\mu \cdot k_\phi(\rho)}{D_1(\rho)} \cdot \frac{dD_1}{d\rho} \right] \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\Phi}{d\rho} - \\ & - k_\phi(\rho) \cdot D_1(\rho) \cdot \left\{ \frac{b^2 \cdot \alpha(1)}{h^2(\rho)} \cdot \left[\Delta T_r \cdot \frac{d}{d\rho} (f_\alpha \cdot f_{T1}) + \Delta T_{z,max} \cdot \frac{d}{d\rho} (f_\alpha \cdot f_{T2}) \cdot \int_{-0,5}^{0,5} f_{Tz}(\bar{z}) \cdot d\bar{z} \right] + \right. \\ & \left. + \frac{1}{2 \cdot \rho} \cdot [\xi^{(1)}(\rho)]^2 + \frac{1}{\rho} \cdot \xi^{(1)}(\rho) \cdot \vartheta^{(1)}(\rho) \right\}. \quad (2.6.6) \end{aligned}$$

Вследствие учета неравномерного нагрева электрода по толщине линейная составляющая мембранных усилий будет иметь такой вид

$$\bar{N}_\beta(\rho) = \sum_{m=1}^4 N_m \cdot N_{m\beta}, \quad \beta = 1, 2. \quad (2.6.7)$$

По сравнению с выражением (2.5.5) здесь дополнительно введены параметр нагружения N_4 и функция $N_{4\beta}(\rho)$, которые отражают наличие перепада температуры по толщине электрода. Данный параметр вычисляется по формуле

$$N_4 = \frac{b^2 \cdot \alpha(1) \cdot \Delta T_{z,max}}{h^2(1)} \cdot \int_{-0,5}^{0,5} f_{Tz}(\bar{z}) \cdot d\bar{z}. \quad (2.6.8)$$

Если параметр N_3 во всех задачах записывается одинаково, то параметры N_1 и N_2 , соответствующие ограничению свободного теплового расширения электрода, для пространственного температурного поля становятся равными

$$N_1 = \frac{b \cdot D_1(\rho_a)}{\rho_a \cdot h^2(1)} \cdot \left\{ u_a - a \cdot \alpha(\rho_a) \cdot \left[T(\rho_a, 0) + \Delta T_z(\rho_a) \cdot \int_{-0,5}^{0,5} f_{Tz}(\bar{z}) \cdot d\bar{z} \right] \right\}, \quad (2.6.9)$$

$$N_2 = \frac{b}{h^2(1)} \cdot \left\{ b \cdot \alpha(1) \cdot \left[T(1, 0) + \Delta T_z(\rho_a) \cdot \int_{-0,5}^{0,5} f_{Tz}(\bar{z}) \cdot d\bar{z} \right] - u_b \right\}. \quad (2.6.10)$$

В результате соответствующих преобразований выражение (2.6.6) запишется в виде

$$F(\rho) = \sum_{m=1}^4 N_m \cdot f_m(\rho) + N_3 \cdot f_T(\rho) + N_4 \cdot f_{TN}(\rho) + f_{\tilde{N}}(\rho) + f_{\xi\xi}(\rho) + f_{g\xi}(\rho), \quad (2.6.11)$$

где

$$f_{TN}(\rho) = -k_\varphi(\rho) \cdot D_1(\rho) \cdot \frac{d}{d\rho}(f_\alpha \cdot f_{T2}), \quad f_{g\xi}(\rho) = -\frac{k_\varphi(\rho)}{\rho} \cdot D_1(\rho) \cdot g^{(1)}(\rho) \cdot \xi^{(1)}(\rho). \quad (2.6.12)$$

Подставляя выражение (2.6.11) в (2.4.9) и (2.4.10), получаем пять матричных краевых интегральных уравнения [45]. Четыре из них являются линейными интегральными уравнениями вида

$$[N_m] = [K] \cdot [N_m] + [F_m], \quad m = 1, 2, 3, 4, \quad (2.6.13)$$

где элементы матрицы-столбца четвертого из уравнений находятся по формуле

$$F_{4\beta}(\rho) = U_\beta(f_{TN}). \quad (2.6.14)$$

Пятое уравнение является нелинейным более сложной структуры

$$[\tilde{N}] = [K][\tilde{N}] + [K_\xi][\xi] + [K_g][\xi], \quad (2.6.15)$$

где

$$[K_g][\xi] = \begin{bmatrix} K_{g11} & K_{g12} \\ K_{g21} & K_{g22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi_1 \\ \xi_2 \end{bmatrix}, \quad \sum_{\delta=1}^2 K_{g\beta\delta} \xi_\delta = K_{g\beta} \xi(\rho) = U_\beta(f_{g\xi}). \quad (2.6.16)$$

Это уравнение по сравнению с аналогичным уравнением (2.5.9), содержит матричный краевой интегральный оператор (2.6.16), учитывающий начальный прогиб $\vartheta(\rho) = \frac{w_0(\rho)}{h(1)}$ профилированных электродов.

Матричное краевое интегро-дифференциальное уравнение, непосредственно описывающее нелинейный изгиб электродов, получается последовательным интегрированием исходного дифференциального уравнения (2.2.31) с учетом уточненных граничных условий и пространственного температурного поля.

В данной задаче подынтегральная функция $G(\rho)$ принимает следующий вид:

$$G(\rho) = k_0 \cdot \left\{ \sum_{m=1}^4 N_m \cdot [f_{m\xi}(\rho) + f_{m\vartheta}(\rho)] + f_{\tilde{N}\xi}(\rho) + f_{\tilde{N}\vartheta}(\rho) \right\} + f_{0\xi}(\rho) + \lambda_T \cdot f_{TM}(\rho), \quad (2.6.17)$$

где

$$f_{m\vartheta}(\rho) = \frac{N_{m1}(\rho) \cdot \vartheta^{(1)}(\rho)}{k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)}, \quad f_{\tilde{N}\vartheta}(\rho) = \frac{\tilde{N}_1(\rho) \cdot \vartheta^{(1)}(\rho)}{k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)}, \quad (2.6.18)$$

$$f_{TM}(\rho) = -\frac{1}{\rho} \cdot \left(1 - \frac{k_\varphi(\rho)}{k_r(\rho)} \right) \cdot \frac{f_\alpha(\rho) \cdot f_{T2}(\rho)}{f_h(\rho)} - \frac{1}{k_r(\rho) \cdot D_2(\rho)} \cdot \frac{d}{d\rho} \left[k_r(\rho) \cdot D_2(\rho) \cdot (1 + \mu \cdot k_\varphi(\rho)) \cdot \frac{f_\alpha(\rho) \cdot f_{T2}(\rho)}{f_h(\rho)} \right]. \quad (2.6.19)$$

Здесь λ_T – безразмерный параметр нагружения, вычисляемый по формуле

$$\lambda_T = \frac{12 \cdot b^2 \cdot \alpha(1)}{h^2(1)} \cdot \Delta T_{z,max} \cdot \int_{-0,5}^{0,5} f_{Tz}(\bar{z}) \cdot \bar{z} \cdot d\bar{z}. \quad (2.6.20)$$

Выполняя необходимые преобразования в приведенных выше формулах с учетом граничных условий (2.3.14) – (2.3.19), соответствующих действию внешних изгибающих моментов на контурах электродов, получаем обобщенное матричное краевое интегро-дифференциальное уравнение вида [45]:

$$[\xi] = \sum_{m=1}^4 \lambda_m \cdot \left\{ [K_m^{(2)}][\xi] + [F_{m\vartheta}] \right\} + [K_0^{(2)}][\xi] + k_0 \cdot \left\{ [K_{\tilde{N}}^{(2)}][\xi] + [K_{\tilde{N}}^{(2)}][\vartheta] \right\} + \lambda_T \cdot [F_T] + \sum_{l=1}^2 [F_{Ml}], \quad (2.6.21)$$

где

$$[K_{\tilde{N}}^{(2)}][\vartheta] = \begin{bmatrix} K_{\tilde{N}00} & K_{\tilde{N}01} & K_{\tilde{N}02} \\ K_{\tilde{N}10} & K_{\tilde{N}11} & K_{\tilde{N}12} \\ K_{\tilde{N}20} & K_{\tilde{N}21} & K_{\tilde{N}22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vartheta \\ \vartheta^{(1)} \\ \vartheta^{(2)} \end{bmatrix}, \quad [F_{m\vartheta}] = \begin{bmatrix} F_{m\vartheta} \\ F_{m\vartheta}^{(1)} \\ F_{m\vartheta}^{(2)} \end{bmatrix}, \quad [F_T] = \begin{bmatrix} F_T \\ F_T^{(1)} \\ F_T^{(2)} \end{bmatrix}, \quad [F_{Ml}] = \begin{bmatrix} F_{Ml} \\ F_{Ml}^{(1)} \\ F_{Ml}^{(2)} \end{bmatrix},$$

$$\sum_{q=0}^2 K_{\tilde{N}sq} \vartheta^{(q)}(\rho) = K_{\tilde{N}s}^{(2)} \vartheta(\rho) = V_s(f_{\tilde{N}\vartheta}), \quad F_{m\vartheta}^{(s)}(\rho) = V_s(f_{m\vartheta}).$$

2.7. Расчет коэффициентов конструктивной ортотропии как модельных параметров для густо перфорированных электродов ИОС

Полученные разрешающие интегральные уравнения в общем случае описывают нелинейный изгиб как плоских, так и сферических электродов радиально-переменной жесткости, неравномерно нагретых по радиусу и толщине. Эти уравнения образуют систему, состоящую из:

- четырех линейных неоднородных интегральных уравнений (2.6.13);
- одного нелинейного интегрального уравнения (2.6.15);

– одного нелинейного интегро-дифференциального уравнения (2.6.21).

Как уже упоминалось выше, в качестве термомеханической модели густо перфорированных электродов ИОС принята конструктивно-ортотропная круглая пластина или полая тонкостенная сферическая панель. Соответственно, непосредственному расчету электродов на устойчивость и нелинейный изгиб должно предшествовать установление количественной зависимости между геометрическими размерами решетки с гексагональным расположением отверстий перфорации и модельными коэффициентами заполнения цилиндрического k_r и меридионального k_φ сечений круглой пластины материалом.

С этой целью использовался подход, основанный на искусственном выполнении равенства деформаций конструктивно-ортотропной пластины и исходного электрода для тех условий нагружения, которые позволили бы с помощью параметров приведения осуществить замену густо перфорированной пластины на эквивалентную ей модельную конструктивно-ортотропную.

Применительно к задаче устойчивости целесообразно рассмотреть действие сжимающей контурной силы N_b (граничное условие 4.1) и изгибающего момента M_b (граничное условие 4.14). Равномерное сжатие конструктивно-ортотропной круглой пластины приводит к уменьшению радиуса наружного контура на величину, определяемую по формуле (2.3.5). При этом второе из уравнений (2.4.26) с учетом соотношений (2.3.6) и (2.4.18) при равных друг другу коэффициентах заполнения элемента материалом $k_r = k_\varphi$ позволяет записать

$$N_r(\rho) = N_\varphi(\rho) = -N_b.$$

Тогда из уравнения (2.3.5) следует

$$u(1) = -\frac{(1 - \mu \cdot k_r) \cdot b \cdot N_b}{k_r \cdot E \cdot h}. \quad (2.7.1)$$

Пластина с заданными круглыми отверстиями перфорации получает такое перемещение внешнего контура [14] от действия распределенного сжимающего усилия N_b , равное

$$u(1) = -\frac{(1 - \mu^*) \cdot b \cdot N_b}{E^* \cdot h}, \quad (2.7.2)$$

где E^* и μ^* – приведенные модуль упругости и коэффициент Пуассона.

Приравняв правые части формул (2.7.1) и (2.7.2), получаем

$$k_{r,N} = \frac{\frac{E^* \cdot (1 - \mu)}{E \cdot (1 - \mu^*)}}{1 - \mu \cdot \left[1 - \frac{E^* \cdot (1 - \mu)}{E \cdot (1 - \mu^*)} \right]}. \quad (2.7.3)$$

Подставляя в формулу (2.7.3) известные значения приведенных упругих параметров E^* и μ^* для правильных треугольных решеток, работающих на растяжение или сжатие [14], получаем зависимость между коэффициентами заполнения электрода материалом $k_{r,N}$ и отношениями диаметров отверстий d_0 к расстоянию между ними S_0 .

Аналогичные преобразования выполним также для задачи изгиба пластины. В соответствии с уравнением (2.6.21) при граничных условиях (2.3.14) для конструктивно-ортотропной круглой пластины в её центре можно записать:

$$w(0) = \frac{6 \cdot (1 - \mu \cdot k_r) \cdot b^2 \cdot M_b}{k_r \cdot E \cdot h^3}. \quad (2.7.4)$$

Прогиб в центре густо перфорированной пластины составит [14]:

$$w(0) = \frac{6 \cdot (1 - \mu) \cdot b^2 \cdot M_b}{\varphi_M \cdot E \cdot h^3}, \quad (2.7.5)$$

где φ_M – коэффициент ослабления изгибной жесткости пластины.

Из равенства правых частей формул (2.7.4) и (2.7.5) следует

$$k_{r,M} = \frac{\varphi_M}{1 - \mu \cdot (1 - \varphi_M)}. \quad (2.7.6)$$

Как показали расчеты значений коэффициентов заполнения пластины материалом, формулы (2.7.3) и (2.7.6) дают несколько отличающиеся друг от друга результатов. При действии мембранных сжимающих напряжений по формуле (2.7.3) получаются меньшие значения коэффициента конструктивной ортотропии $k_{r,N}$. В случае реализации изгибных напряжений по формуле (2.7.6) получаются немного завышенные значения аналогичного коэффициента $k_{r,M}$.

Поскольку исследование устойчивости и изгиба электродов ИОС включает в себя одновременное решение задач сжатия и изгиба, то в качестве окончательной зависимости между коэффициентами заполнения и отношением диаметра отверстий перфорации d_0 к расстоянию между ними S_0 , приняты средние величины рассматриваемых коэффициентов

$$k_r = \frac{1}{2} \cdot (k_{r,N} + k_{r,M}). \quad (2.7.7)$$

Этим значениям соответствует кривая, рассчитанная по формуле (2.7.7), и изображенная на рисунке 2.7.1.

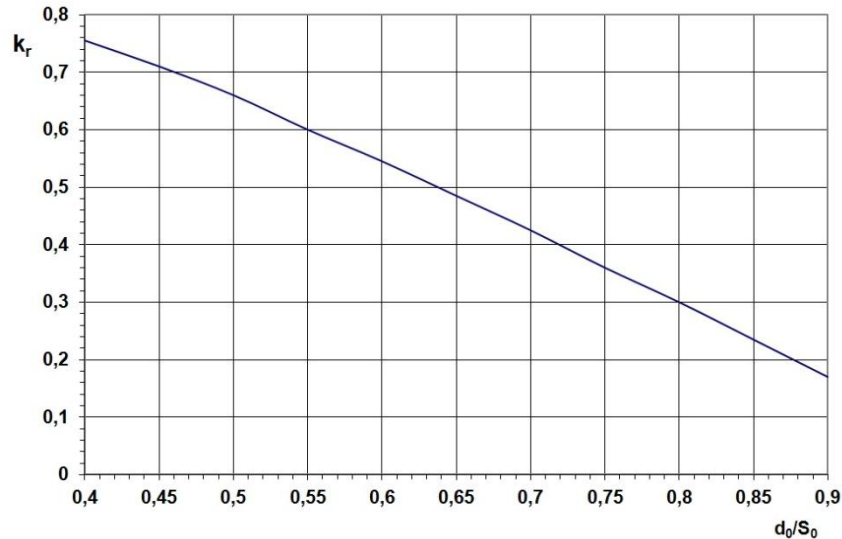


Рисунок 2.7.1. Изменение коэффициента заполнения электрода материалом в зависимости от отношения диаметра отверстий к расстоянию между ними

2.8. Алгоритм расчета термоустойчивости и нелинейного изгиба профилированных электродов ИОС

Полученные матричные краевые интегральные и интегро-дифференциальные уравнения в общем случае описывают нелинейный изгиб профилированных электродов ИОС. В настоящее время наиболее распространены сферические электроды, профилирование которых осуществляется по полой дуге окружности.

Однако независимо от выбранной геометрии электродов процесс их деформирования должен прогнозироваться на этапах расчетного обоснования возможного изменения межэлектродных зазоров вследствие неравномерного нагрева электродов по радиусу и толщине, что вызывает необходимость в уточненном расчете не только прогибов в центре электродов, но и формы их деформирования в процессе температурного деформирования.

Такой расчет может быть основан на применении различных итерационных методов решения рассматриваемой системы интегральных уравнений (2.5.9), (2.6.15). Для упрощения процедуры численного решения этих уравнений методом последовательных приближений можно воспользоваться сначала решением геометрически линейной задачи термоупругой потери устойчивости идеально плоских электродов.

Для определения критических перепадов температуры по радиусу электродов начинать итерационные вычисления удобно применительно к неоднородным интегральным уравнениям (2.4.26). При этом процесс последовательных приближений запишется так [6]

$$[N_{m(k)}] = [K][N_{m(k-1)}] + [F_m], \quad (2.8.1)$$

где k – номер приближения ($k = 1, 2, 3, \dots$).

В первом приближении обычно принимают $[N_{m(0)}] = 0$. Вычисления по схеме (2.8.1) будут сходящимися только в случае $|\omega_{N,1}| > 1$, где $\omega_{N,1}$ – первое (наименьшее по модулю) собственное значение однородного интегрального уравнения $[N_m] = \omega_N \cdot [K][N_m]$.

Если $|\omega_{N,1}| < 1$, то при $\omega_{N,1} < 0$ сойдётся будет метод сложной итерации, а при $\omega_{N,1} > 0$ – метод подобной итерации [6].

После определения законов изменения докритических мембранных усилий по радиусу электродов можно приступить к определению критических значений безразмерных параметров λ_m . На этом этапе решается однородное интегро-дифференциальное уравнение (2.4.56), в результате чего вычисляются его первые собственные значения и первые собственные функции. Схема расчета зависит от того, какой из параметров λ_m задан, а какой является искомым.

При известных параметрах λ_1 и λ_2 метод простой итерации выразится следующим образом:

$$[\zeta_{(j)}] = \lambda_{3(j)} \cdot [K_3^{(2)}][\zeta_{(j-1)}] + \sum_{m=1}^2 \lambda_m \cdot [K_m^{(2)}][\zeta_{j-1}] + [K_0^{(2)}][\zeta_{(j-1)}], \quad (2.8.2)$$

где j – номер приближения ($j = 1, 2, 3, \dots$).

Первое собственное значение искомого параметра находится из условия равенства норм матриц-столбцов функции $\zeta(\rho)$ в двух последующих приближениях

$$\|[\zeta_{(j)}]\| = \|[\zeta_{(j-1)}]\|.$$

На практике можно использовать более простой способ [6], основанный на вычислении нормы по максимуму только одной функции, входящей в матрицу-столбец. При решении уравнения (2.4.56) методом простой итерации весьма эффективным оказывается способ сравнения ординат функции $\zeta(\rho)$, которая на безразмерном радиусе ρ_c равна единице. Применительно к расчету по схеме (2.8.2) имеем

$$\lambda_{3(j)} = \left[1 - \sum_{m=1}^2 \lambda_m \cdot K_{m0}^{(2)} \zeta_{(j-1)}(\rho_c) - K_{00}^{(2)} \zeta_{(j-1)}(\rho_c) \right] \cdot [K_{30}^{(2)} \zeta_{(j-1)}(\rho_c)]^{-1}. \quad (2.8.3),$$

Аналогичным способом можно отыскивать критические значения двух других безразмерных параметров λ_1 и λ_2 . Независимо от применяемого метода, в исходном приближении предпочтительнее выбирать функцию $\zeta(\rho)$ таким образом, чтобы удовлетворялись геометрические граничные условия на краях электрода.

Полученные результаты решения линейной задачи термоустойчивости являются промежуточными и служат в дальнейшем исходной информацией для исследования нелинейного изгиба профилированных электродов, которые могут быть одновременно неравномерно нагреты как по радиусу, так и по толщине.

Необходимо сначала отработать технологию решения менее сложных нелинейных задач о закритическом поведении идеально плоских электродов путем применения одного из итерационных методов в сочетании с процессом пошаговых последовательных нагружений.

Пошаговые последовательные нагружения позволяют существенно улучшить сходимость вычислительных операций за счет уменьшения влияния нелинейности задачи. Кроме того, хорошим ориентиром для выбора величины шагов по нагрузке является критическое значение одного из ведущих безразмерных параметров нагружения λ_m .

Аналогичный подход целесообразно реализовывать и при исследовании нелинейного изгиба профилированных электродов, но с учетом того, что в данном случае приходится решать уже четыре линейных неоднородных интегральных уравнения (2.6.13), а также более сложное нелинейное интегральное (2.6.15) и интегро-дифференциальное (2.6.21) уравнения. Пошаговое нагружение следует выполнять так, чтобы всегда результаты вычислений давали постепенно увеличивающийся прогиб электрода. Практически это достигается путем выбора начальной нагрузки, составляющей некоторую часть от её критической величины.

В пределах каждой ступени схема решения системы интегральных уравнений (2.6.15) и (2.6.21) запишется следующим образом:

$$[\tilde{N}_{(i)}] = [K][\tilde{N}_{(i-1)}] + [K_{\xi(i-1)}][\xi_{(i-1)}] + [K_{\vartheta}][\xi_{(i-1)}], \quad (2.8.4)$$

$$\begin{aligned} [\xi_{(i)}] = & \sum_{m=1}^4 \lambda_m \cdot \{ [K_m^{(2)}][\xi_{(i-1)}] + [F_{m\vartheta}] \} + [K_0^{(2)}][\xi_{(i-1)}] + \\ & + k_0 \cdot \{ [K_{\tilde{N}(i)}^{(2)}][\xi_{(i-1)}] + [K_{\tilde{N}(i)}^{(2)}][\vartheta] \} + \lambda_T \cdot [F_T] + \sum_{l=1}^2 \lambda_{Ml}, \quad (i = 1, 2, 3, \dots). \end{aligned} \quad (2.8.5)$$

Причем для первого шага нагрузки в исходном приближении расчета по схемам (2.8.4) и (2.8.5) достаточно принять

$$[\xi_{(0)}] = 0, \quad [\tilde{N}_{(0)}] = 0.$$

Структура всех полученных интегральных уравнений, записанных в безразмерной операторной форме, позволила разработать единый алгоритм численного решения как линейных, так и нелинейных задач термоустойчивости и изгиба профилированных густо перфорированных электродов ИОС на основе использования специально разработанной термомеханической и математической модели пологой конструктивно-ортотропной сферической панели.

2.9. Численное моделирование процесса термоупругого деформирования неравномерно нагретых сферических электродов ИОС ИД

Основываясь на разработанной термомеханической модели густо перфорированных сферических электродов ИОС, сначала необходимо определить коэффициенты заполнения цилиндрического и меридионального сечений (в радиальном и окружном направлении соответственно) материалом в рассматриваемой конструктивно-ортотропной модельной оболочке. С этой целью вычисляется отношение диаметров отверстий d_0 к расстоянию между ними S_0 и с помощью графика, приведенного на рисунке 2.7.1, находятся величины искомых параметров $k_r = k_\varphi$.

Введение в рассмотрение внутреннего контура электродов $\xi(\rho_a)$, образованного центральным отверстием перфорации, обусловлено необходимостью определения положения центральной точки, именуемой полюсом и расположенной на оси сферического сегмента. При этом центральное отверстие рассматривается как обычный внутренний контур электрода.

Если центральная точка в явном виде не проявляется, например, при аналитическом решении интегральных уравнений, то можно обходиться и без рассмотрения условного внутреннего контура.

В качестве основного фактора нагружения рассмотрен неравномерный нагрев электродов ИОС по радиусу. При этом температурное поле электродов может быть представлено в наглядной и удобной форме:

$$T(\rho) = T(1) + \Delta T_r \cdot f_{T0}(\rho), \quad (2.9.1)$$

где

$T(1)$ – температура на внешнем контуре электрода, °C ;

$f_{T0}(\rho)$ – закон изменения перепада температуры по радиусу электрода.

В качестве основного закона изменения перепада температуры по радиусу электрода была выбрана представленная на рисунке 2.9.1 квадратичная зависимость вида

$$f_{T0} = 1 - \rho^2. \quad (2.9.2)$$

Для сравнения температурных полей между собой рассматривались еще два варианта возможного аналитического представления перепада температуры по радиусу электрода:

$$f_{T1} = (1 - \rho^2) \cdot \left(1 - \frac{\rho^2}{2}\right); \quad (2.9.3)$$

$$f_{t2} = (1 - \rho^2)^2. \quad (2.9.4)$$

При температурном поле (2.9.4) были реализованы меньшие критические значения $\lambda_{3,kr}$ безразмерного параметра нагрузки λ_3 :

$$\lambda_3 = k_o \cdot \alpha \cdot \Delta T_r \cdot \frac{b^2}{h^2}. \quad (2.9.5)$$

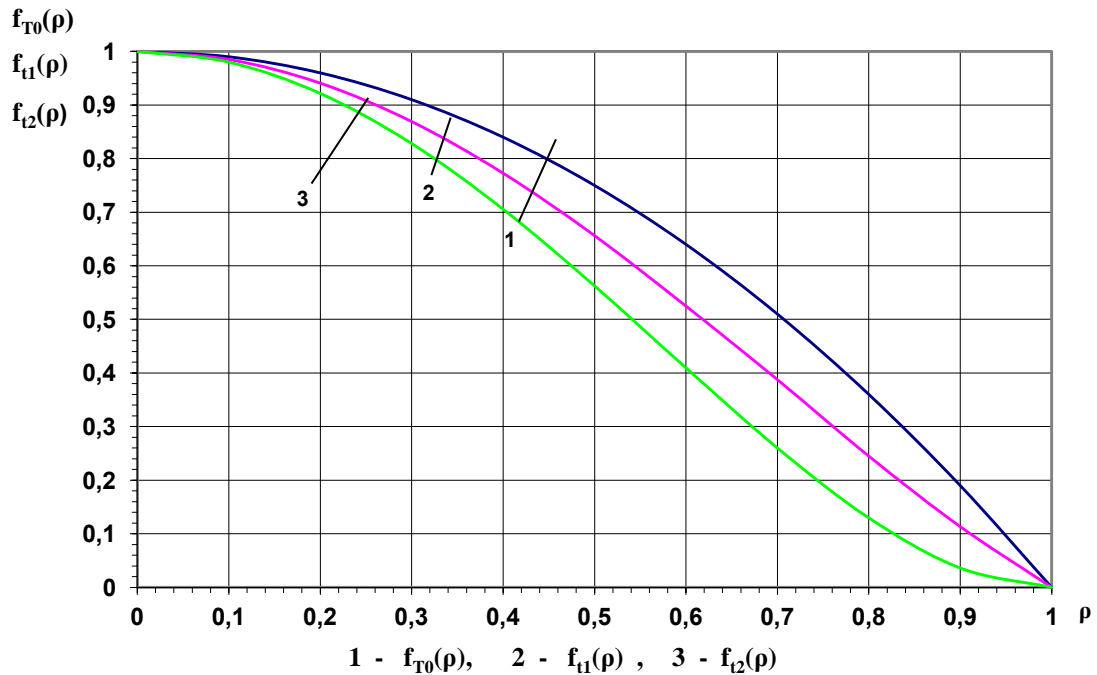


Рисунок 2.9.1. Законы изменения перепада температуры по радиусу электрода

В численном алгоритме расчета электродов на основе итерационных методов рассмотрен процесс деформирования сферических электродов сначала в линейной постановке задачи, на основе которой получаются критические значения параметра нагрузки $\lambda_{3,kr}$ для условно плоского электрода. При свободном закреплении электрода на держателе реализуются максимальные линейные перемещения, поскольку электрод имеет возможность свободно расширяться в радиальном направлении.

Если электрод соединен с силовым кольцом, у которого другой коэффициент теплового линейного расширения, то в качестве нагружающего фактора выступает не только радиальный перепад температуры ΔT_r , но и общий средний уровень температуры. В развернутом виде параметр нагрузки λ_2 , соответствующий воздействию на внешний контур электрода, учитывает общий уровень температуры на основе следующего выражения:

$$\lambda_2 = k_o \cdot \frac{b^2}{h^2} \cdot [\alpha \cdot T(1) - \alpha_k \cdot \langle T_k \rangle], \quad (2.9.6)$$

где

α_k – коэффициент температурного линейного расширения материала кольца, $1/^\circ\text{C}$;
 $\langle T_k \rangle$ – средняя температура силового кольца, $^\circ\text{C}$.

Однако при любом варианте закрепления и нагружения электрода для проведения всего комплекса расчетов на устойчивость и изгиб в линейной и нелинейной постановках задачи необходимо обязательно вычислять критические значения перепада температуры по радиусу электродов.

Поэтому в связи с необходимостью проведения подобных многочисленных вариантных расчетов температурного деформирования электродов ИОС ВЧИД была разработана упрощенная методика расчета прогибов электродов [52, 53, 72] при их неравномерном нагреве по радиусу, которая построена на использовании первого приближения итерационного процесса реализации вычислений не в численном, а в аналитическом виде. В результате соответствующих преобразований вместо системы разрешающих интегральных уравнений было получено алгебраическое уравнение третьей степени, позволяющее вычислить величину прогиба в центре сферического электрода, у которого на внешнем контуре реализуются граничные условия свободного опирания.

При этом полученное в результате необходимых преобразований нелинейное алгебраическое уравнение третьей степени записывается относительно безразмерного дополнительного прогиба $\xi(\rho_a)$, вычисляемого на внутреннем контуре электрода

$$\xi^3(\rho_a) + 3 \cdot g(\rho_a) \cdot \xi^2(\rho_a) + \left[2 \cdot g^2(\rho_a) - \frac{\lambda_3 - \lambda_{3,kp}}{k_o} \right] \xi(\rho_a) - \lambda_3 \cdot \frac{g(\rho_a)}{k_o} = 0. \quad (2.9.7)$$

Непосредственное решение уравнения (2.9.7) может быть эффективно и быстро выполнено с помощью соответствующего программного обеспечения. Наличие в уравнении (2.9.7) параметров λ_3 и $\lambda_{3,kp}$ позволяет более четко определять в какой области действия нагрузок находится сферический электрод, поскольку при решении алгебраического уравнения (2.9.7) необходимо прогнозировать начальные значения искомой переменной. Задание такого начального значения требует априорной информации о примерной локализации корня решаемого алгебраического уравнения.

Выводы к главе II

1. Разработана механико-математическая (термомеханическая) модель перфорированных электродов ИОС ИД, основанная на представлении этих электродов в виде конструктивно-ортотропных пологих тонкостенных сферических элементов. В качестве основного фактора

нагружения рассмотрен неравномерный нагрев электродов по радиусу и толщине, что непосредственно учитывалось в исходных уравнениях термоупругости.

2. Предложен алгоритм вычисления коэффициентов заполнения цилиндрического и меридионального сечений электрода, основанный на выполнении равенства деформаций электрода исходной формы, представленной в виде сектора пологой сферы. Для непосредственного расчета деформированного состояния сферических электродов при их неравномерном осесимметричном нагреве использовался математический аппарат матричных краевых интегральных и интегро-дифференциальных уравнений, представляемых в безразмерной форме.

3. Получено решение этих уравнений, построенное на итерационном методе расчета в сочетании с процессом пошагового задания температуры.

4. Разработан алгоритм вычислений, предусматривающий первое приближение решения системы интегральных уравнений в аналитическом виде. Этот алгоритм позволил получить разрешающие нелинейные алгебраические уравнения третьей степени относительно безразмерного прогиба в любой точке сферической поверхности электрода.

Глава III. Численное моделирование изменения формы электродов и геометрических параметров ИОС при нагреве

3.1. Численное моделирование изменения формы электродов при тепловом нагружении

К электродам ИОС предъявляются жесткие требования по минимизации изменения межэлектродных зазоров в ИОС в процессе работы ИД. Требование по допустимым величинам дополнительных прогибов электродов формулируется как доля от заданного межэлектродного зазора. Так, при разработке ВЧИД-8, ВЧИД-16, ВЧИД-45, ВЧИД-45М, ВЧИД-60 номинальные значения зазора задавались: $0,8^{\pm 0,05}$ мм или $1,0^{\pm 0,1}$ мм для ВЧИД-8, ВЧИД-16; $1,6^{\pm 0,15}$ или $1,8^{\pm 0,2}$ для ВЧИД-45, ВЧИД-45М.

При проведении многовариантных расчетов величин безразмерного дополнительного прогиба на внутреннем контуре электрода $\xi(\rho_a)$ или в его геометрическом центре $\xi(0)$ упрощается подбор этих начальных значений за счет небольших локальных отличий в используемых исходных данных. Подтверждением сказанному служат представленные на рисунках 3.1-3.14 результаты вычислений дополнительных прогибов $\Delta w(0)$ электродов представленные в виде криволинейных зависимостей дополнительного прогиба электрода от начального технологического прогиба $w_0(0)$ для центральной точки. Построенные кривые соответствуют различным перепадам температур неравномерно нагретых по радиусу электродов (от 30 °С до 80 °С) характеризуют существенную зависимость изменения формы электродов от величины нагрева. Т.е. были рассмотрены различные варианты исходных данных (материалы электродов, перепады температур, форма электродов), применительно к которым выполнялись расчеты нелинейного деформирования ЭЭ и УЭ в геометрических центрах ($\rho_a=0$) соответствующих им перфорированных сферических сегментов.

Для корректного сравнения полученных результатов все рассмотренные электроды, свободно закрепленные на внешнем контуре в отношении радиальных перемещений и угловых поворотов, неравномерно нагревались по радиусу с распределением температуры по закону (2.9.2), изображенному на рисунке 2.9.1. При этом непосредственно в расчетах варьировались:

- материалы электродов (молибден ВМ-2 для ЭЭ и УЭ, титановый сплав ВТ1-0 для ЭЭ и УЭ, сплав титана с ниобием ТВ-36 для ЭЭ, УУКМ для ЭЭ и УЭ);
- радиусы внешних контуров у ЭЭ и УЭ;

- температура на внешнем контуре электродов в сочетании с перепадом температуры по радиусу;
- геометрические размеры диаметра отверстий решетки и расстояний между ними;
- величины коэффициентов заполнения электродов материалом, изображенные на рисунке 2.7.1;
- модуль упругости применяемых материалов;
- коэффициент теплового линейного расширения материалов;
- значения начальных прогибов сферических электродов $w_0(0)$;
- критические значения безразмерного параметра нагрузки $\lambda_{3,kr}$.

Результаты численного моделирования, представленные на рисунках 3.1-3.14 по предложенной методике, подтвердили возможность проведения оперативных расчетов дополнительных прогибов сферических электродов, а также учет количественной оценки их нелинейного деформирования и математически обоснованного прогнозирования изменения межэлектродных зазоров в ИОС. Также важным является возможность учета при моделировании нестационарных режимов работы ИД.

Анализ полученных результатов расчета дополнительных прогибов электродов из сплавов титана и сплавов молибдена показал принципиальную возможность создания ИОС с различными диаметрами ионного пучка на основе использования этих материалов в качестве многократно проверенных перспективных конструкционных материалов для сферических ЭЭ, отличающихся очень малой толщиной - от 0,3 мм до 0,5 мм.

Основное влияние на такие электроды оказывают:

- реализующиеся в ИОС температурные поля, изменяющиеся в радиальном направлении с перепадом температур в десятки градусов между центром электрода и внешним контуром;
- начальные технологические прогибы сферических электродов $w_0(0)$, представляющих собой шаровые сегменты, которые могут достигать по высоте 10...30 мм и более;
- коэффициенты температурного линейного расширения материала;
- коэффициенты конструктивной ортотропии электродов k_r и k_φ , зависящие от отношения диаметров отверстий перфорации к расстоянию между ними.

Весьма интересными, с точки зрения получения стабильных межэлектродных зазоров в ИОС, являются также положительные предварительные результаты возможного использования, как в ЭЭ новых металлических сплавов на основе титана и ниобия (рис. 3.4), так в ЭЭ и УЭ УУКМ (рис. 3.5, 3.8, 3.11, 3.14). Расчетные значения дополнительных прогибов $\Delta w(0)$ наглядно иллюстрируют весьма малые значения таких прогибов, как в тонких ЭЭ, так и в утолщенных до

2,5 мм и более УЭ. Эти результаты объясняются, прежде всего, малой величиной коэффициента температурного линейного расширения у данных материалов.

В ЭЭ и УЭ из УУКМ вследствие реализации малых значений дополнительных прогибов основные проблемы будут связаны с технологией изготовления таких электродов. Для ИОС, использование этих материалов может быть охарактеризовано не только требованием к ресурсу работы ИД, а так же на основании учета всего комплекса проблем, таких как изготовление узла ИОС и режимов выхода на заданные рабочие характеристики. Т.е. если в состав ИОС к УЭ, изготовленному из УУКМ (рис. 3.14), установить ЭЭ, изготовленный из металлического сплава с большим КЛТР (рис. 3.10), можно попасть в ситуацию невозможности обеспечения межэлектродного зазора или допуска на него (изменение зазора от 0,8 мм до 2,0 мм при межэлектродном зазоре $1,8^{\pm 0,2}$ мм).

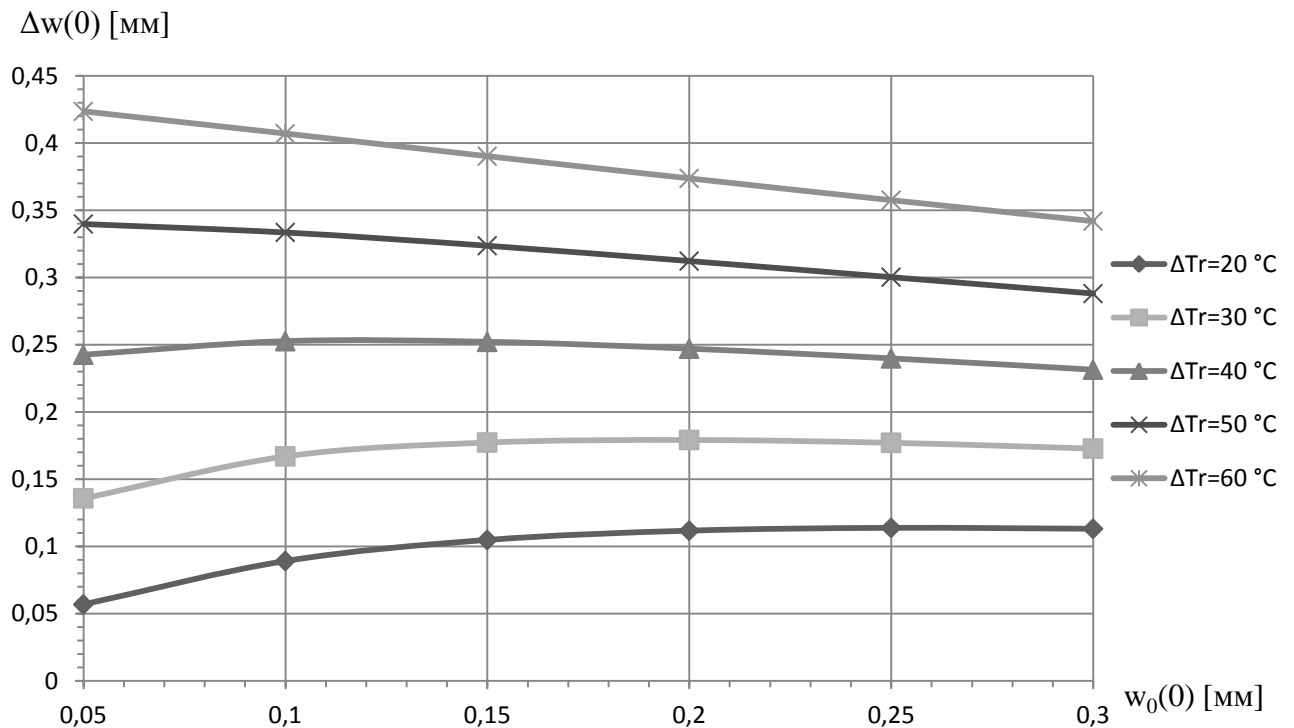


Рисунок 3.1. Зависимость изменения дополнительного прогиба ЭЭ ВЧИД-8, изготовленного из ВМ-2, от изменения начального технологического прогиба

На рисунке 3.1 на кривых деформирования электродов для разных перепадов температур видны перегибы соответствующие выходу в область значений характеризуемых действительными процессами деформирования, т.е. уменьшением величины температурных деформаций при увеличении технологического прогиба (упрочнении конструкции).

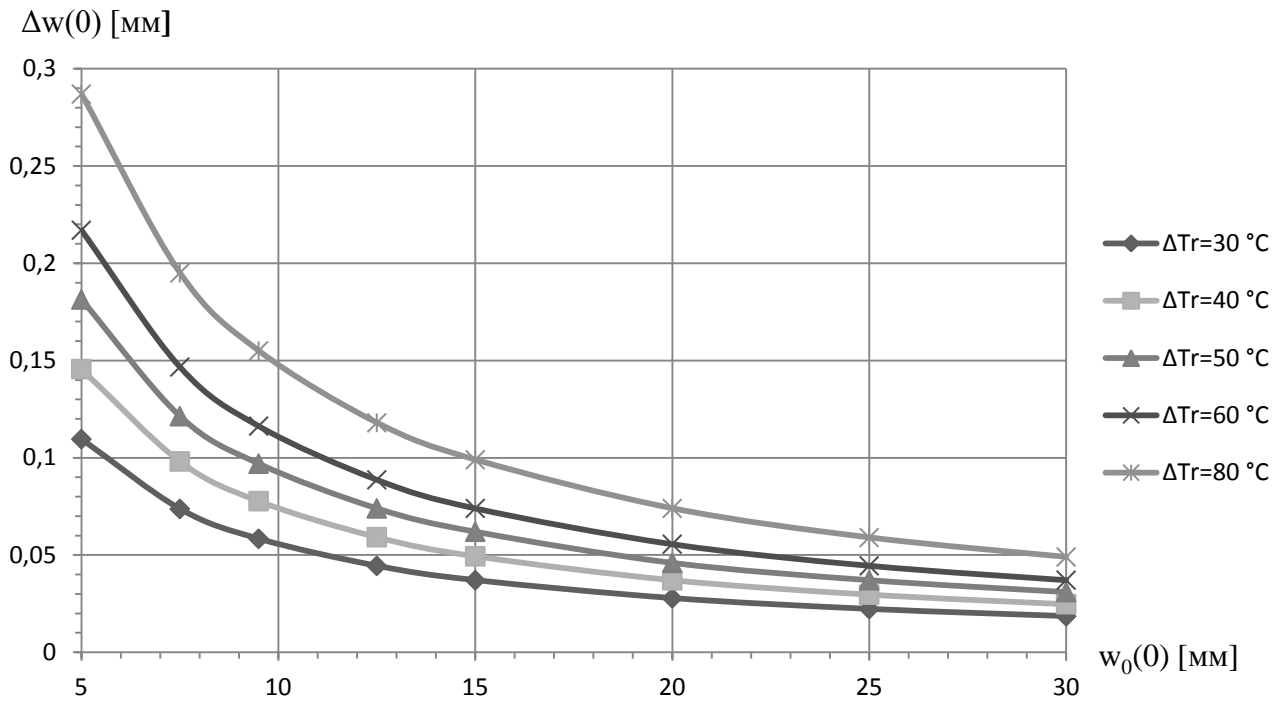


Рисунок 3.2. Зависимость изменения дополнительного прогиба ЭЭ ВЧИД-16, изготовленного из VM-2, от изменения начального технологического прогиба

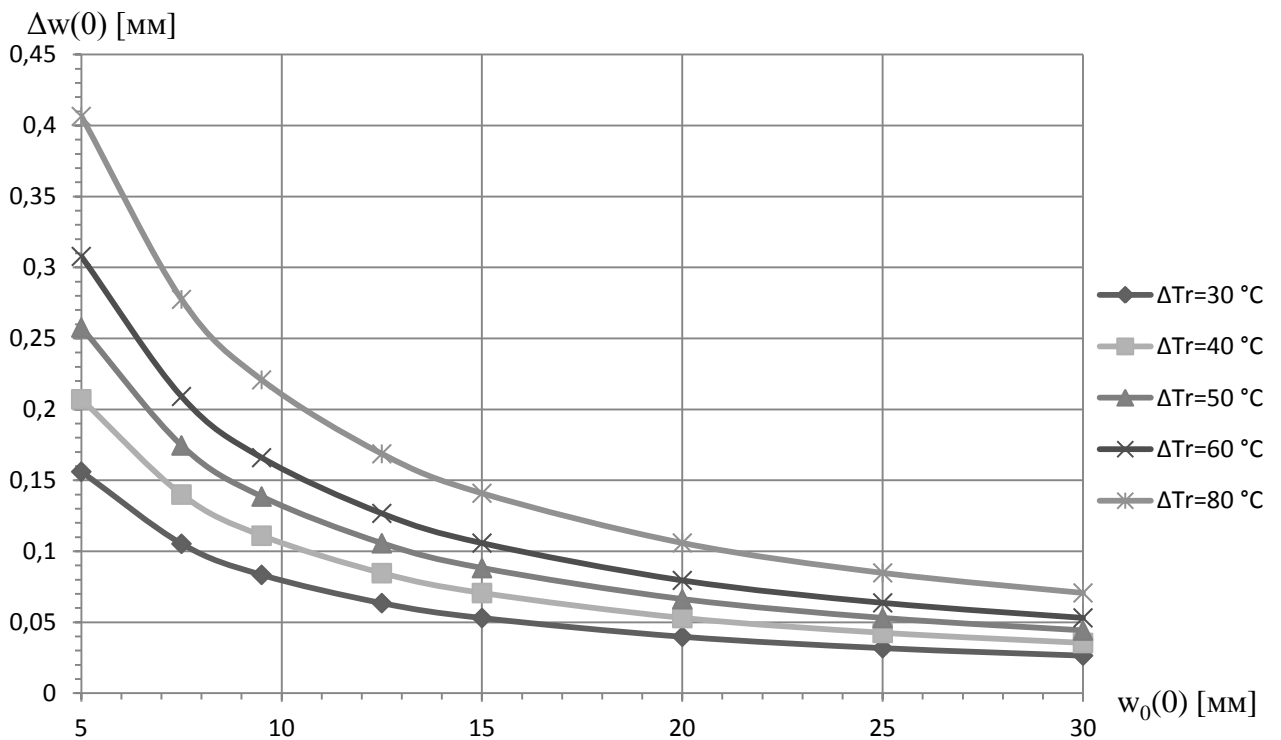


Рисунок 3.3. Зависимость изменения дополнительного прогиба ЭЭ ВЧИД-16, изготовленного из VT1-0, от изменения начального технологического прогиба

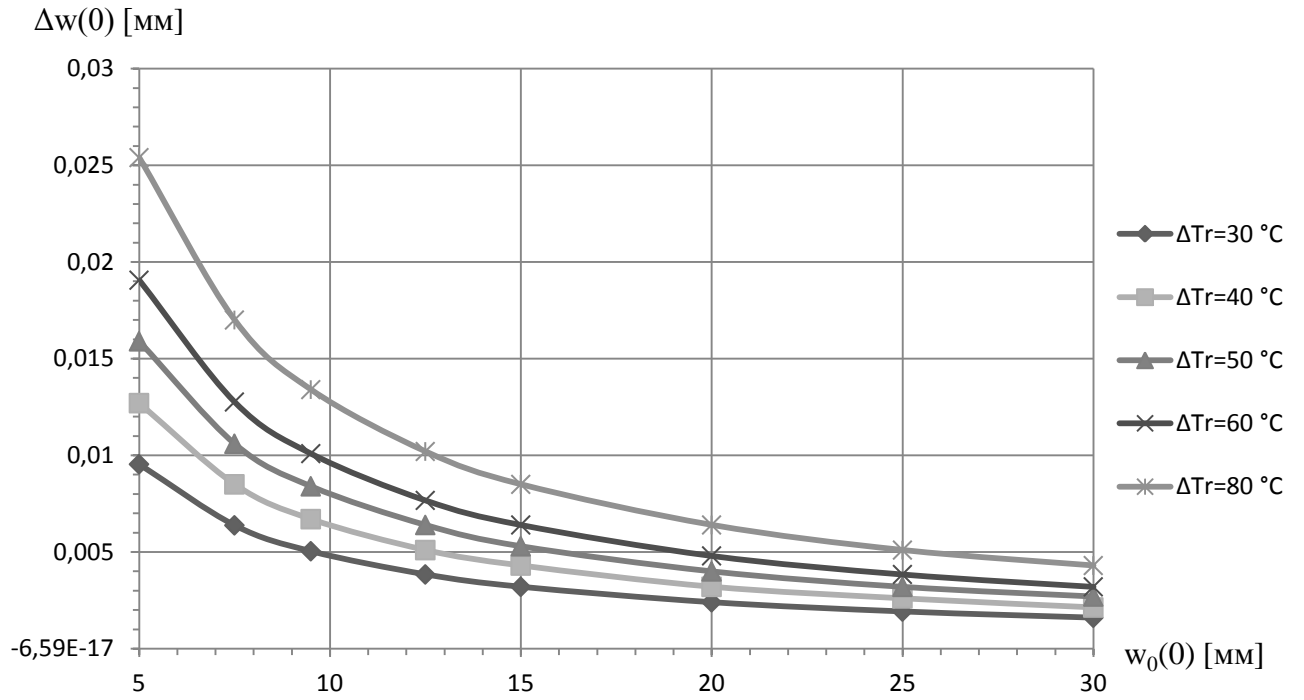


Рисунок 3.4. Зависимость изменения дополнительного прогиба ЭЭ ВЧИД-16, изготовленного из ТВ-36, от изменения начального технологического прогиба

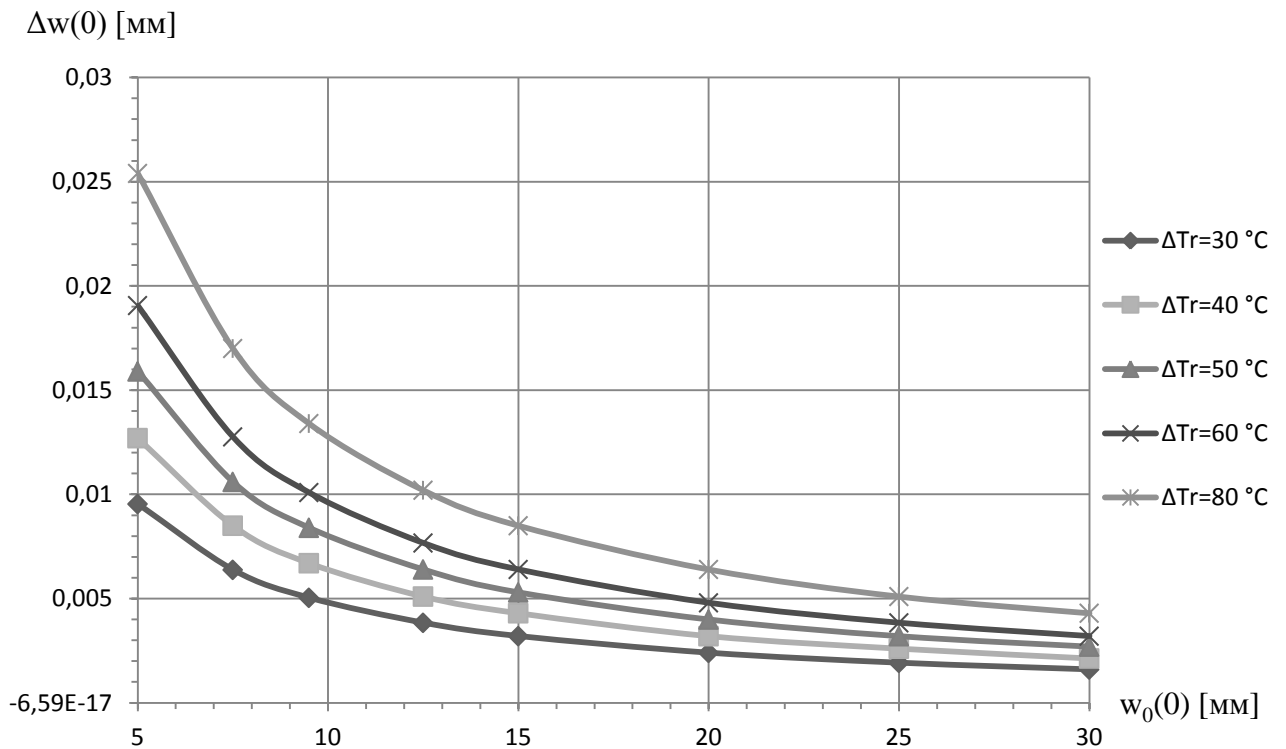


Рисунок 3.5. Зависимость изменения дополнительного прогиба ЭЭ ВЧИД-16, изготовленного из УУКМ, от изменения начального технологического прогиба

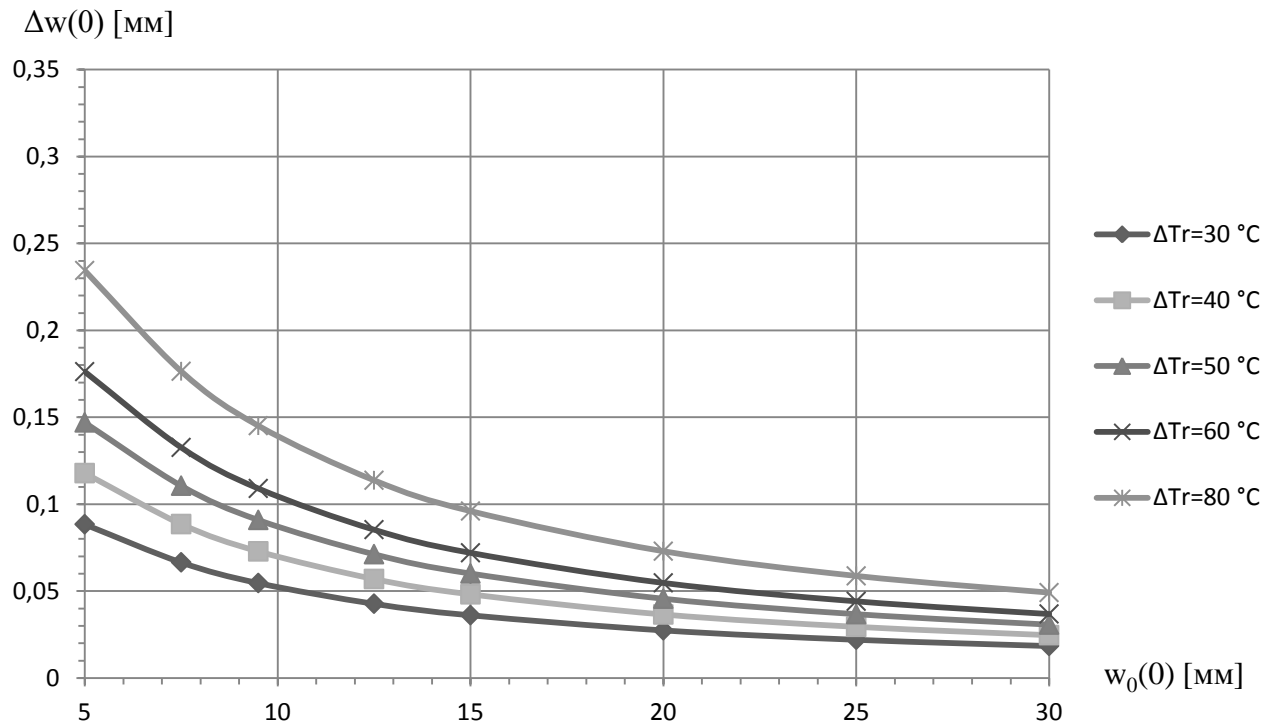


Рисунок 3.6. Зависимость изменения дополнительного прогиба УЭ ВЧИД-16, изготовленного из ВМ-2, от изменения начального технологического прогиба

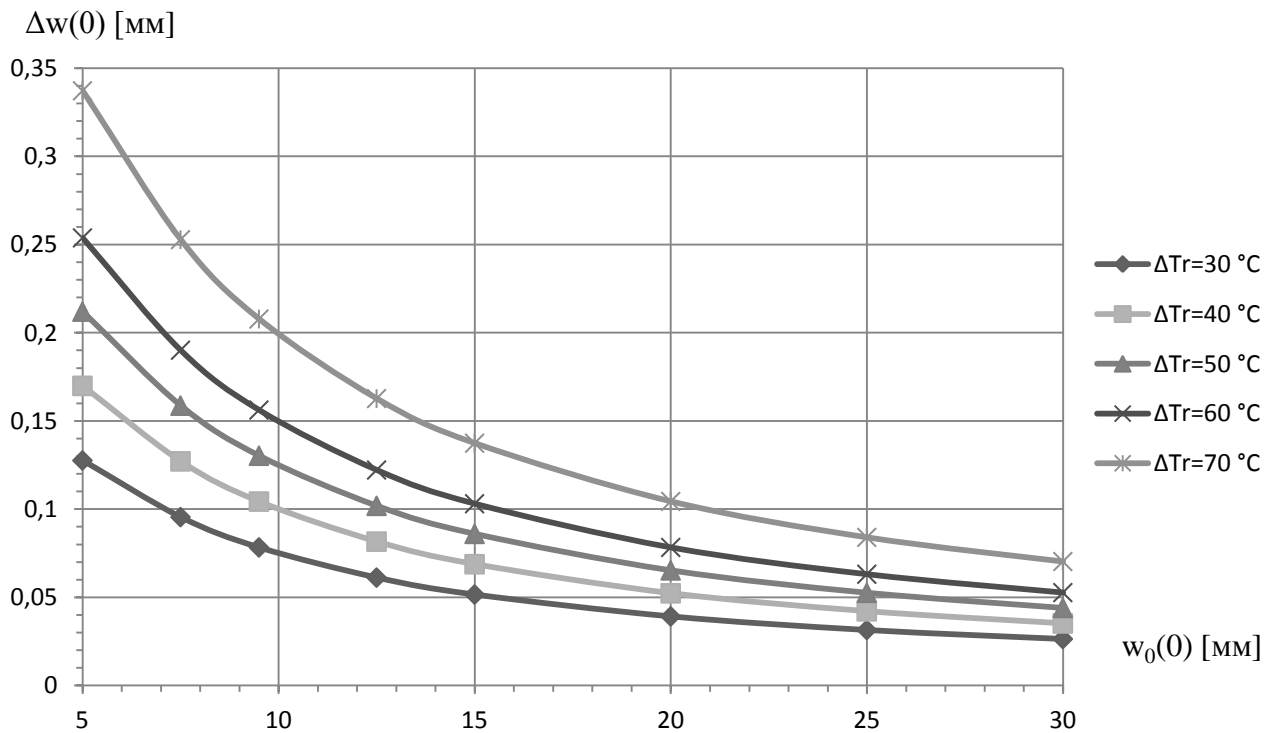


Рисунок 3.7 Зависимость изменения дополнительного прогиба УЭ ВЧИД-16, изготовленного из ВТ1-0, от изменения начального технологического прогиба

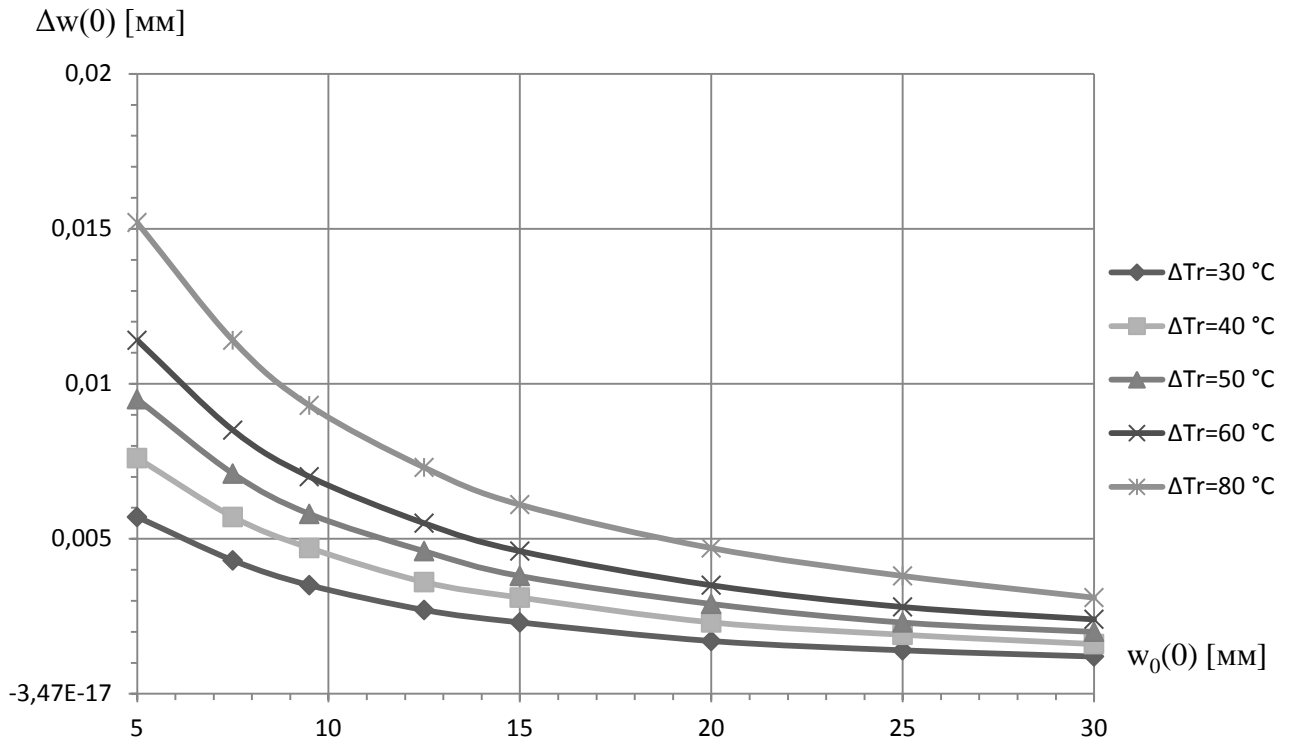


Рисунок 3.8. Зависимость изменения дополнительного прогиба УЭ ВЧИД-16, изготовленного из УУКМ, от изменения начального технологического прогиба

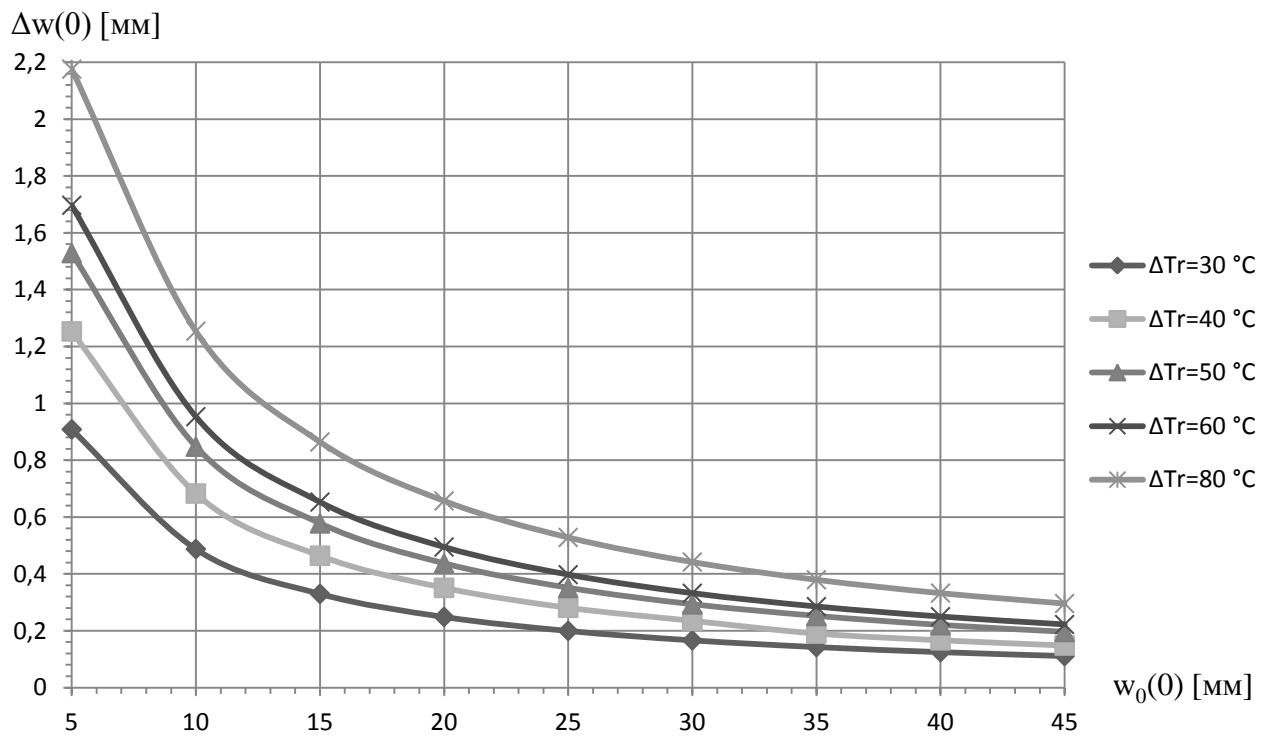


Рисунок 3.9. Зависимость изменения дополнительного прогиба ЭЭ ВЧИД-45М, изготовленного из ВМ-2, от изменения начального технологического прогиба

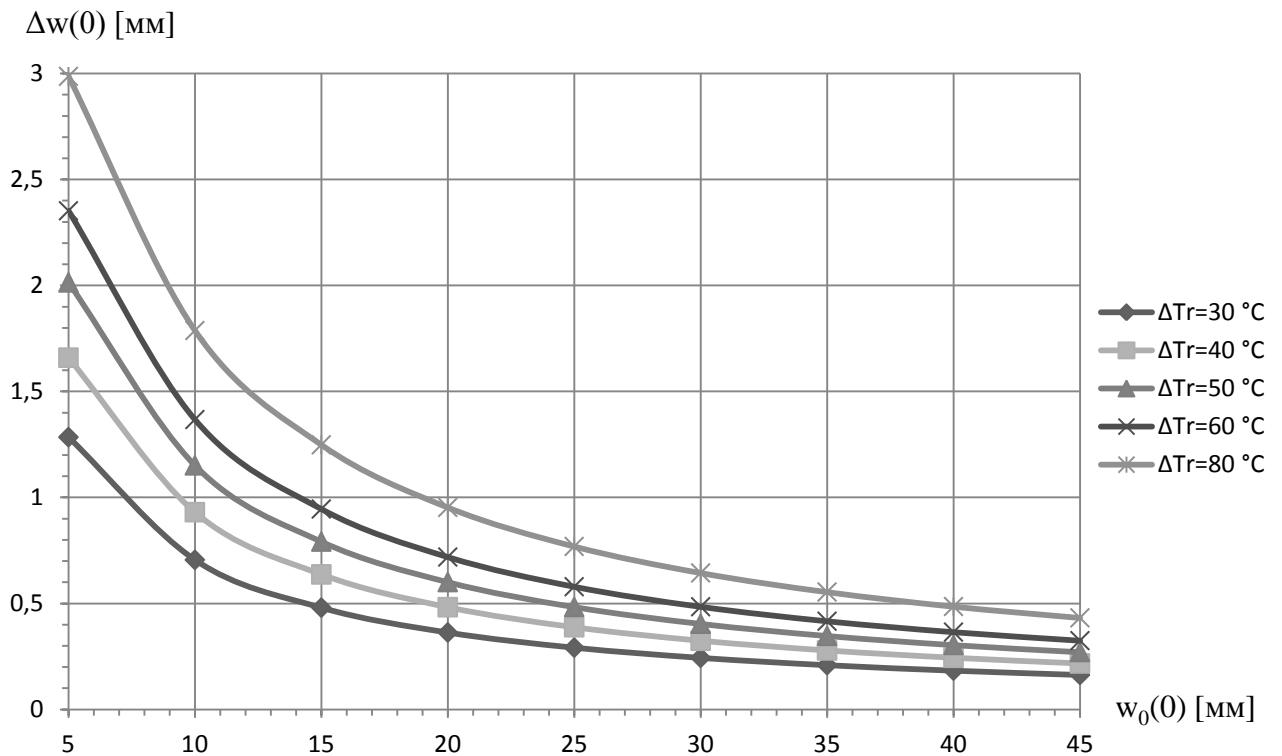


Рисунок 3.10. Зависимость изменения дополнительного прогиба ЭЭ ВЧИД-45М, изготовленного из ВТ1-0, от изменения начального технологического прогиба

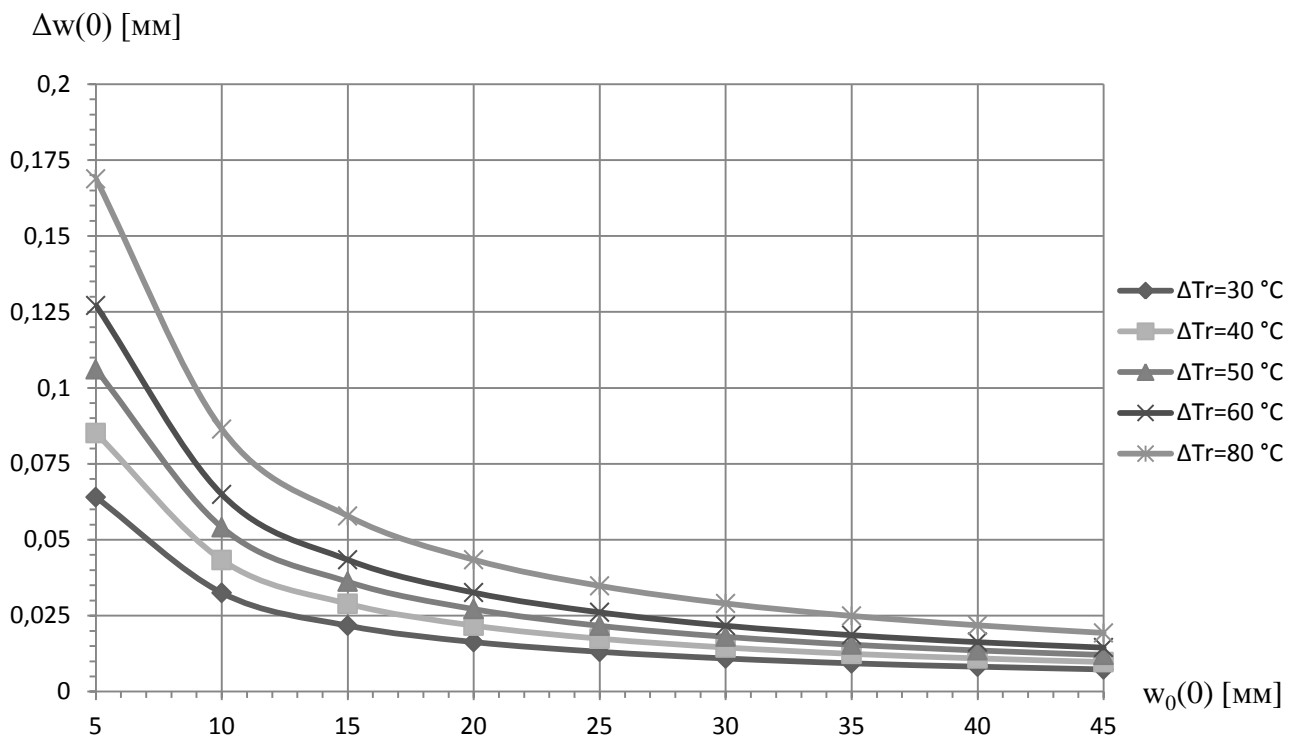


Рисунок 3.11. Зависимость изменения дополнительного прогиба ЭЭ ВЧИД-45М, изготовленного из УУКМ, от изменения начального технологического прогиба

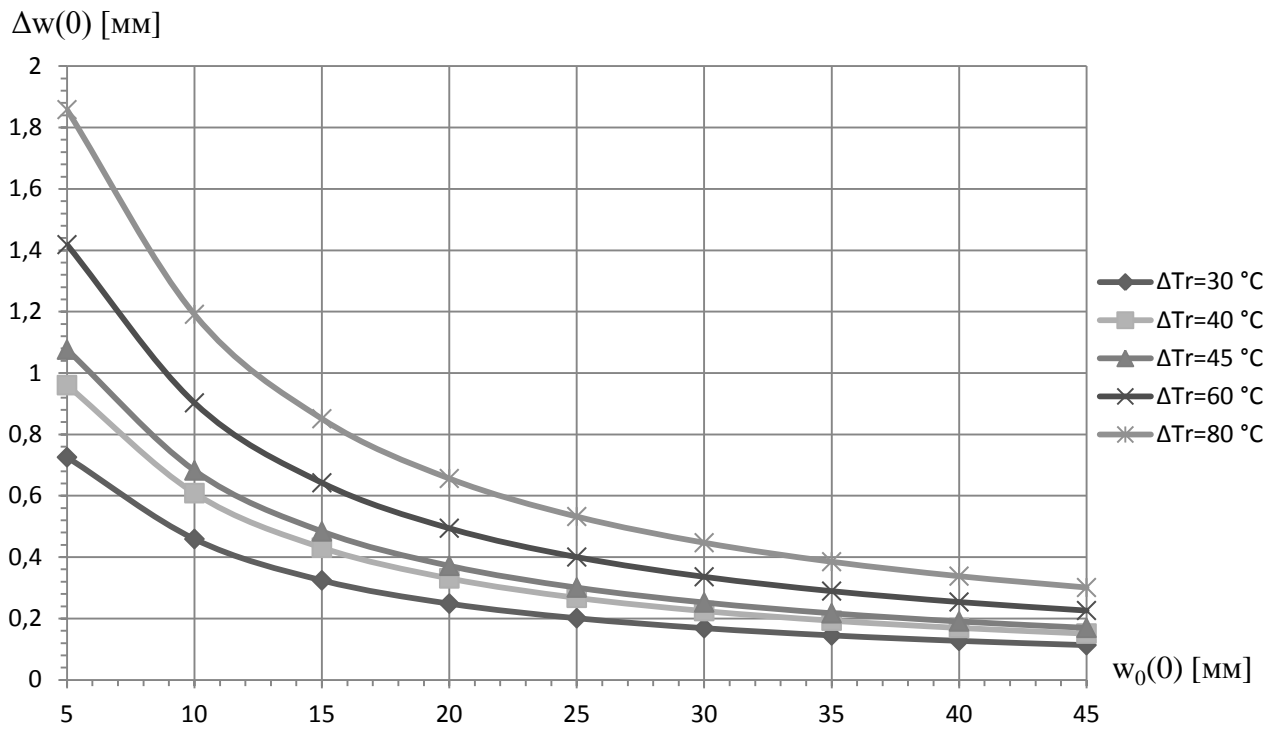


Рисунок 3.12. Зависимость изменения дополнительного прогиба УЭ ВЧИД-45М, изготовленного из VM-2, от изменения начального технологического прогиба

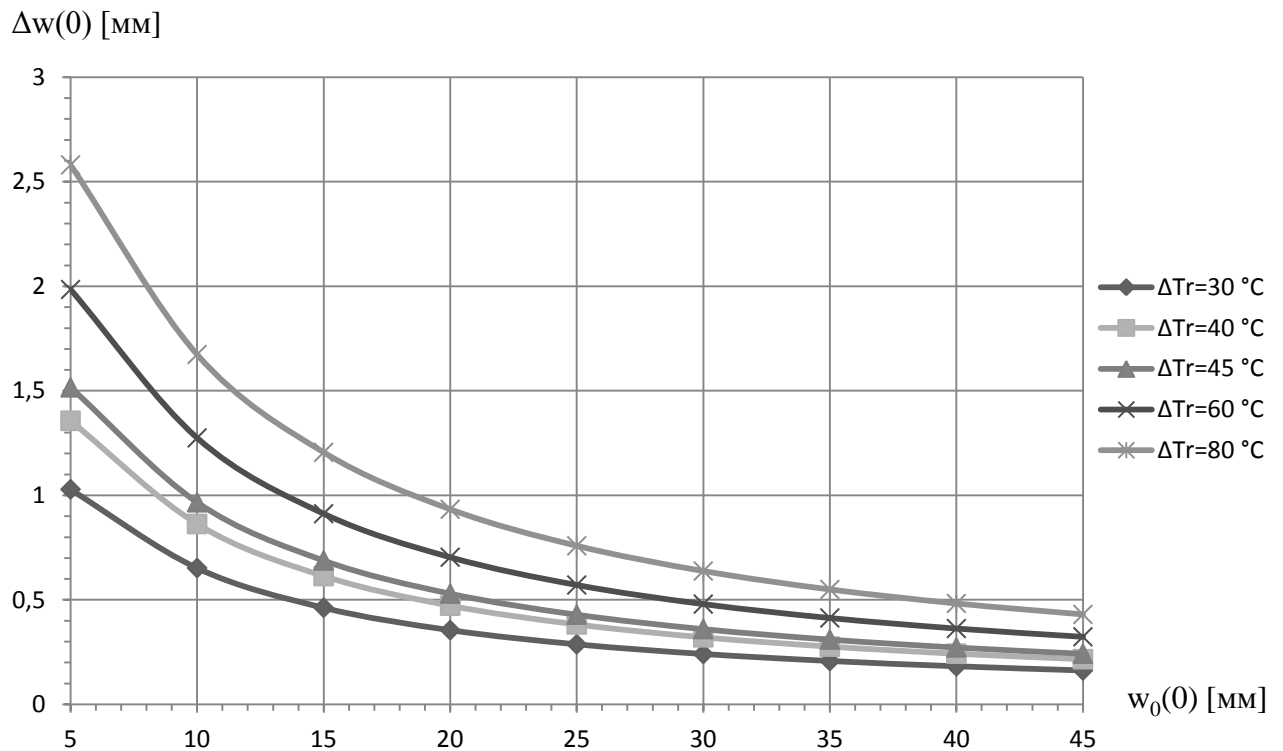


Рисунок 3.13. Зависимость изменения дополнительного прогиба УЭ ВЧИД-45М, изготовленного из BT1-0, от изменения начального технологического прогиба

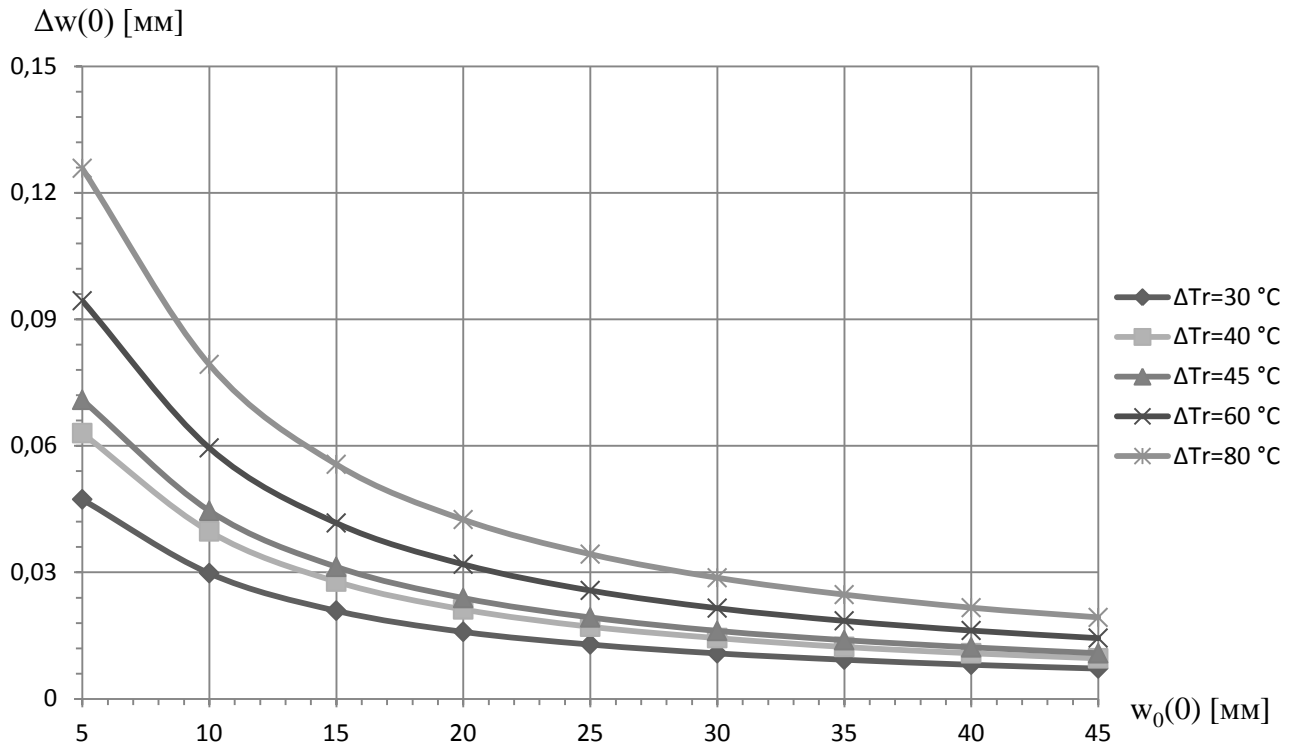


Рисунок 3.14. Зависимость изменения дополнительного прогиба УЭ ВЧИД-45М, изготовленного из УУКМ, от изменения начального технологического прогиба

Величина начального технологического прогиба выбирается с кривых, изображенных на рисунках 3.1-3.14, исходя из заданных ограничений на изменение межэлектродного зазора во время выхода двигателя на рабочий режим.

3.2. Изменение величины плотности ионного тока при изменении межэлектродного зазора

В большинстве применений ИД допускается расходимость пучка (струи) с полууглом $10...15^\circ$, а в ИОС принято рассчитывать плотность тока ионов близкой к предельной $j_{пред}$, т.е. такую когда пучок почти касается отверстий электродов ИОС [32].

Выбор геометрических размеров ИОС (диаметр отверстий перфорации электродов, толщина электродов, межэлектродный зазор) производится относительно получения максимальной миделевой плотности ионного тока $j_{мид} = I/S_{э}$ при ограничении по величине приложенной разницы потенциалов к электродам U_B или максимального первичанса [32]. Для рассмотренных конструкций ВЧИД разница потенциалов составляет от 2.2 кВ до 4.5 кВ, а диаметр отверстий – от 2.6 мм до 4 мм. Так же одним из ключевых факторов является межэлектродный зазор l между ЭЭ и УЭ. Однако, как уже было описано в главе II, основным фактором влияющим на изменение величины межэлектродного зазора является неравномерный

тепловой нагрев электродов по радиусу, что приводит к изменению зазора и как следствие предельной плотности тока ионов.

В рассмотренных в [32] решениях для определения величины предельной плотности тока были введены ограничения на задаваемые характеристики ИОС. Одним из ключевых стала толщина электродов и межэлектродный зазор. Для рассматриваемых в диссертации ИД различной размерности приняты толщины ЭЭ от 0,3 мм до 0,6 мм. Для учета описанных изменений был введен поправочный коэффициент k , равный 0,45.

Разность потенциалов срабатывает на длине $l_{эф}$, которая почти вдвое превышает межэлектродный зазор [32]. Также в качестве основной характеристики ИОС часто используется приведенный первичанс ячейки $P_n = (j_{пред} d_{омс}^2 / U_г^{3/2}) (l_{эф} / d_{омс})^2$, для ксенона $(0,5-1,5) \cdot 10^{-9} \text{ А/В}^{3/2}$.

Предельная плотность ионного тока определяется по формуле [32]:

$$j_{пред} = k \frac{4\varepsilon_0}{9} \left(\frac{2e}{M}\right)^{1/2} \frac{U_г^{3/2}}{l_{эф}^2}, \quad (3.1)$$

где

M – молярная масса ксенона;

e – заряд электрона;

ε_0 - диэлектрическая постоянная.

Для расчета длины $l_{эф}$ использовалась формула [32]:

$$l_{эф} \approx 1,5l \left(\frac{d_{омс}^2}{l} \sqrt{\frac{\delta}{l}}\right)^{1/2}, \quad (3.2)$$

где

δ - толщина ЭЭ, мм.

Используя формулы (3.1) и (3.2) при учете поправочного коэффициента построены зависимости изменения плотности ионного тока от изменения величины технологического (начального) прогиба электродов, т.е. от изменения межэлектродного зазора, для ряда ИОС укомплектованных электродами, изготовленными из различных материалов.

Рассмотрены ИОС двух двигателей: ВЧИД-16 и ВЧИД-45М. Численное моделирование изменения плотности ионного тока проведено для конкретных величин перепадов температур: для ЭЭ ВЧИД-16 температурный перепад равен 40 °С, а температура в центральной точке 330°С, для УЭ ВЧИД-16 температурный перепад равен 40 °С, температура в центральной точке – 300 °С; для ЭЭ ВЧИД-45М температурный перепад равен 50 °С, а температура в центральной точке 330°С, для УЭ ВЧИД-45М температурный перепад равен 45 °С, а

температура в центральной точке 272 °С. Для комплектации узлов выбраны следующие пары электродов:

Для ВЧИД-16:

- ЭЭ и УЭ изготовлены из ВМ-2;
- ЭЭ изготовлен из ВМ-2, а УЭ изготовлен из УУКМ;
- ЭЭ и УЭ изготовлены из УУКМ;
- ЭЭ изготовлен из ТВ-36, а УЭ изготовлен из УУКМ;
- ЭЭ и УЭ изготовлены из ВТ1-0.

Для ВЧИД-45М:

- ЭЭ и УЭ изготовлены из ВМ-2;
- ЭЭ и УЭ изготовлены из УУКМ;
- ЭЭ и УЭ изготовлены из ВТ1-0.

На рисунках 3.15-3.22 построены зависимости изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба.

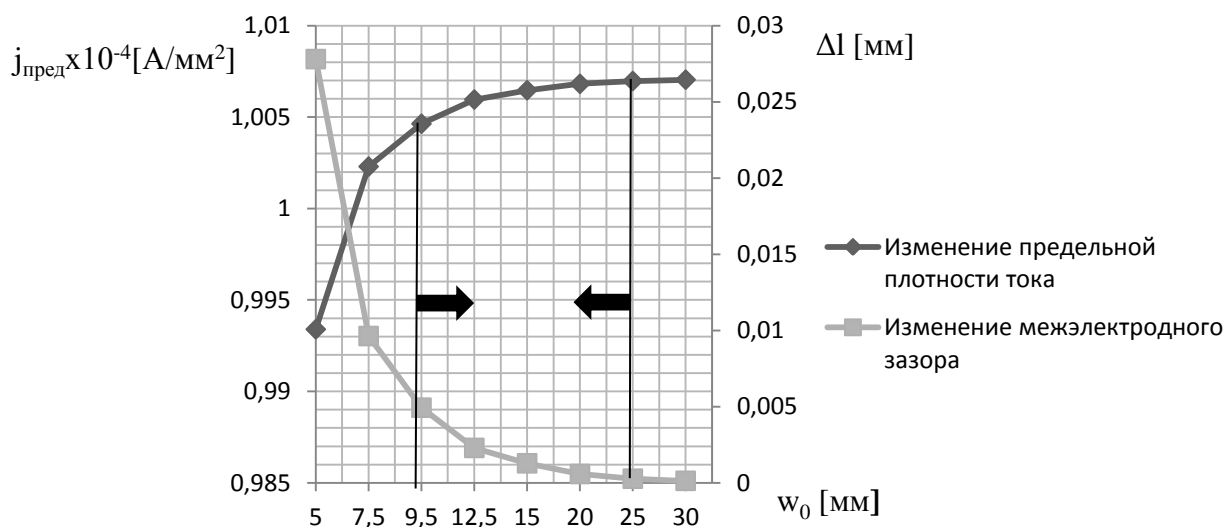


Рисунок 3.15. Зависимость изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба для ИОС ВЧИД-16 с ЭЭ и УЭ из ВМ-2

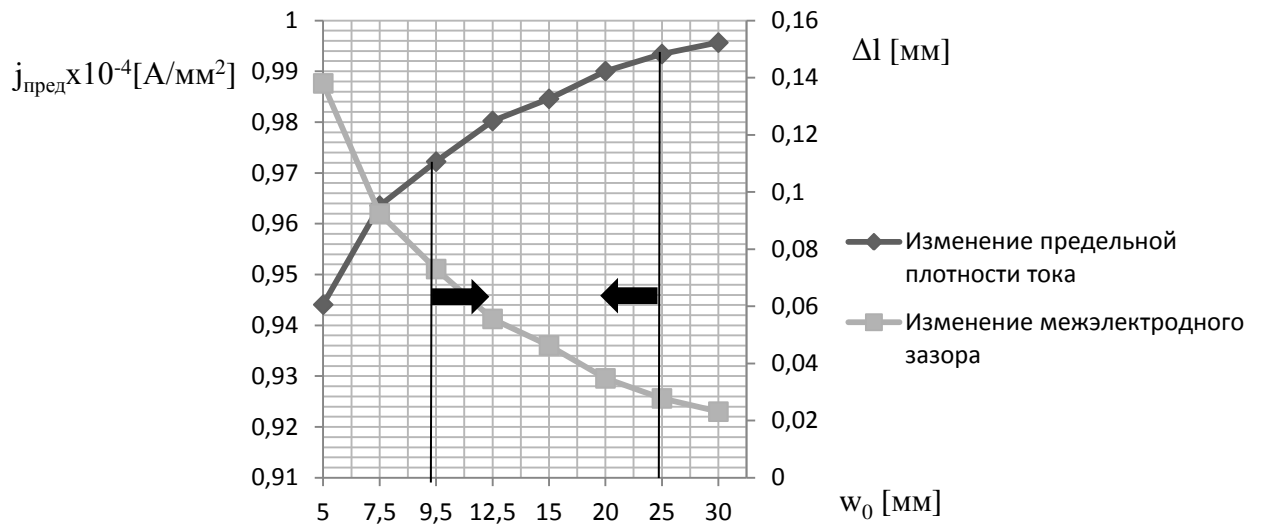


Рисунок 3.16. Зависимость изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба для ИОС ВЧИД-16 с ЭЭ из ВМ-2 и УЭ из УУКМ

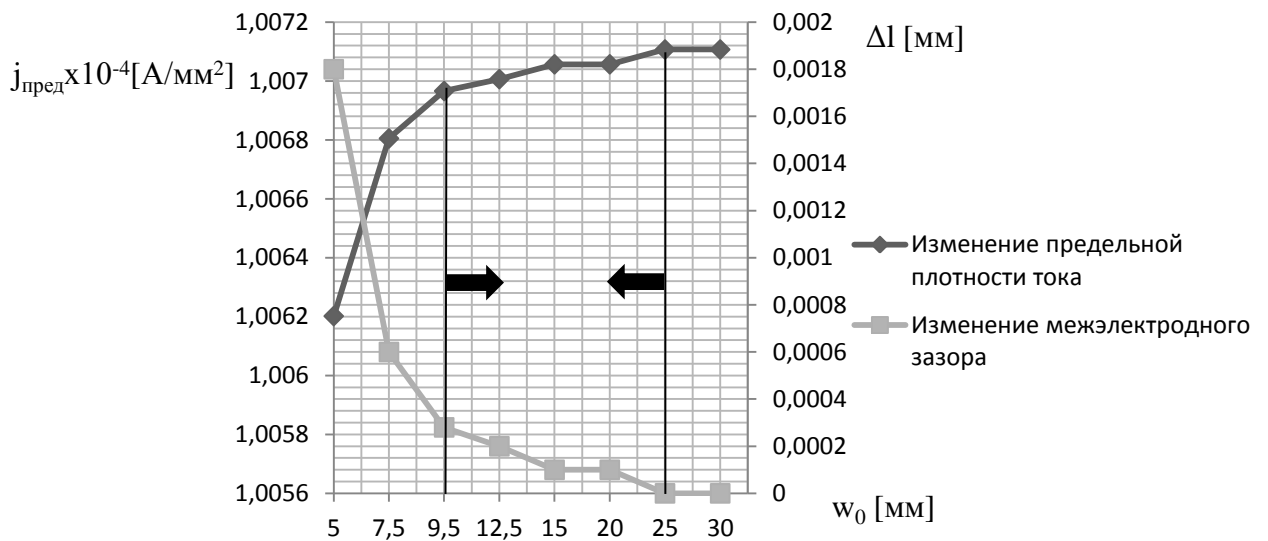


Рисунок 3.17. Зависимость изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба для ИОС ВЧИД-16 с ЭЭ и УЭ из УУКМ

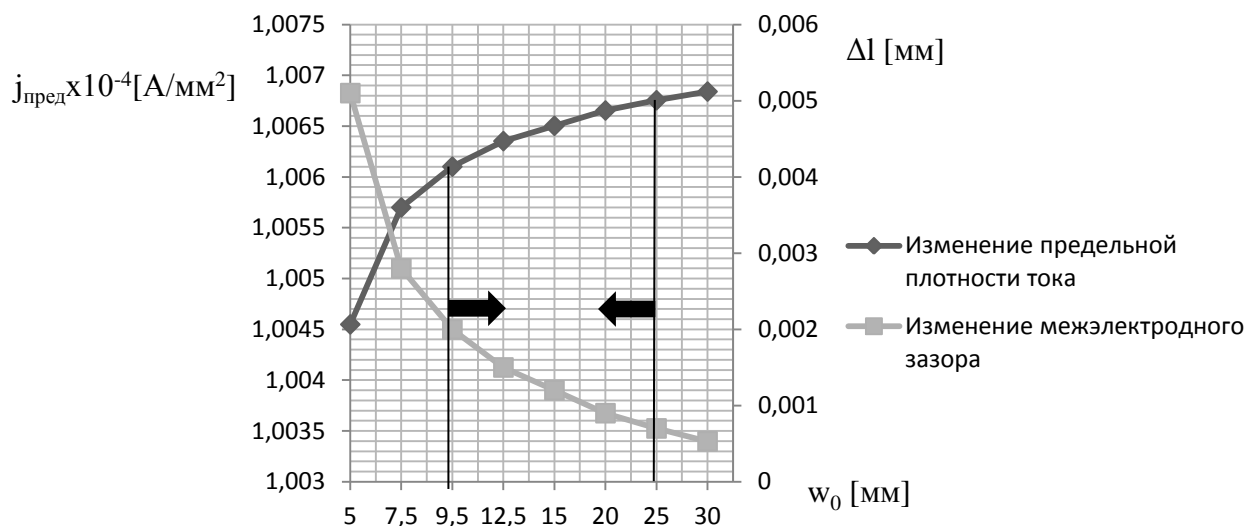


Рисунок 3.18. Зависимость изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба для ИОС ВЧИД-16 с ЭЭ из ТВ-36 и УЭ из УУКМ

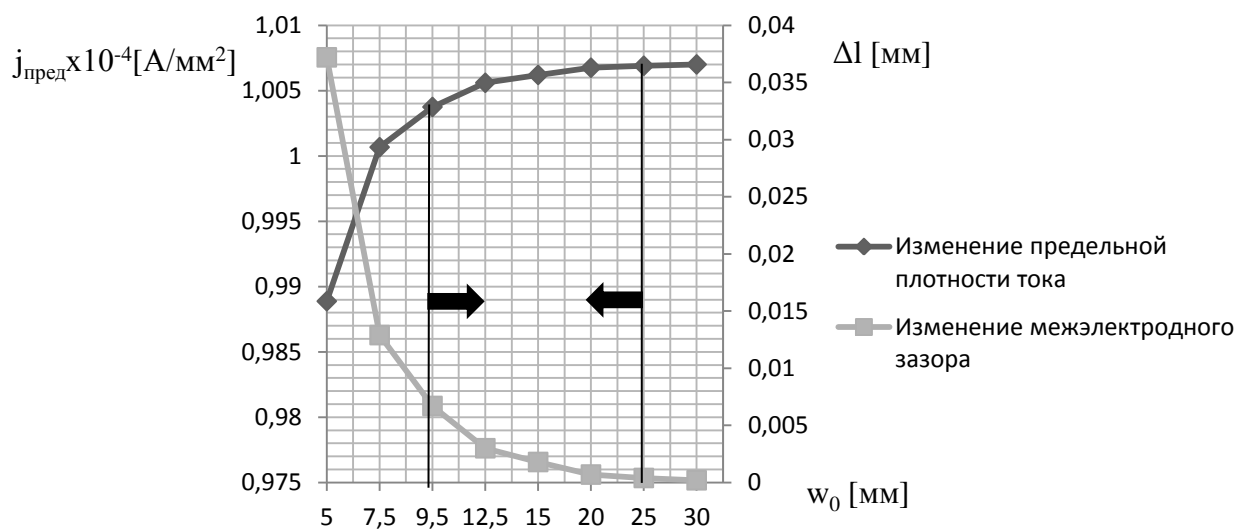


Рисунок 3.19. Зависимость изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба для ИОС ВЧИД-16 с ЭЭ и УЭ из ВТ1-0

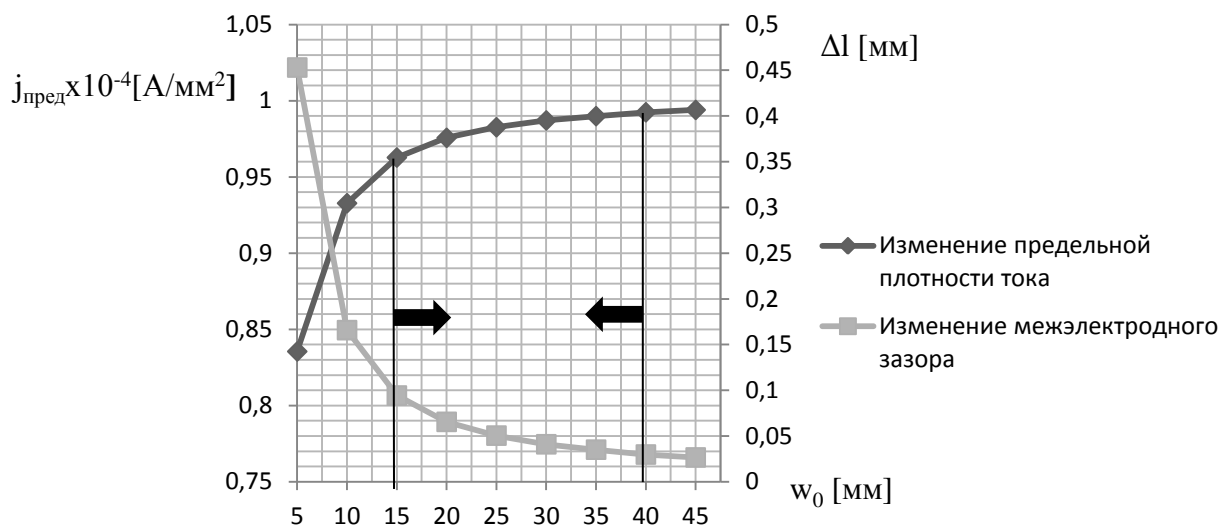


Рисунок 3.20. Зависимость изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба для ИОС ВЧИД-45М с ЭЭ и УЭ из ВМ-2

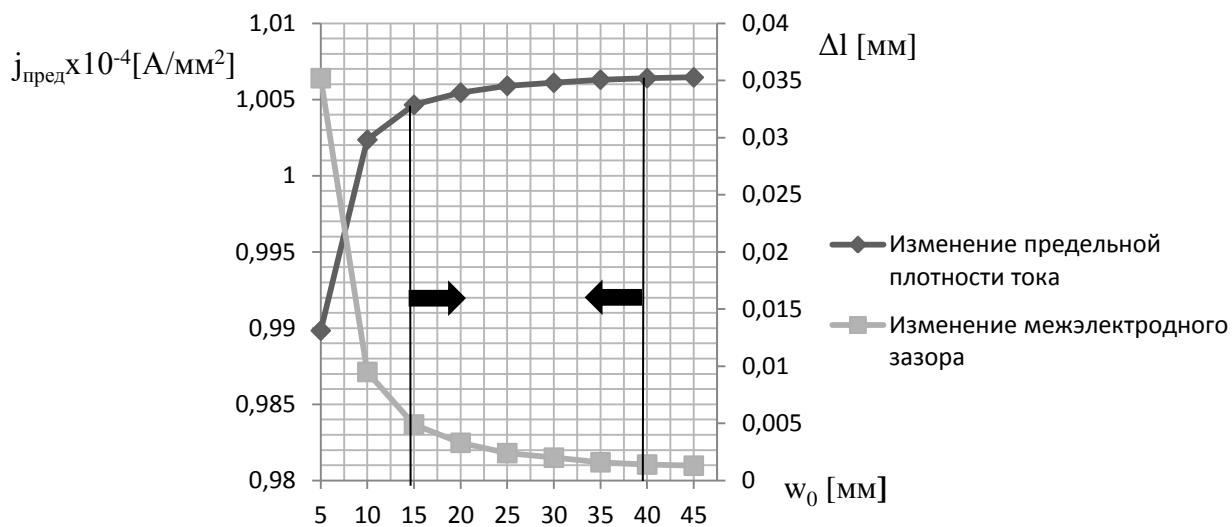


Рисунок 3.21. Зависимость изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба для ИОС ВЧИД-45М с ЭЭ и УЭ из УУКМ

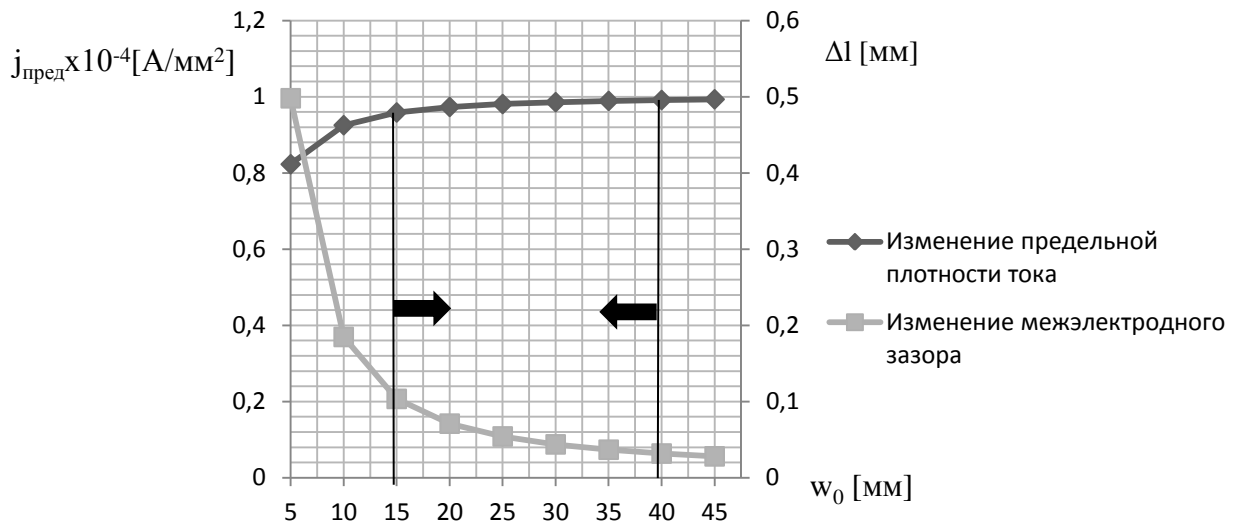


Рисунок 3.22. Зависимость изменения плотности ионного тока и межэлектродного зазора от изменения величины начального технологического прогиба для ИОС ВЧИД-45М с ЭЭ и УЭ из ВТ1-0

На рисунках 3.15-3.22 видна закономерность выхода кривой плотности ионного тока на мало изменяющееся значение. В соответствии с кривыми зависимости изменения дополнительного прогиба от начального, изображенными на рисунках 3.1-3.14, построены диапазоны изменения величины технологического прогиба (рис. 3.15-3.22). Они соответствуют ограничениям: для ЭЭ ВЧИД-16 – 9,5 мм; для УЭ ВЧИД-16 – 25 мм; для ЭЭ ВЧИД-45М – 15 мм; для УЭ ВЧИД-45М – 40 мм.

3.3. Выбор оптимальных значений технологического прогиба электродов на основании произведенных расчетов.

Был рассмотрен ряд исходных данных, применительно к которым выполнялись расчеты нелинейного деформирования ЭЭ и УЭ в геометрических центрах ($\rho_a = 0$) соответствующих им перфорированных сферических сегментов электродов для ВЧИД-16 и ВЧИД-45М. Для объективного сравнения полученных результатов все рассматриваемые электроды, свободно закрепленные на внешнем контуре в отношении радиальных перемещений и угловых поворотов, неравномерно нагревались по радиусу с распределением температуры по закону (2.9.2).

Были численно определены дополнительные прогибы электродов, выполненных из разных материалов и имеющих различный начальный прогиб при заданном тепловом нагружении [19, 20, 21, 22, 41, 42, 43].

Получены следующие результаты:

1. Для ЭЭ различных размеров, изготовленных из молибденового сплава ВМ-2, получены значения ожидаемого дополнительного прогиба: для ЭЭ16 толщиной 0,3 мм при начальном прогибе - 5...15 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет 0,15...0,05 мм и 0,14...0,05 мм при толщине 0,5 мм; для ЭЭ45 толщиной 0,5 мм при начальном прогибе - 8...25 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет 1,536...0,534 мм; для ЭЭ45М толщиной 0,3 мм при начальном прогибе - 5...30 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет 1,529...0,293 мм и 1,521...0,293 мм при толщине 0,5 мм; для ЭЭ60 толщиной 0,5 мм при начальном прогибе - 8...25 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет 2,579...0,942 мм. На основании приведенных значений рекомендованные величины начальных прогибов для молибденовых ЭЭ различных размеров составляют: для ЭЭ16 при рабочем межэлектродном зазоре – $1,0^{\pm 0,1}$ мм толщина – 0,3 мм, начальный прогиб - 9,5 мм при дополнительном прогибе - 0,078 мм; для ЭЭ45 при рабочем межэлектродном зазоре – $1,6^{\pm 0,15}$ мм толщина – 0,5 мм, начальный прогиб - 25 мм при дополнительном прогибе - 0,534 мм; для ЭЭ45М при рабочем межэлектродном зазоре – $1,8^{\pm 0,2}$ мм толщина – 0,5 мм, начальный прогиб - 15 мм при дополнительном прогибе - 0,578 мм.
2. Для ЭЭ16 из титан-ниобиевого сплава инварного класса ТВ-36 при начальном прогибе - 5...15 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,0127...0,00426 мм. На основании этого рекомендованные параметры титанового ЭЭ16 при рабочем межэлектродном зазоре – $1,0^{\pm 0,1}$ мм: толщина – 0,3 мм, начальный прогиб - 9,5 мм при дополнительном прогибе - 0,0067 мм.
3. Для ЭЭ различных размеров, изготовленных из титанового сплава ВТ1-0, получены разные значения ожидаемого дополнительного прогиба: для ЭЭ8 толщиной - 0,3 мм при начальном прогибе (несовершенстве формы) 0,05 мм и рабочем межэлектродном зазоре – $0,8^{\pm 0,05}$ мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,0629 мм; для ЭЭ45 толщиной 0,6 мм при начальном прогибе 21,2 мм и рабочем межэлектродном зазоре – $1,6^{\pm 0,15}$ мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,39 мм; для ЭЭ45М толщиной - 0,5 мм при начальном прогибе - 15 мм и рабочем межэлектродном зазоре – $1,8^{\pm 0,2}$ мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,776 мм.
4. Для ЭЭ8, изготовленного из молибдена чистого МЧ, толщиной - 0,3 мм при начальном прогибе - 0,05 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,1358 мм.

5. Для ЭЭ различных размеров изготовленных из УУКМ получены следующие значения ожидаемого дополнительного прогиба: для ЭЭ16 толщиной - 0,3 мм при начальном прогибе - 5...15 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,0094...0,0031 мм и 0,026...0,0088 мм при толщине - 0,5 мм; для ЭЭ45М толщиной - 0,3 мм при начальном прогибе - 5...30 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,111...0,019 мм и 0,11...0,019 мм при толщине - 0,5 мм. На основании приведенных значений рекомендованные величины начальных прогибов для ЭЭ из УУКМ различных размеров составляют: для ЭЭ16 при рабочем межэлектродном зазоре - $1,0^{\pm 0,1}$ мм толщина - 0,3 мм, начальный прогиб - 9,5 мм при дополнительном прогибе - 0,005 мм; для ЭЭ45М при рабочем межэлектродном зазоре - $1,8^{\pm 0,2}$ мм толщина - 0,5 мм, начальный прогиб - 15 мм при дополнительном прогибе - 0,0375 мм.
6. Для УЭ16 из молибденового сплава ВМ-2 толщиной - 2 мм при начальном прогибе - 5...15 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,118...0,048 мм. На основании приведенных значений рекомендованная величина начального прогиба для молибденового УЭ16 при рабочем межэлектродном зазоре - $1,0^{\pm 0,1}$ мм равна 9,5 мм при дополнительном прогибе - 0,048 мм.
7. Для УЭ различных размеров, изготовленных из титанового сплава ВТ1-0, получены следующие значения ожидаемого дополнительного прогиба: для УЭ8 толщиной - 1,5 мм при начальном прогибе - 0,05 мм и рабочем межэлектродном зазоре - $0,8^{\pm 0,05}$ мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет 0,0177 мм; для УЭ45 толщиной - 2,7 мм при начальном прогибе - 31,3 мм и рабочем межэлектродном зазоре - $1,6^{\pm 0,15}$ мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет 0,38 мм; для УЭ45М толщиной - 2,5 мм при начальном прогибе - 37,5 мм и рабочем межэлектродном зазоре - $1,8^{\pm 0,2}$ мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,263 мм.
8. Для УЭ8, изготовленного из молибдена чистого МЧ, толщиной $h = 1,5$ мм при начальном прогибе (несовершенстве формы) 0,05 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет 0,0184 мм и рабочем межэлектродном зазоре - $0,8^{\pm 0,05}$ мм.
9. Для УЭ различных размеров, изготовленных из углеродного композита УУКМ, получены следующие значения ожидаемого дополнительного прогиба: для УЭ16 толщиной - 2,0 мм при начальном прогибе - 5...15 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,0072...0,0029 мм; для УЭ45 толщиной - 2,5 мм при начальном прогибе - 8...25 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,086...-0,029 мм; для УЭ45М толщиной - 2,5 мм при начальном прогибе - 5...30 мм ожидаемый дополнительный прогиб составляет - 0,0718...0,0162 мм. На основании приведенных значений рекомендованные величины начальных прогибов для УЭ из углеродного

композита различных размеров составляют: для УЭ16 при рабочем межэлектродном зазоре – $1,0^{\pm 0,1}$ мм толщина – 2,0 мм, начальный прогиб - 15 мм при дополнительном прогибе - 0,0029 мм; для УЭ45 при рабочем межэлектродном зазоре - $1,6^{\pm 0,15}$ мм толщина – 2,5, начальный прогиб - 25 мм при дополнительном прогибе - 0,029 мм; для УЭ45М при рабочем межэлектродном зазоре – $1,8^{\pm 0,2}$ мм толщина – 2,5 мм, начальный прогиб - 30мм при дополнительном прогибе - 0,0162 мм.

Следует отметить, что для соблюдения требования к изменению межэлектродного зазора необходимо выбирать величины дополнительных прогибов электродов, сопоставляя прогибы ЭЭ и УЭ, соответственно, для каждой ИОС. Исходя из упомянутого выше, для некоторых вариантов электродов, несмотря на полученный результат минимального дополнительного прогиба, из-за сложностей производства эквидистантного электрода они могут не подходить для работы в составе ИОС. Например: УЭ45М, выполненный из УУКМ, при работе в сочетании с ЭЭ45М, выполненным из ВМ-2, не обеспечивает требования по межэлектродному зазору, но выполняет их при работе в паре с ЭЭ45М, изготовленном из ТВ-36 или УУКМ; ЭЭ8 и УЭ8, изготовленные из чистого молибдена (МЧ), также не выполняют требований в паре; для случая ЭЭ16 из ВМ-2 и УЭ16 из ВМ-2 или УУКМ межэлектродный зазор остается в пределах допуска при выходе на заданный режим работы.

При выборе начального прогиба электродов от рекомендованных величин может возникнуть необходимость дополнительного его небольшого увеличения или уменьшения, вызванная конструктивными проблемами разработки узла ИОС. Из-за этого появляется необходимость дополнительного расчета или корректировки уже произведенного выбора.

На основании полученных результатов разработаны рекомендации для конструирования электродов узла ИОС для ряда перспективных ИД, разрабатываемых в НИИ ПМЭ МАИ, ФГУП ОКБ «Факел» и КБ «Химв Автоматики»:

1. Рекомендуется использовать свободное закрепление или упругое закрепление с обеспечением свободного теплового расширения в радиальном направлении.

2. В качестве электродов ИОС ВЧИД-16 и ВЧИД-45М рекомендуется использовать следующие пары электродов:

Для электродов диаметром 160 мм для двигателя ВЧИД-16:

- ЭЭ, изготовленный из молибденового сплава ВМ-2, и УЭ, изготовленный из молибденового сплава ВМ-2;
- ЭЭ, изготовленный из молибденового сплава ВМ-2, и УЭ, изготовленный из углеродного композита УУКМ;
- ЭЭ, изготовленный из углеродного композита УУКМ, и УЭ, изготовленный из углеродного композита УУКМ;

- ЭЭ, изготовленный из титанового сплава ТВ-36, и УЭ, изготовленный из углеродного композита УУКМ;
- ЭЭ, изготовленный из титанового сплава ВТ1-0, и УЭ, изготовленный из титанового сплава ВТ1-0.

Для электродов диаметром 490 мм для двигателя ВЧИД-45М:

- ЭЭ, изготовленный из молибденового сплава ВМ-2, и УЭ, изготовленный из молибденового сплава ВМ-2;
- ЭЭ, изготовленный из молибденового сплава ВМ-2, и УЭ, изготовленный из углеродного композита УУКМ;
- ЭЭ, изготовленный из углеродного композита УУКМ, и УЭ, изготовленный из углеродного композита УУКМ;
- ЭЭ, изготовленный из титанового сплава ВТ1-0, и УЭ, изготовленный из титанового сплава ВТ1-0.

3. При выборе высоты профилированной части электродов диаметром 160 мм и 500 мм для двигателей ВЧИД-16 и ВЧИД-45М необходимо соотнести начальный технологический прогиб электродов с величиной температурного перепада по радиусу электрода, характеризующего рабочий режим двигателя по таблицам 3.1.

Рекомендуемые технологические прогибы отмечены серым фоном в таблице 3.1.

Таблица 3.1

**Соотношение технологического прогиба и температурного перепада
профилированных электродов**

$\Delta T_n, ^\circ C$	30	40	50	60	80
$w_0(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм
ЭЭ ВЧИД-16 – материал ВТ1-0					
5	0,1561	0,2071	0,2577	0,3078	0,4065
7,5	0,1053	0,1400	0,1746	0,2091	0,2775
9,5	0,0834	0,1110	0,1386	0,1660	0,2208
12,5	0,0635	0,0846	0,1057	0,1267	0,1687
15	0,0530	0,0706	0,0882	0,1058	0,1409
20	0,0398	0,0530	0,0663	0,0795	0,1059
25	0,0318	0,0425	0,0530	0,0637	0,0848
30	0,0265	0,0354	0,0442	0,0531	0,0707
ЭЭ ВЧИД-16 – материал ВМ-2					
5	0,1096	0,1456	0,1814	0,217	0,287
7,5	0,07371	0,09813	0,1214	0,1467	0,195
9,5	0,05835	0,07773	0,097	0,1163	0,155
12,5	0,04443	0,05919	0,074	0,0887	0,118
15	0,03705	0,04938	0,062	0,074	0,099
20	0,02781	0,03708	0,046	0,0556	0,074
25	0,02226	0,02967	0,0371	0,0445	0,059
30	0,01855	0,02473	0,031	0,0371	0,049

Продолжение таблицы 3.1

$\Delta T_p, ^\circ C$	30	40	50	60	80
$w_0(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм
ЭЭ ВЧИД-16 – материал ТВ-36					
5	0,00954	0,0127	0,0159	0,01906	0,0254
7,5	0,00638	0,0085	0,0106	0,01276	0,017
9,5	0,00504	0,0067	0,0084	0,01009	0,0134
12,5	0,00384	0,0051	0,0064	0,00767	0,0102
15	0,0032	0,0043	0,0053	0,0064	0,0085
20	0,0024	0,0032	0,004	0,0048	0,0064
25	0,00192	0,0026	0,0032	0,00384	0,0051
30	0,0016	0,00213	0,0027	0,0032	0,0043
ЭЭ ВЧИД-16 – материал УУКМ					
5	0,0071	0,0094	0,0118	0,0141	0,0188
7,5	0,0047	0,0063	0,0079	0,0094	0,0126
9,5	0,0037	0,00498	0,0062	0,0075	0,0099
12,5	0,0028	0,0038	0,0047	0,0057	0,0076
15	0,0024	0,0032	0,0039	0,0047	0,0063
20	0,0018	0,0024	0,003	0,0036	0,0047
25	0,0014	0,0019	0,0024	0,0028	0,0038
30	0,0012	0,0016	0,002	0,0024	0,0032
УЭ ВЧИД-16 – материал ВТ1-0					
5	0,1276	0,1699	0,212	0,2538	0,3372
7,5	0,0955	0,1271	0,1587	0,1901	0,2528
9,5	0,0783	0,1043	0,1303	0,1562	0,2078
12,5	0,0612	0,0816	0,1019	0,1222	0,1627
15	0,0516	0,0688	0,0860	0,1031	0,1374
20	0,0392	0,0523	0,0653	0,0783	0,1044
25	0,0315	0,0421	0,0526	0,0631	0,0840
30	0,0264	0,0352	0,0440	0,0527	0,0703
УЭ ВЧИД-16 – материал ВМ-2					
5	0,0884	0,1178	0,1470	0,1762	0,2344
7,5	0,0665	0,0885	0,1106	0,1326	0,1764
9,5	0,0546	0,0728	0,0909	0,1090	0,1451
12,5	0,0427	0,0569	0,0712	0,0853	0,1137
15	0,0361	0,0481	0,0601	0,0720	0,0960
20	0,0274	0,0365	0,0456	0,0547	0,0729
25	0,0220	0,0294	0,0367	0,0441	0,0587
30	0,0184	0,0246	0,0307	0,0368	0,0491
УЭ ВЧИД-16 – материал УУКМ					
5	0,0057	0,0076	0,0095	0,0114	0,0152
7,5	0,0043	0,0057	0,0071	0,0085	0,0114
9,5	0,0035	0,0047	0,0058	0,0070	0,0093
12,5	0,0027	0,0036	0,0046	0,0055	0,0073
15	0,0023	0,0031	0,0038	0,0046	0,0061
20	0,0017	0,0023	0,0029	0,0035	0,0047
25	0,0014	0,0019	0,0023	0,0028	0,0038
30	0,0012	0,0016	0,0020	0,0024	0,0031

Продолжение таблицы 3.1

$\Delta T_n, ^\circ C$	30	40	50	60	80
$w_0(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм
ЭЭ ВЧИД-45М – материал ВТ1-0					
5	1,2840	1,6590	2,0140	2,3520	2,9860
10	0,7050	0,9300	1,1510	1,3670	1,7870
15	0,4796	0,6365	0,7915	0,9450	1,2480
20	0,3624	0,4818	0,6005	0,7185	0,9525
25	0,2910	0,3872	0,4832	0,5785	0,7685
30	0,2430	0,3235	0,4038	0,4840	0,6435
35	0,2085	0,2777	0,3468	0,4157	0,5535
40	0,1826	0,2432	0,3038	0,3643	0,4850
45	0,1623	0,2163	0,2703	0,3241	0,4317
ЭЭ ВЧИД-45М – материал ВМ-2					
5	0,9085	1,253	1,529	1,697	2,176
10	0,4875	0,683	0,848	0,9535	1,254
15	0,3299	0,464	0,578	0,653	0,8645
20	0,2488	0,351	0,437	0,4946	0,657
25	0,1996	0,281	0,351	0,3975	0,5285
30	0,1665	0,235	0,293	0,3321	0,442
35	0,1428	0,1903	0,252	0,2851	0,3796
40	0,125	0,1666	0,22	0,2497	0,3326
45	0,1112	0,1482	0,196	0,2221	0,2959
ЭЭ ВЧИД-45М – материал УУКМ					
5	0,0640	0,0851	0,1061	0,1271	0,1688
10	0,0325	0,0433	0,0541	0,0649	0,0864
15	0,0217	0,0289	0,0362	0,0434	0,0578
20	0,0163	0,0217	0,0272	0,0326	0,0434
25	0,0131	0,0174	0,0217	0,0261	0,0348
30	0,0109	0,0145	0,0181	0,0217	0,0290
35	0,0093	0,0124	0,0155	0,0186	0,0249
40	0,0082	0,0109	0,0136	0,0163	0,0218
45	0,0073	0,0097	0,0121	0,0145	0,0193
$\Delta T_n, ^\circ C$	30	40	45	60	80
$w_0(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм
УЭ ВЧИД-45М – материал ВТ1-0					
5	1,0280	1,3560	1,5160	1,9840	2,5800
10	0,6517	0,8622	0,9662	1,2740	1,6730
15	0,4617	0,6130	0,6880	0,9115	1,2050
20	0,3545	0,4715	0,5295	0,7032	0,9327
25	0,2867	0,3818	0,4290	0,5705	0,7580
30	0,2405	0,3202	0,3600	0,4792	0,6373
35	0,2070	0,2757	0,3100	0,4127	0,5492
40	0,1815	0,2418	0,2720	0,3623	0,4822
45	0,1616	0,2154	0,2422	0,3227	0,4297

Окончание таблицы 3.1

$\Delta T_p, ^\circ\text{C}$	30	40	45	60	80
$w_0(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм	$\Delta w(0),$ мм
УЭ ВЧИД-45М – материал ВМ-2					
5	0,7253	0,9602	1,0760	1,4180	1,8580
10	0,4587	0,6082	0,6822	0,9025	1,1910
15	0,3240	0,4305	0,4837	0,6420	0,8508
20	0,2482	0,3305	0,3715	0,4938	0,6560
25	0,2007	0,2672	0,3005	0,4000	0,5320
30	0,1683	0,2241	0,2520	0,3357	0,4467
35	0,1447	0,1928	0,2169	0,2890	0,3848
40	0,1269	0,1691	0,1902	0,2535	0,3377
45	0,1130	0,1506	0,1694	0,2257	0,3007
УЭ ВЧИД-45М – материал УУКМ					
5	0,0473	0,0630	0,0709	0,0944	0,1258
10	0,0298	0,0397	0,0446	0,0595	0,0793
15	0,0209	0,0278	0,0313	0,0417	0,0556
20	0,0159	0,0212	0,0239	0,0319	0,0425
25	0,0129	0,0171	0,0193	0,0257	0,0343
30	0,0108	0,0144	0,0161	0,0215	0,0287
35	0,0093	0,0123	0,0139	0,0185	0,0247
40	0,0081	0,0108	0,0122	0,0162	0,0216
45	0,0072	0,0096	0,0108	0,0144	0,0193

Выводы к главе III

1. Разработанная механико-математическая (термомеханическая) модель узла ИОС и предложенная методика численного моделирования были применены для расчета отличающихся по диаметру и толщине электродов, изготовленных из разных конструкционных материалов. Для электродов разного диаметра, выполненных из различных материалов при варьируемом начальном прогибе, были численно определены значения дополнительных прогибов при тепловом нагружении.

2. Результатами численного моделирования показано, что разработанная математическая модель позволяет получить ответ на главный вопрос – определить при какой начальной форме сферического электрода деформация электрода лежит в пределах заданного допуска.

3. Проведенное численное моделирование продемонстрировало эффективность и простоту одновременного использования термомеханической модели электродов ИОС и аналитической методики для расчета дополнительных прогибов профилированных электродов. Выявлено влияние изменения межэлектродного зазора на изменение плотности ионного тока, формируемого ИОС из газоразрядной плазмы.

4. Проведено расчетное исследование зависимости дополнительного прогиба от начального прогиба и от радиального градиента температуры для ЭЭ из титановых, титан-ниобиевых и молибденовых сплавов толщиной 0,3...0,6 мм.

5. Составлены таблицы значений рекомендуемых начальных прогибов для указанных материалов и размерного ряда: 160 мм и 500 мм.

6. Аналогичные расчетные исследования проведены для УЭ толщиной 1,5...2,0 мм, выполненных из титанового и молибденового сплавов, а так же из УУКМ.

7. Разработаны рекомендации для конструирования электродов узла ИОС для перспективных ИД, разрабатываемых в НИИ ПМЭ МАИ, ФГУП ОКБ «Факел» и КБ «Химавтоматики».

Глава IV. Расчетное исследование изменения формы электродов с использованием программно-вычислительного комплекса ANSYS

4.1. Применение программного комплекса ANSYS для решения задач по расчету температурных полей и деформаций электродов

Моделирование тепловых деформаций электродов с использованием программного комплекса ANSYS [112] в диссертации имеет значение как самостоятельного исследования, расширяющего возможности численного анализа, так и в качестве независимого тестового численного эксперимента для подтверждения достоверности полученных в Главе 3 результатов. Моделирование дополнительных прогибов электродов произведено для двигателей ВЧИД-16 и ВЧИД-45М. В соответствии с конструкцией узла ИОС этих двигателей в расчетах принято свободное закрепление электродов. Расчеты выполнялись для электродов из следующих материалов:

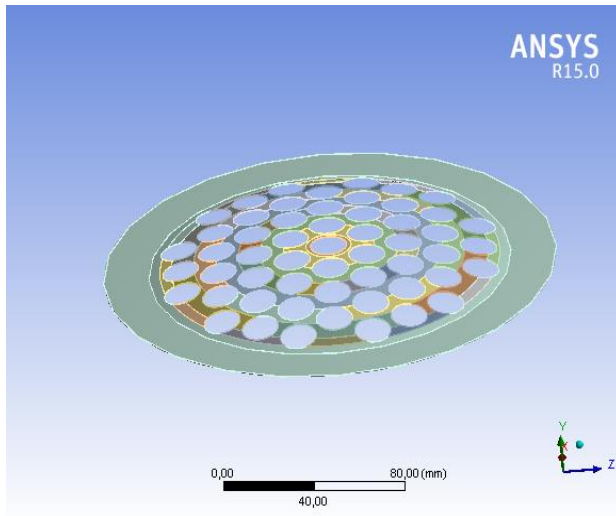
- титановый сплав ВТ1-0;
- титан-ниобиевый сплав ТВ-36;
- молибденовый сплав ВМ-2;
- углерод-углеродный композитный материал УУКМ.

При моделировании учитывались различные температурные поля (рис. 4.4.1, 4.4.2): перепад температур по радиусу профилированной части от 30 °С до 80 °С; температура в центре электродов от 272 °С до 330 °С. Далее применяются следующие обозначения для электродов двигателей ВЧИД-16: ЭЭ16, УЭ16; для ВЧИД-45М: ЭЭ45М, УЭ45М. Геометрия электродов, сетка поэлементного разбиения, температурные поля приведены ниже для каждого варианта расчета. По результатам численного моделирования построены зависимости изменения прогиба электрода, изготовленного из определенного материала, от изменения перепада температур по радиусу (рис. 4.5.1-4.5.14).

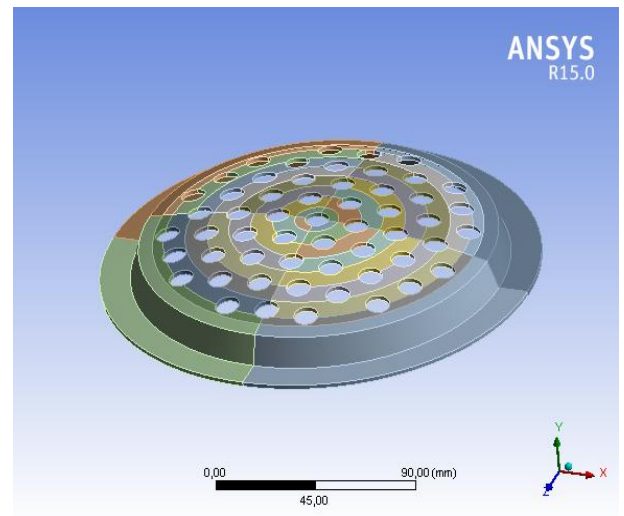
При моделировании в программно-вычислительном комплексе ANSYS перфорация учтена при уменьшении количества отверстий, при сохранении общей геометрической прозрачности электрода и сохранения коэффициента конструктивной ортотропии.

4.2. Упрощенная геометрия электродов для задачи исследования

Упрощенная геометрия электродов ВЧИД-16 и ВЧИД-45М представлена на рисунке 4.2.1 и рисунке 4.2.2 соответственно.

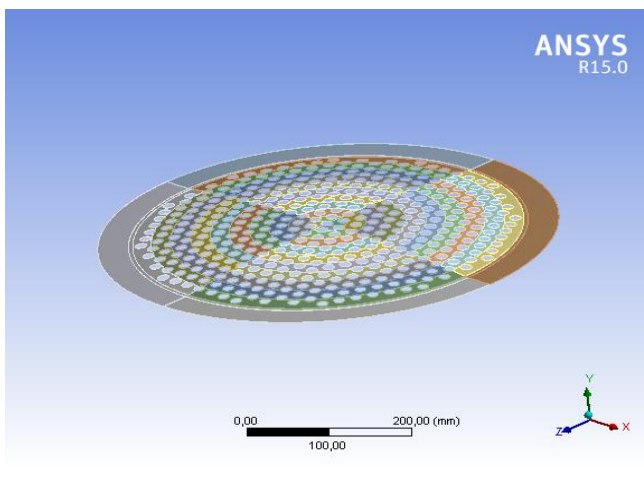


а) ЭЭ16

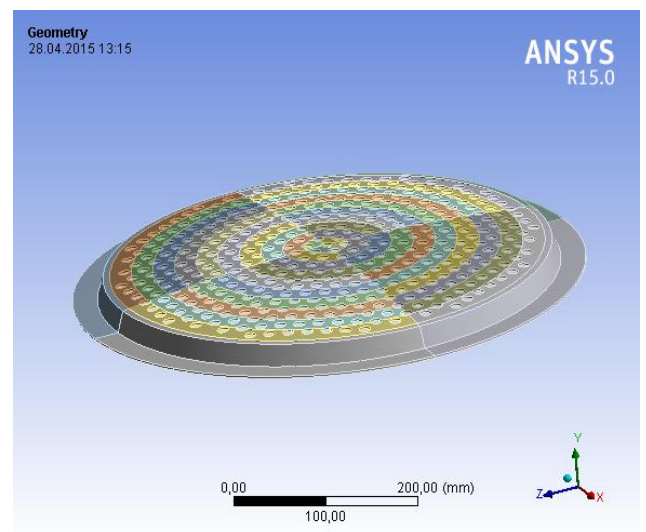


б) УЭ16

Рисунок 4.2.1. Упрощенная геометрия электродов ВЧИД-16



а) ЭЭ45М

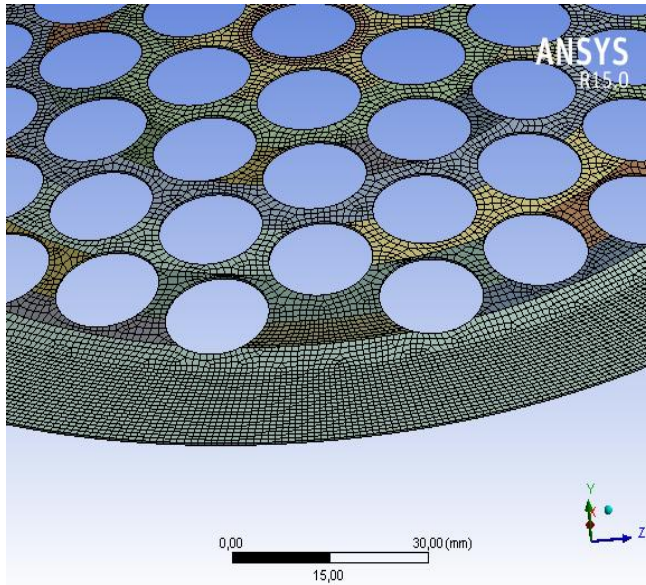


б) УЭ45М

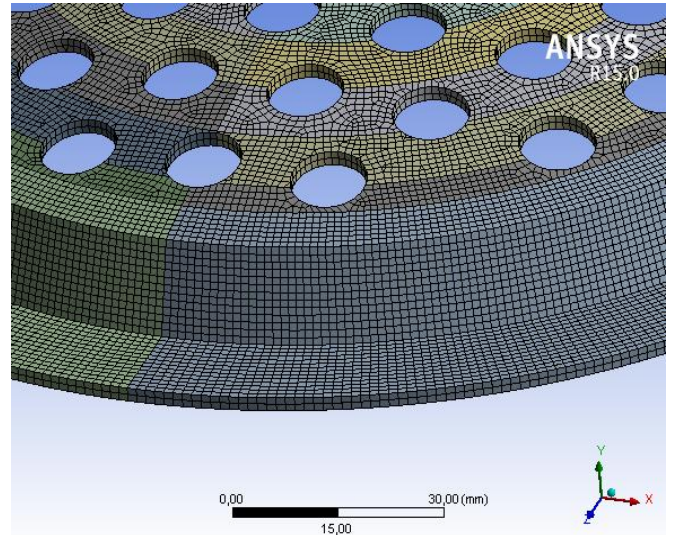
Рисунок 4.2.2. Упрощенная геометрия электродов ВЧИД-45М

4.3. Создание сеточных моделей. Разбиение модели

Разбиение производилось шестигранными и восьмигранными элементами [106]. Сеточные модели электродов ВЧИД-16 и ВЧИД-45М представлены на рисунке 4.3.1 и рисунке 4.3.2 соответственно.

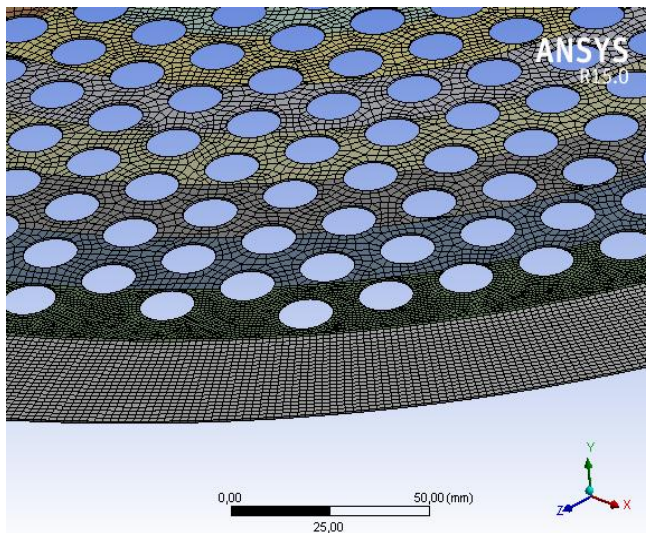


а) ЭЭ16

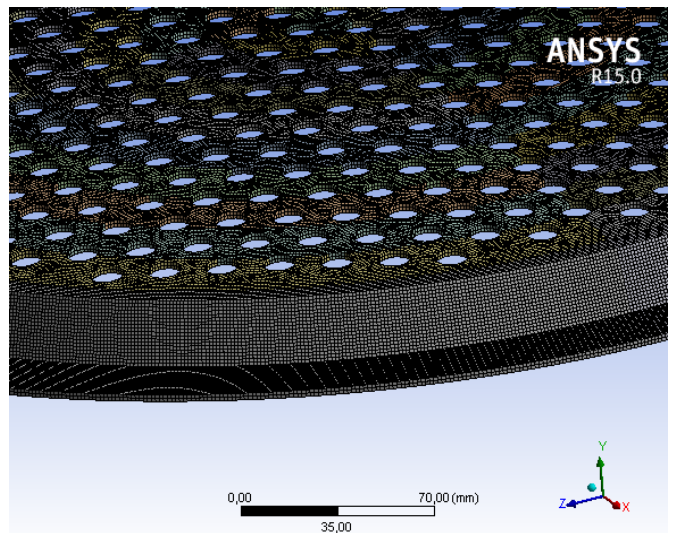


б) УЭ16

Рисунок 4.3.1. Сетка поэлементного разбиения электродов ВЧИД-16



а) ЭЭ45М



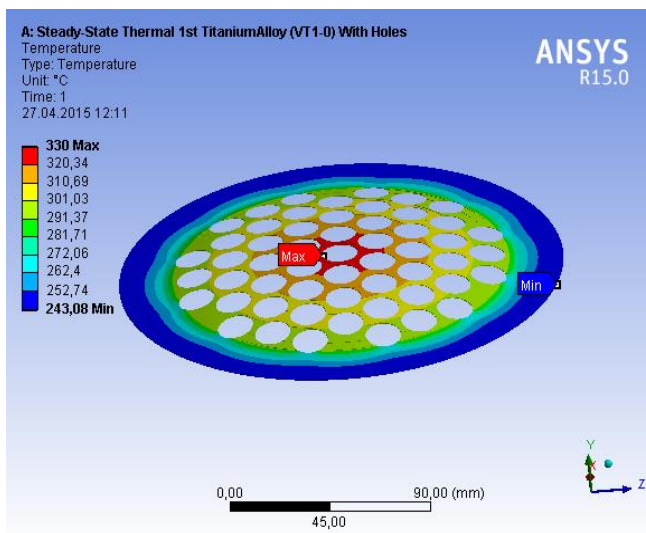
б) УЭ45М

Рисунок 4.3.2. Сетка поэлементного разбиения электродов ВЧИД-45М

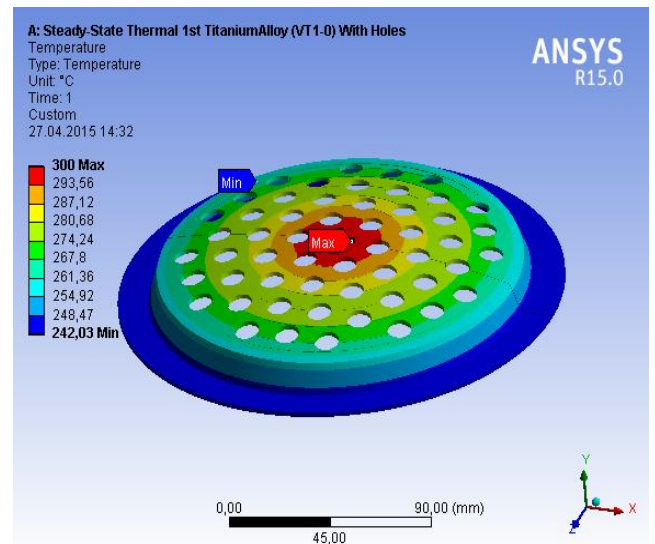
4.4. Расчет и обоснование температурных полей расчетной модели

Градиенты температур по радиусу перфорированной части электрода задавались в соответствии с градиентом температур, заложенным при расчете дополнительного прогиба по механико-математической модели в Главе 3. Рассмотрено несколько вариантов градиента температур по радиусу профилированной части электрода: 30 °С, 40 °С, 45 °С, 50 °С, 60 °С, 80°С.

Для примера на рисунке 4.4.1 приведены температурные поля электродов ВЧИД-16 для перепада температур по радиусу, равного 40 °С, и температуры в центре электрода – 330 °С для ЭЭ16 и 300 °С для УЭ16.



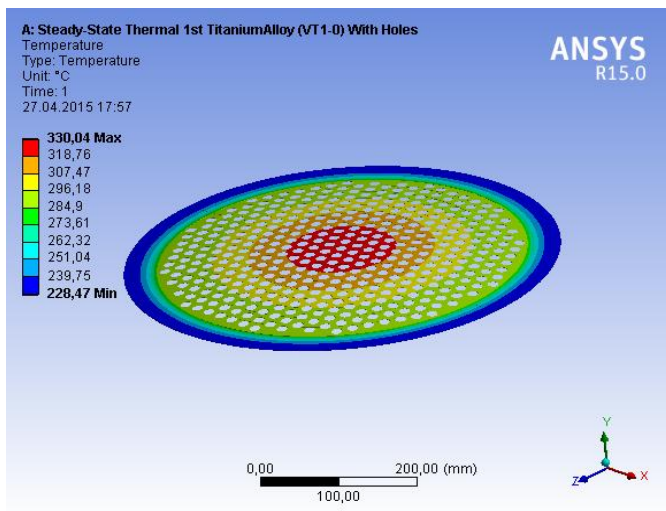
а) ЭЭ16



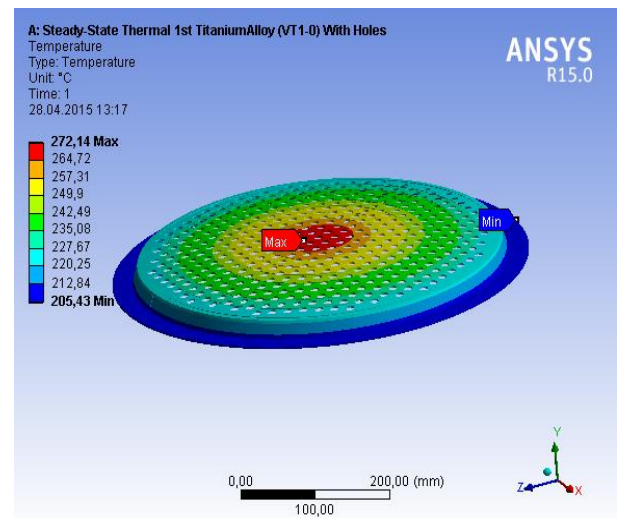
б) УЭ16

Рисунок 4.4.1. Температурные поля электродов ВЧИД-16

Для примера на рисунке 4.4.2 приведены температурные поля электродов ВЧИД-45М для перепада температур по радиусу, равного 50 °С для ЭЭ45М, и 45 °С для УЭ45М и температуры в центре электрода – 330 °С для ЭЭ16 и 272 °С для УЭ45М.



а) ЭЭ45М



б) УЭ45М

Рисунок 4.4.2. Температурные поля электродов ВЧИД-45М

Остальные варианты температурных полей задавались аналогично с изменением градиента температур.

4.5. Численное моделирование тепловых деформаций в программно-вычислительном комплексе ANSYS и сравнение с результатами расчетов по термомеханической модели

Сравнение производилось с величинами, полученными при расчете по предложенному в Главе 3 алгоритму для аналогичных исходных данных.

4.5.1. Тепловые деформации ЭЭ и УЭ двигателя ВЧИД-16

Изменение прогибов ЭЭ и УЭ ВЧИД-16 для различных материалов и температурных перепадов приведены на рисунках 4.5.1-4.5.8. Также на этих рисунках для сравнения построены зависимости, полученные по предложенной модели.

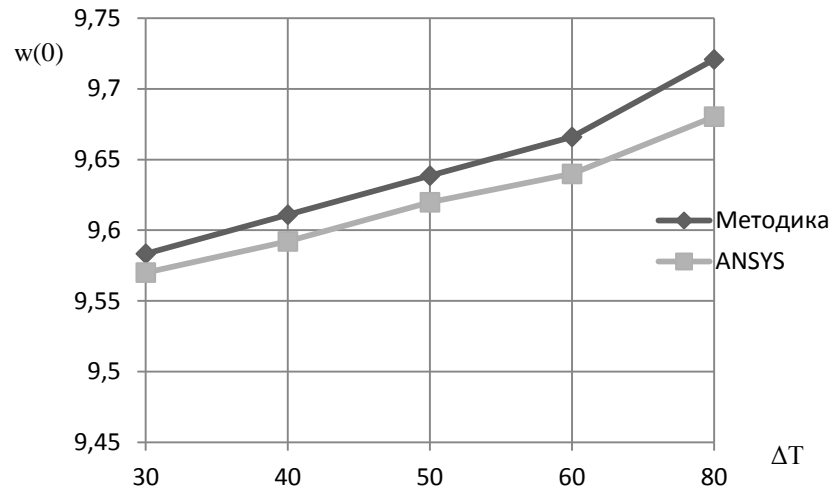


Рисунок 4.5.1. Зависимость изменения технологического прогиба ЭЭ ВЧИД-16, изготовленного из BT1-0, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

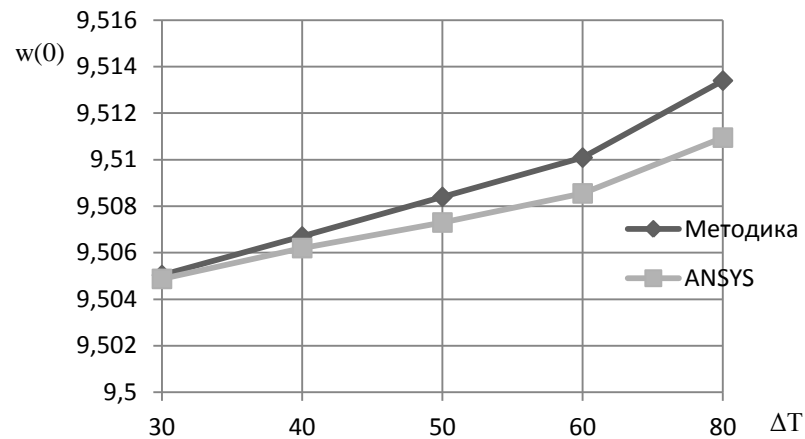


Рисунок 4.5.2. Зависимость изменения технологического прогиба ЭЭ ВЧИД-16, изготовленного из ТВ-36, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

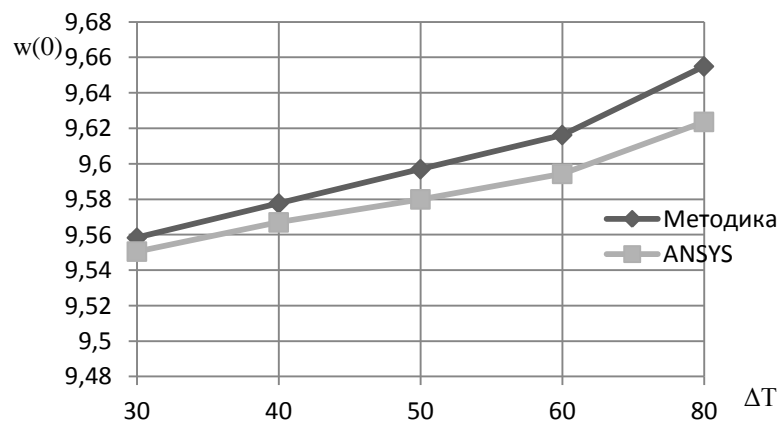


Рисунок 4.5.3. Зависимость изменения технологического прогиба ЭЭ ВЧИД-16, изготовленного из BM-2, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

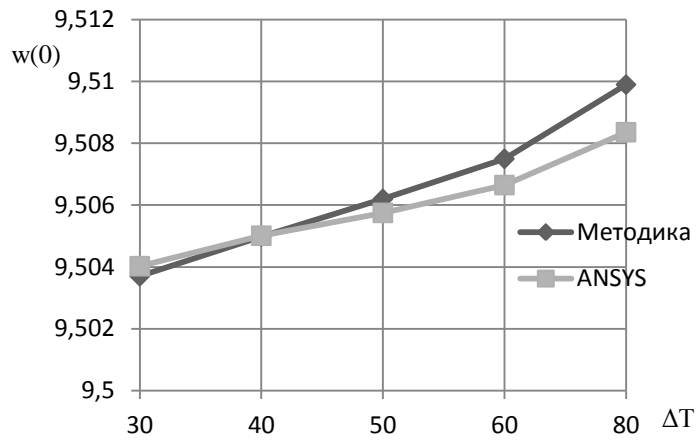


Рисунок 4.5.4. Зависимость изменения технологического прогиба ЭЭ ВЧИД-16, изготовленного из УУКМ, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

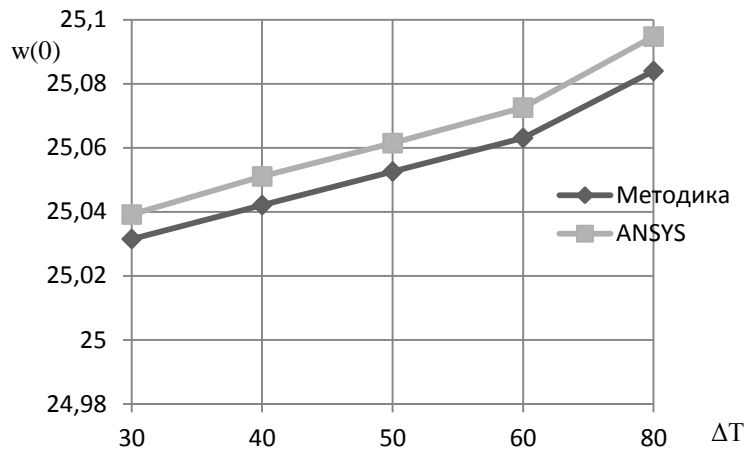


Рисунок 4.5.6. Зависимость изменения технологического прогиба УЭ ВЧИД-16, изготовленного из VT1-0, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

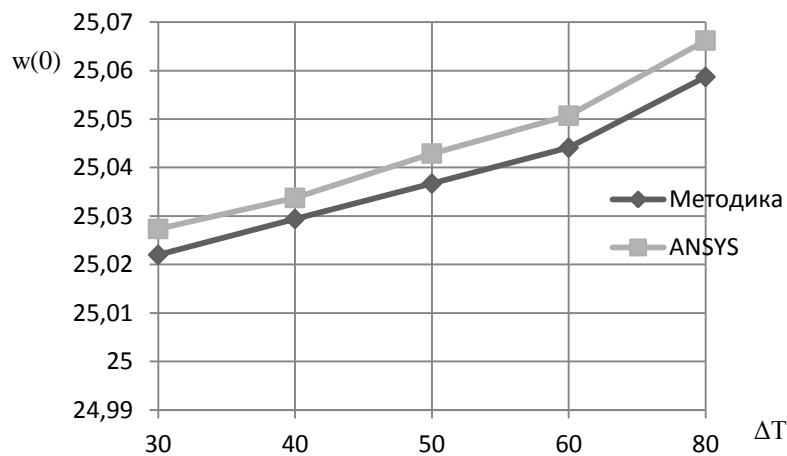


Рисунок 4.5.7. Зависимость изменения технологического прогиба УЭ ВЧИД-16, изготовленного из BM-2, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

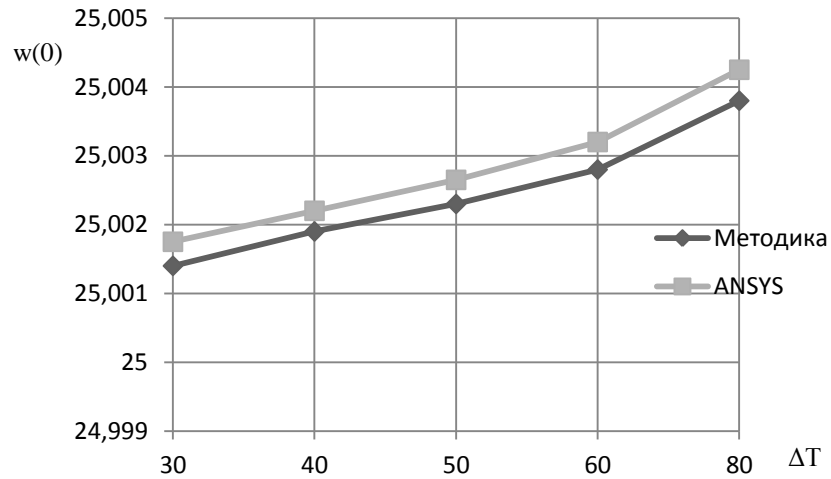


Рисунок 4.5.8. Зависимость изменения технологического прогиба УЭ ВЧИД-16, изготовленного из УУКМ, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

4.5.2. Тепловые деформации ЭЭ и УЭ двигателя ВЧИД-45М

Изменение технологических прогибов ЭЭ и УЭ ВЧИД-45М для различных материалов и температурных перепадов приведены на рисунках 4.5.9-4.5.14. Также на этих рисунках построены кривые для аналогичных задач, решенных по предложенному алгоритму.

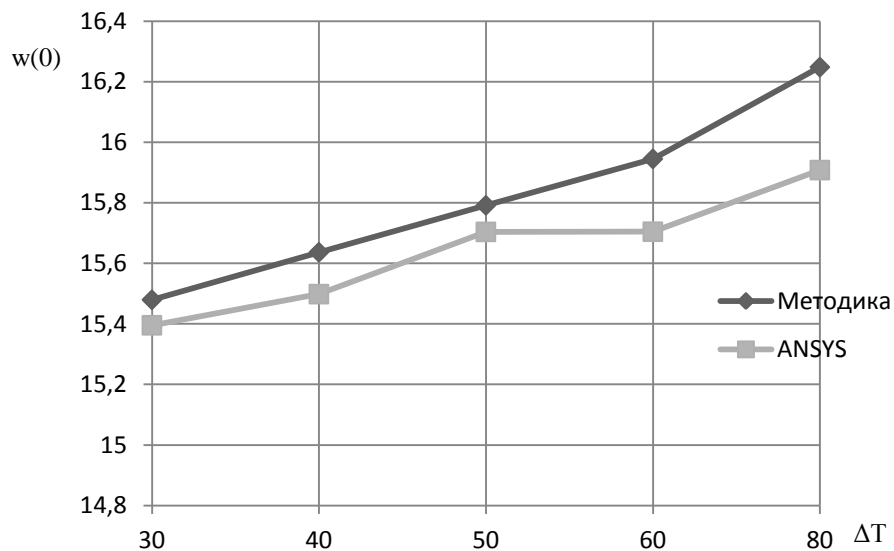


Рисунок 4.5.9. Зависимость изменения технологического прогиба ЭЭ ВЧИД-45М, изготовленного из ВТ1-0, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

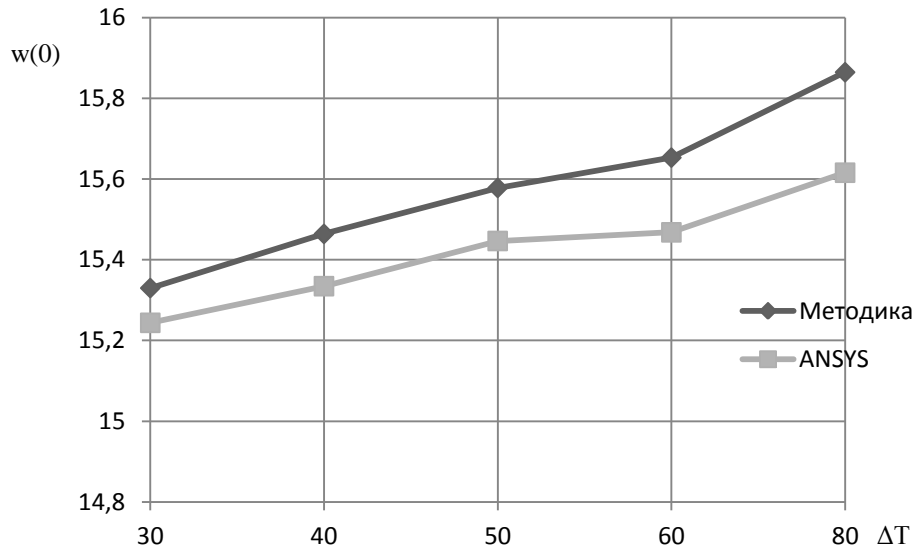


Рисунок 4.5.10. Зависимость изменения технологического прогиба ЭЭ ВЧИД-45М, изготовленного из ВМ-2, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

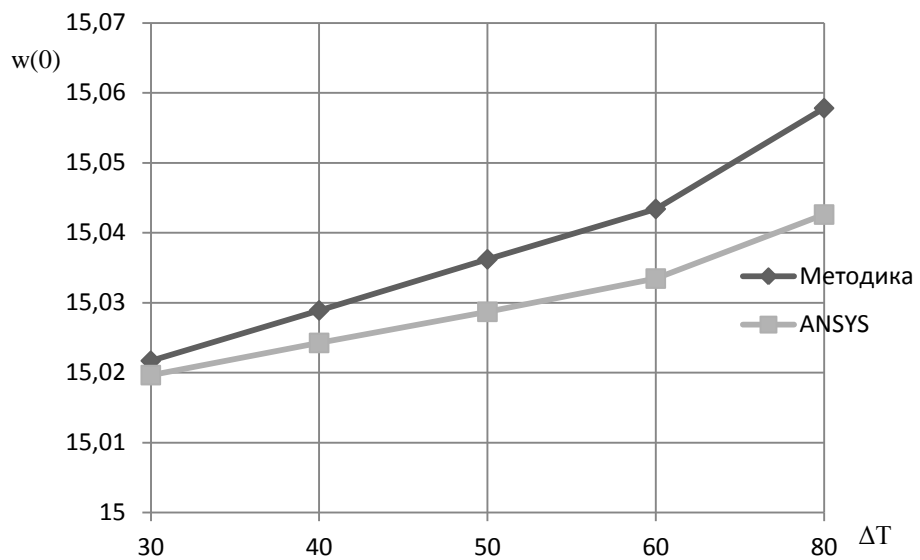


Рисунок 4.5.11. Зависимость изменения технологического прогиба ЭЭ ВЧИД-45М, изготовленного из УУКМ, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

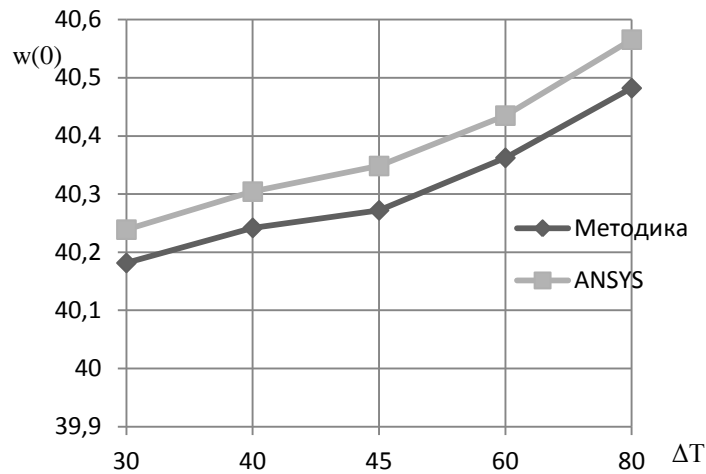


Рисунок 4.5.12. Зависимость изменения технологического прогиба УЭ ВЧИД-45М, изготовленного из ВТ1-0, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

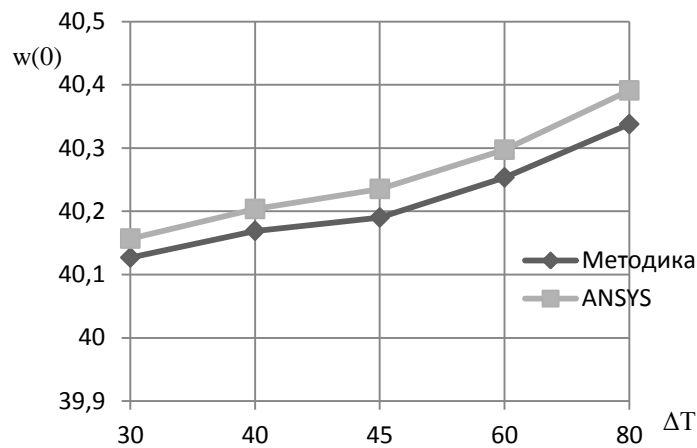


Рисунок 4.5.13. Зависимость изменения технологического прогиба УЭ ВЧИД-45М, изготовленного из ВМ-2, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

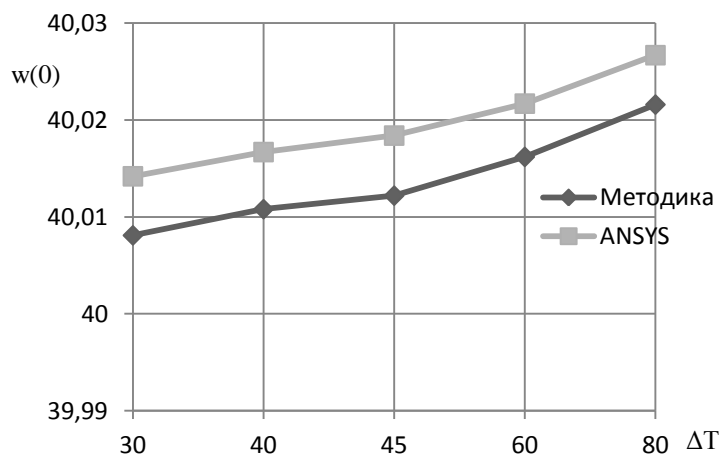


Рисунок 4.5.14. Зависимость изменения технологического прогиба УЭ ВЧИД-45М, изготовленного из УУКМ, рассчитанного в ANSYS и по предложенному алгоритму, от изменения температурного перепада

Проведенное исследование не позволяет дать строгую оценку точности результатов численного моделирования, однако близость полученных расчетных результатов, полученных двумя независимыми методами, повышает уверенность в достоверности разработанной в Главе II и III модели.

Выводы к главе IV

1. Произведено моделирование тепловых деформаций электродов двух размерностей с использованием программно-вычислительного комплекса ANSYS. Расчеты проведены для диапазона перепада температур по радиусу – от минус 30 °С до 80°, температура центральной точки варьировалась от 272 °С до 330 °С. В качестве основных материалов рассмотрены: титановый сплав BT1-0, титан-ниобиевый сплав ТВ-36, молибденовый сплав BM-2, углерод-углеродный композитный материал УУКМ.

2. Показана сходимость полученных с использованием ANSYS результатов с результатами моделирования по разработанной модели более 90%.

Глава V. Верификация механико-математической модели с экспериментальными данными теплового деформирования электродов. Разработка лабораторных моделей ИОС ВЧИД

В отечественной и зарубежной литературе приводится крайне скудная информация о деталях конструкции узлов ИОС эксплуатируемых ИД. Большая часть известных публикаций по экспериментальным исследованиям посвящена проблемам эрозии УЭ под действием ионов перезарядки [54, 74, 90, 105]. Лишь из отдельных статей можно найти информацию по проблемам деформаций электродов. Такое положение затрудняет верификацию предложенной модели и алгоритма расчета с экспериментальными данными, полученными в независимых экспериментальных исследованиях.

5.1. Верификация механико-математической модели с экспериментальными данными по тепловому деформированию УЭ двигателя RIT-22

В статье [75] проведен эксперимент по определению температуры УЭ в ВЧИД RIT-22, работающем в штатном и на переходных режимах. В конструкции ИОС двигателя использовались молибденовый электрод толщиной 0,3 мм и УЭ из пиролитического графита. Диаметр перфорированной части электродов 220 мм. К сожалению, в статье не приводится информация по конкретным характеристикам использованного молибденового сплава и графита. Отсутствуют также данные по характеру закрепления электродов. Измерение температуры по профилю электрода производилось пирометром Imras IP 140, дополнительный прогиб профиля определялся лазерным сканером TLH. Все измерения производились в вакуумной камере в ходе отработки трех режимов работы двигателя по мощности: 1250 Вт, 2250 Вт и 4000 Вт. Первому по мощности режиму соответствовала температура УЭ 180...220 °С, второму – 210...260 °С и третьему - 250...300 °С. Следует отметить, что средний радиальный градиент температуры на всех режимах был в пределах 4-5 град/см. Кроме того, исследовалась работа двигателя на переходных режимах при старте при температурах + 50 °С и минус 50 °С. Измерение изменения радиуса кривизны УЭ приведены только для режима с мощностью 1250 Вт как при нагреве двигателя после старта (рис. 5.1.1), так и при остывании при выключении (рис. 5.1.2). На приведенном режиме радиус кривизны ($R_{крив.}$) УЭ изменялся от начального значения 464 мм до 467,5мм, а температура от периферии к центру электрода с 180 °С до 220 °С. Такое изменение кривизны электрода соответствует дополнительному прогибу 0,24 мм.

На рисунках 5.1.1 и 5.1.2 приведен нагрев и охлаждение УЭ RIT-22 соответственно.

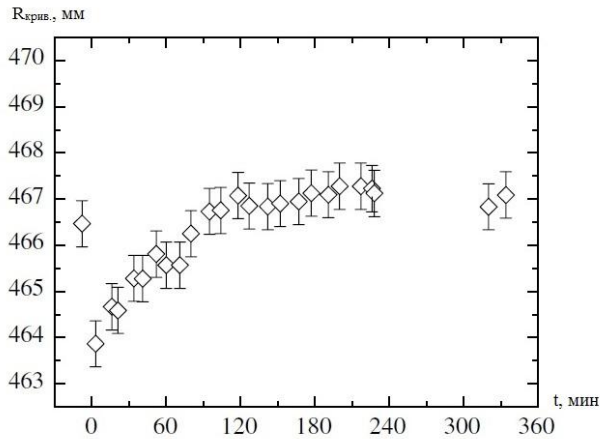


Рисунок 5.1.1. Нагрев УЭ РИТ-22

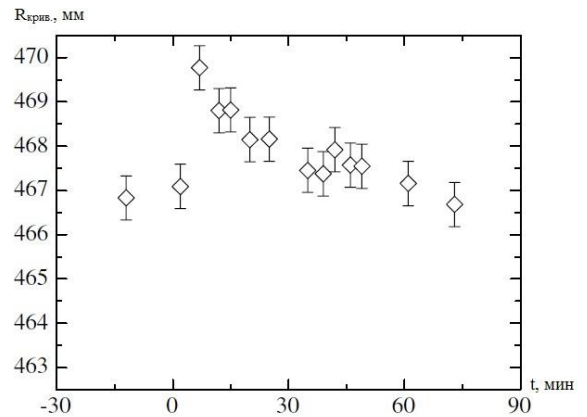


Рисунок 5.1.2. Охлаждение УЭ РИТ-22

Сами авторы замечают следующее [75]: резкое изменение радиуса кривизны электрода связано напрямую с фазами нагрева (рис. 5.1.1) или охлаждения электрода (рис. 5.1.2). При «отключении» разряда происходит быстрое восстановление формы электрода. Так же авторы отмечают возможную связь резкого изменения формы электрода, в том числе, с электростатическими силами, которые действуют между ЭЭ и УЭ. Существенным фактором, влияющим на сглаживание кривизны электрода, по мнению авторов, является расширение всех элементов двигателя из-за теплового нагрева. Так же отмечается, что оценить изменение межэлектродного зазора, исходя из проведенного исследования, невозможно, но малая величина изменения радиуса кривизны сомнению не подвергается. В заключении авторы отмечают необходимость модернизации стендового оборудования и методики измерения.

Расчетом по предложенной механико-математической модели и алгоритму было получено значение дополнительного прогиба 0,0032 мм, что значительно ниже наблюдаемой в эксперименте величины 0,24 мм. Такое расхождение может быть обусловлено корректностью определения дополнительного прогиба по приведенным в статье изменениям радиуса кривизны электрода.

Вслед за авторами работы [75], можно сделать вывод о сложности организации корректного эксперимента по определению реальной картины деформации электрода. Этим объясняется отсутствие надежных данных.

5.2. Верификация механико-математической модели с экспериментальными данными по тепловому деформированию электродов с диаметром 300 мм

5.2.1. Описание экспериментальной установки. Методика проведения измерений

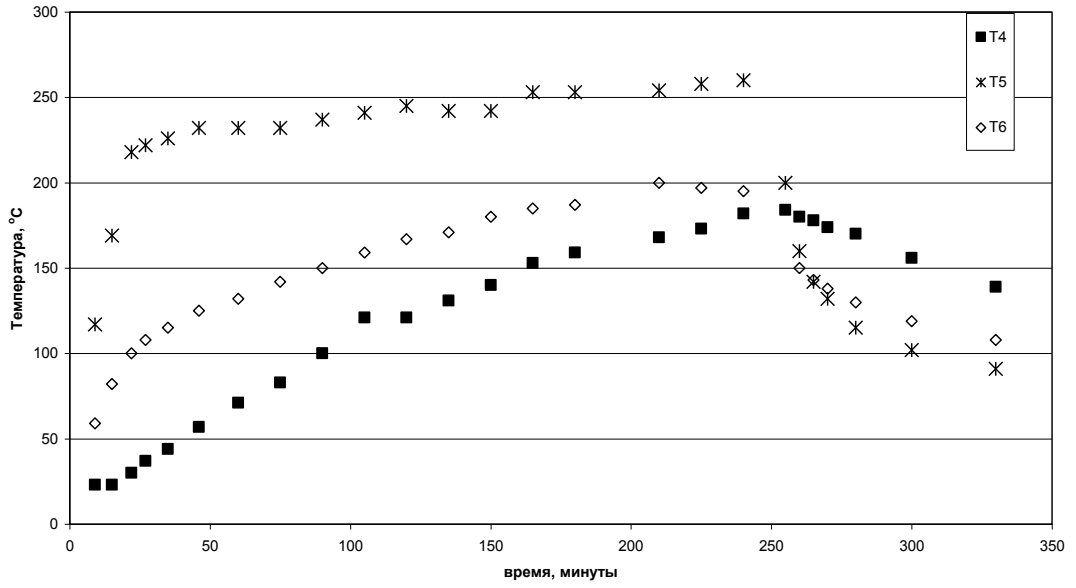
Эксперимент по определению величины тепловой деформации электродов с диаметром 300 мм проведен на кафедре 208 ФГБОУВПО «Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет)».

Основной задачей эксперимента было определение деформации электродов при их нагреве. Эксперимент носил модельный характер. Проведение измерения деформации электродов в вакууме при работе двигателя является затруднительным. Поэтому было реализовано имитационное моделирование, заключающееся в нагреве электродов, закрепленных в электрододержателях отдельно от ИОС с помощью внешнего нагревателя на воздухе.

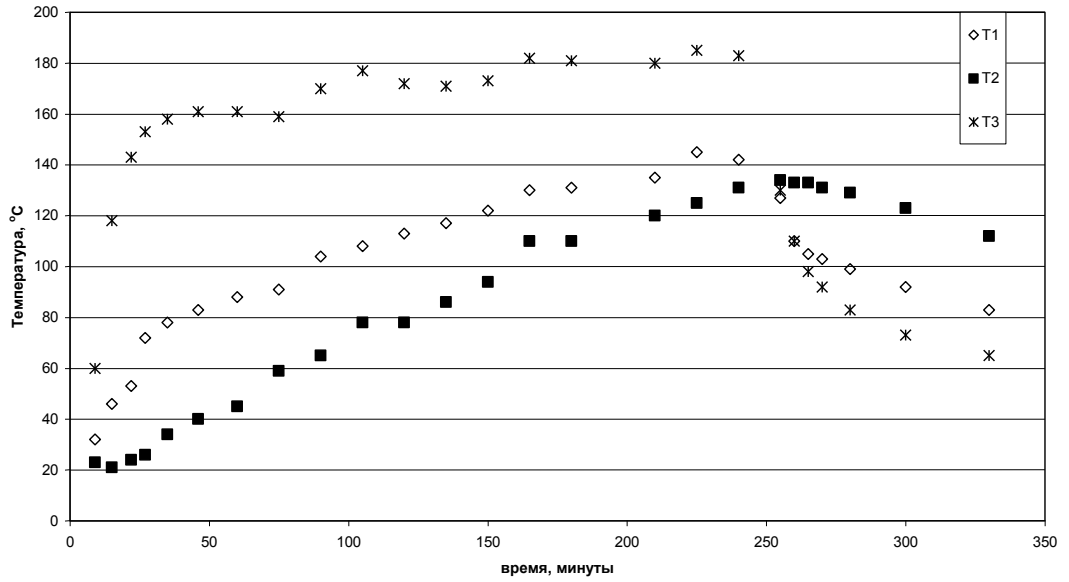
Подгонка профиля температуры под измерения на работающем двигателе (ГНЦ ФГУП «Исследовательский центр им. М.В. Келдыша») производилась регулировкой теплового потока с помощью специально введенных тепловых экранов.

Профиль температуры и динамика его изменения по поверхности электродов приведены на рис.5.2.1.1 и в табл. 5.1.

В таблице 5.1 приведены результаты измерений температуры в различных точках электрода, где: Т1 - край УЭ (УЭ30), Т2 - фланец УЭ (УЭ30), Т3 - центр УЭ (УЭ30), Т4 - фланец ЭЭ (ЭЭ30), Т5 - центр ЭЭ (ЭЭ30), Т6 - край ЭЭ (ЭЭ30). Нагрев электродов производился только в «разрядом» режиме работы двигателя, т.е. нагрев элементов конструкции происходит из-за выпадения части вводимой ВЧ мощности, подводимой к индуктору и равной 315 Вт, в виде тепловых потоков, идущих на поверхности элементов конструкции, граничащих с плазмой разряда. Уровень мощности составлял от 60 % до 80 % от номинальной мощности. Ионный пучок не извлекался.



а) ЭЭ30



б) УЭ30

Рисунок 5.2.1.1. Темп нагрева электродов

Таблица 5.1

Результаты измерений температуры в различных точках электродов

Время, мин.	T1, °C	T2, °C	T3, °C	T4, °C	T5, °C	T6, °C	Комментарии
9	32	23	60	23	117	59	нагрев
15	46	21	118	23	169	82	
22	53	24	143	30	218	100	
27	72	26	153	37	222	108	
35	78	34	158	44	226	115	
46	83	40	161	57	232	125	
60	88	45	161	71	232	132	
75	91	59	159	83	232	142	
90	104	65	170	100	237	150	
105	108	78	177	121	241	159	
120	113	78	172	121	245	167	
135	117	86	171	131	242	171	
150	122	94	173	140	242	180	
165	130	110	182	153	253	185	
180	131	110	181	159	253	187	
210	135	120	180	168	254	200	
225	145	125	185	173	258	197	
240	142	131	183	182	260	195	
255	127	134	130	184	200		остывание
260	110	133	110	180	160	150	
265	105	133	98	178	142	143	
270	103	131	92	174	132	138	
280	99	129	83	170	115	130	
300	92	123	73	156	102	119	
330	83	112	65	139	91	108	

Определение температуры осуществлялось хромель-копелевыми термопарами диаметром 0,5мм (измерительный прибор М-64). Тарировка термопар производилась с использованием измерителя температуры “MASTECH” М9508. Термопары запрессовывались в

конические медные втулки и вставлялись в отверстия электродов. Постоянный контакт осуществлялся за счет разности теплового расширения меди и материала электрода – титана.

Измерение деформации электродов проводилось бесконтактным методом с использованием катетометра КМ-6 по величине ухода опорной площадки специального керамического штыря (диаметр штыря совпадал с диаметром отверстия в электроде). Предел допускаемой основной погрешности прибора для данного интервала составляет $\pm 0,020$ мм. Интервал расстояний от защитного стекла катетометра до объекта измерения 420...810 мм.

В ходе эксперимента было признано целесообразным проводить измерения деформации электродов не в сборе узла ИОС, а по отдельности. Использовались электроды, изготовленные из титанового сплава ОТ4-1 штамповкой.

5.2.2. Результаты испытаний ЭЭ30

На рисунке 5.2.2.1 представлены данные о темпе нагрева электрода и фланца электрододержателя в эксперименте по сравнению с исходными данными (здесь и далее номера кривых, приведенные на рисунках 5.2.2.1-5.2.2.8, соответствуют номеру эксперимента). Целью являлась задача достижения темпа нагрева, приведенного в таблице 5.1. Характер кривых показывает, что в целом при моделировании удалось достичь параметров реального эксперимента (табл. 5.1), обозначенные на рисунках 5.2.2.1-5.2.2.3, 5.2.2.7 как кривая ИСХ. Было проведено пятнадцать экспериментов для ЭЭ30 и шестнадцать экспериментов для УЭ30. В части экспериментов удалось достичь приемлемого темпа нагрева (для УЭ30 в эксперименте №4, а также с эксперимента №7 по эксперимент №16).

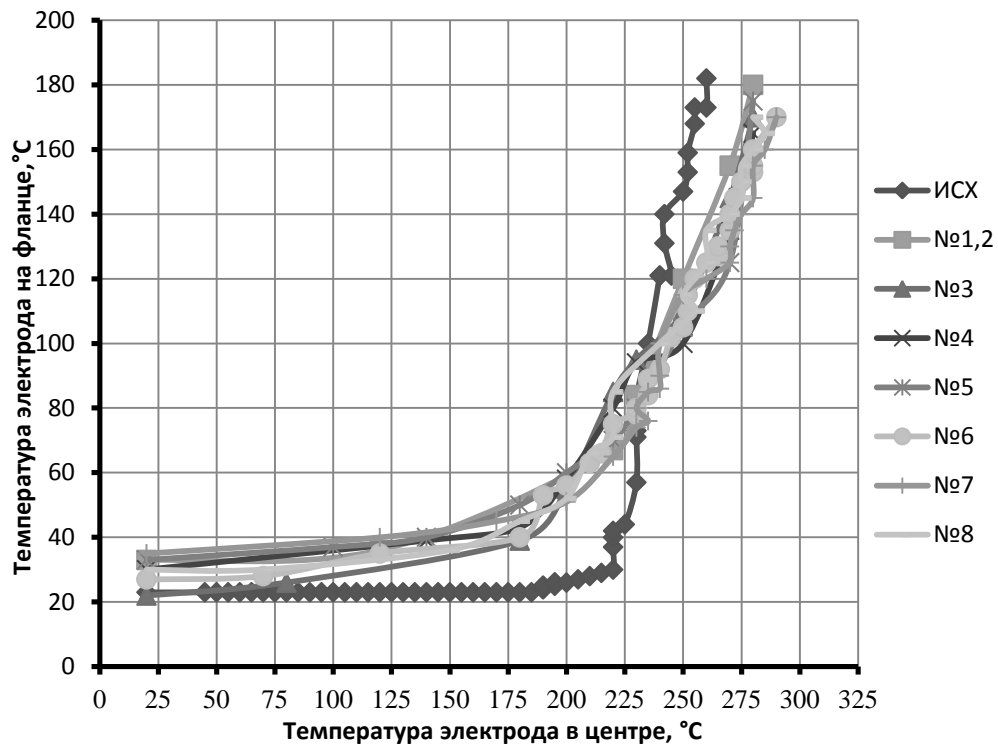


Рисунок 5.2.2.1 Темп нагрева ЭЭ и фланца электрододержателя для экспериментов с №1 по №8

Стоит обратить внимание на небольшой перегрев в центре электрода. Для устранения этого были проведены специальные эксперименты с целью достижения конечной температуры электрода в центре, соответствующей исходным данным (рис. 5.2.2.2). Поскольку максимальная деформация электрода достигалась при небольших температурах фланца электрододержателя, были проведены эксперименты, повторяющие темп нагрева в начальные моменты времени (рис.5.2.2.3).

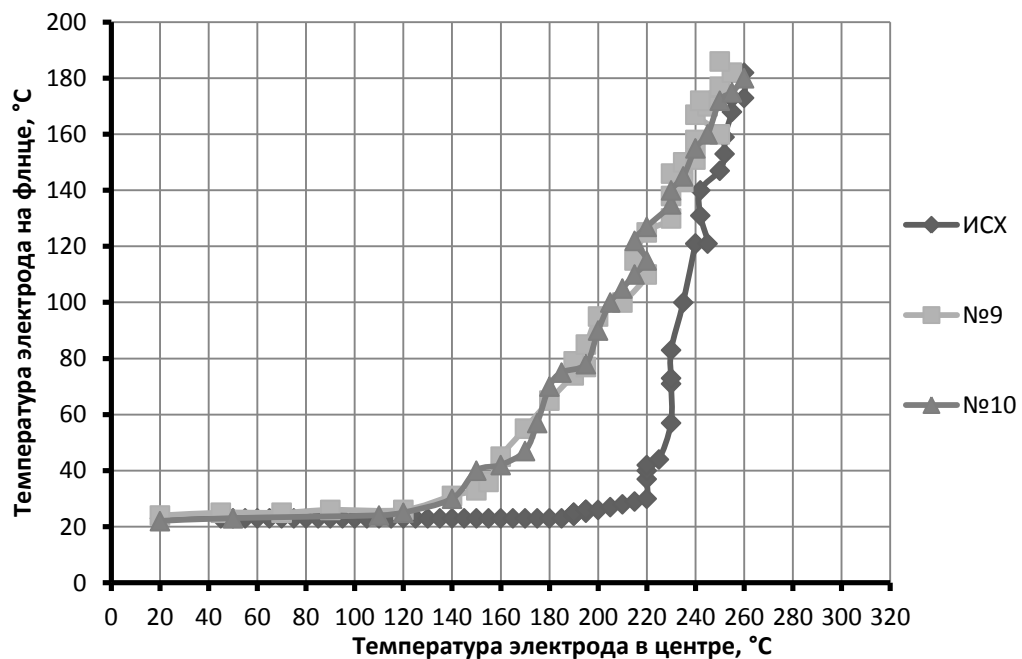


Рисунок 5.2.2.2 Темп нагрева для достижения конечной температуры в центре ЭЭ, соответствующей исходным данным для экспериментов №9 и №10

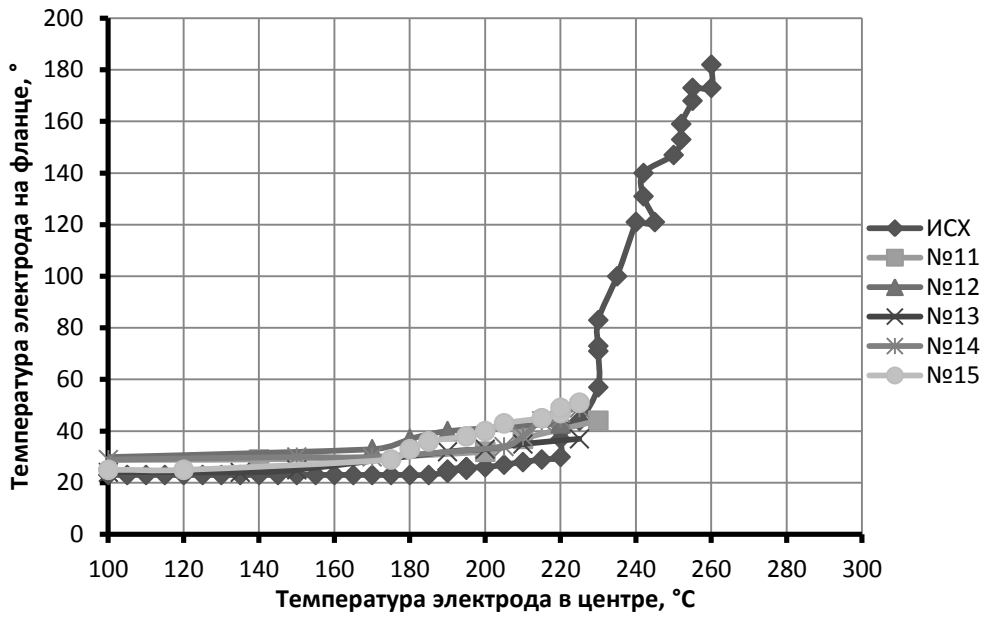
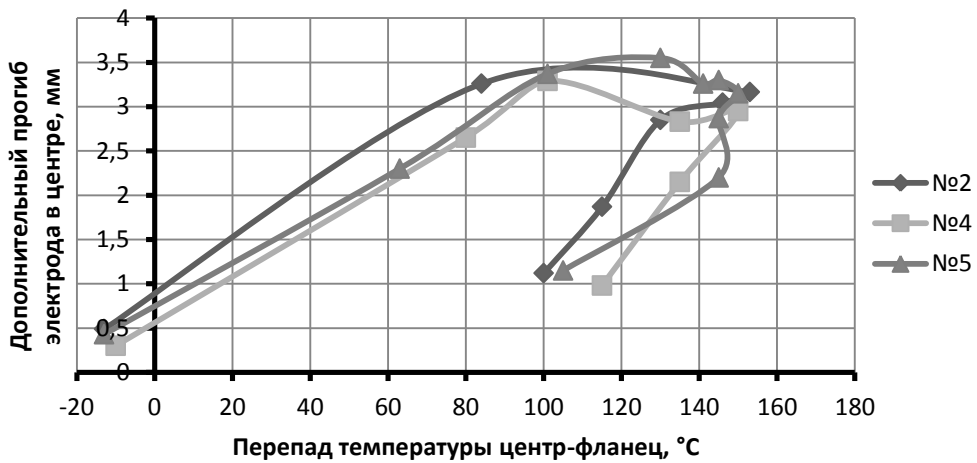
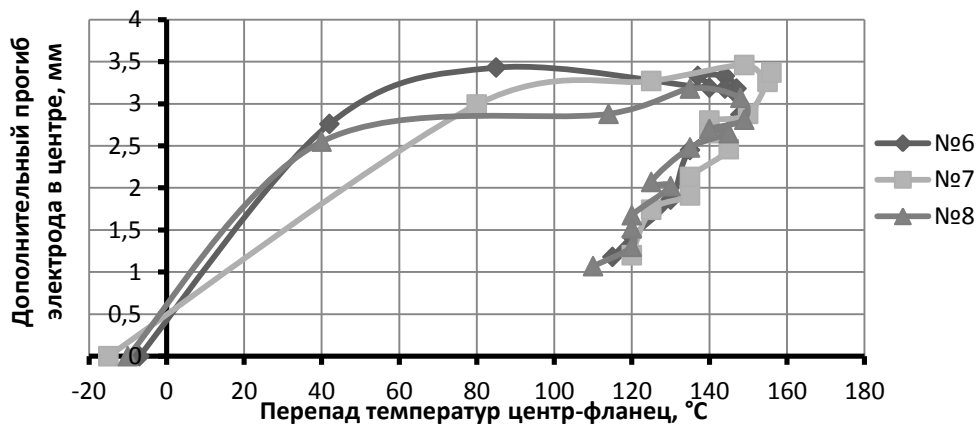


Рисунок 5.2.2.3 Темп нагрева при «холодном» фланце электрододержателя, соответствующий исходным данным для экспериментов с №11 по №15

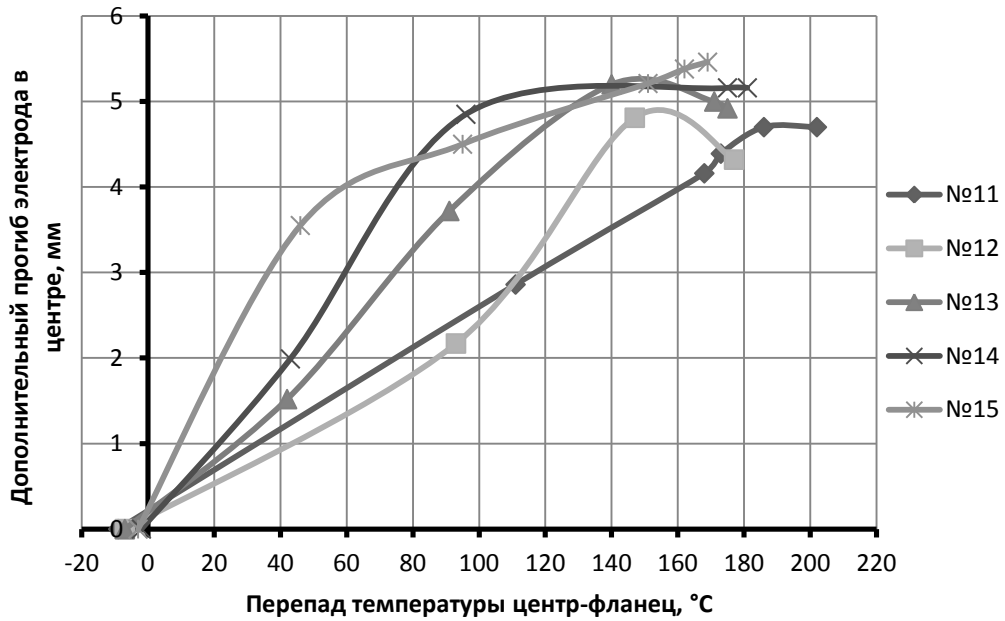
Результаты измерения деформации электрода существенно зависели от прогрева электрододержателя (рис.5.2.2.4).



а) Эксперименты №2, №4, №5



б) Эксперименты №6, №7, №8



в) Эксперименты с №11 по №15

Рисунок 5.2.2.4 Результаты моделирования тепловой деформации ЭЭ

Максимальный прогиб электрода достигал ~5мм при условиях в реальном эксперименте (табл. 5.1), примерно соответствующим 20-40 минуте. Была отмечена зависимость изменения характера деформации от начальной температуры фланца электрододержателя: при более холодной начальной температуре фланца деформация электрода достигала больших значений (рис.5.2.2.5).

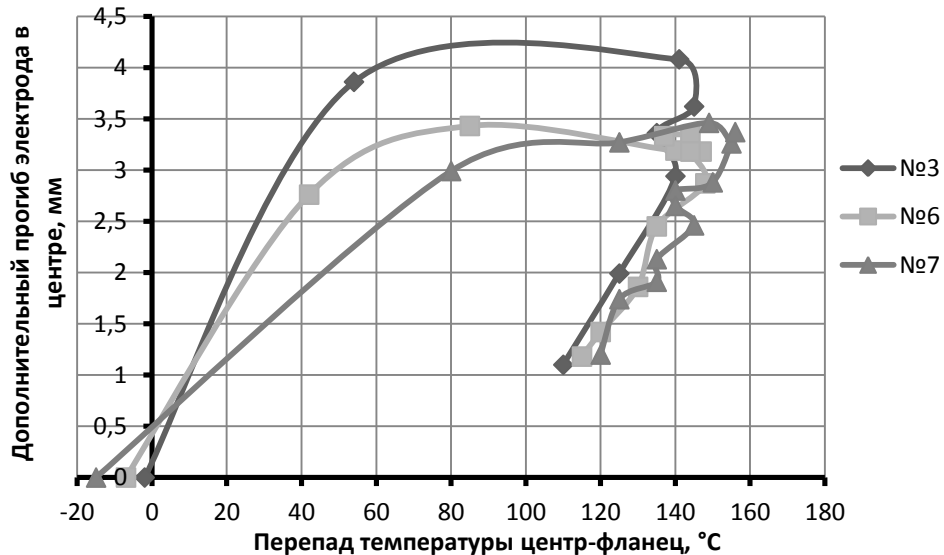


Рисунок 5.2.2.5 Результаты моделирования деформации ЭЭ при различной начальной температуре фланца электрододержателя для экспериментов №3, №6, №7

При моделировании темпа нагрева на 240 минуте разогрева (см. Табл.5.1 – температура центра электрода 260 °C, фланца электрододержателя 180 °C) получен обратный прогиб

электрода до минус 0,7 мм (рис.5.2.2.6), что может свидетельствовать о возможной потере устойчивости электрода. При этом перемещение края электрода составляло - 0,3 мм.

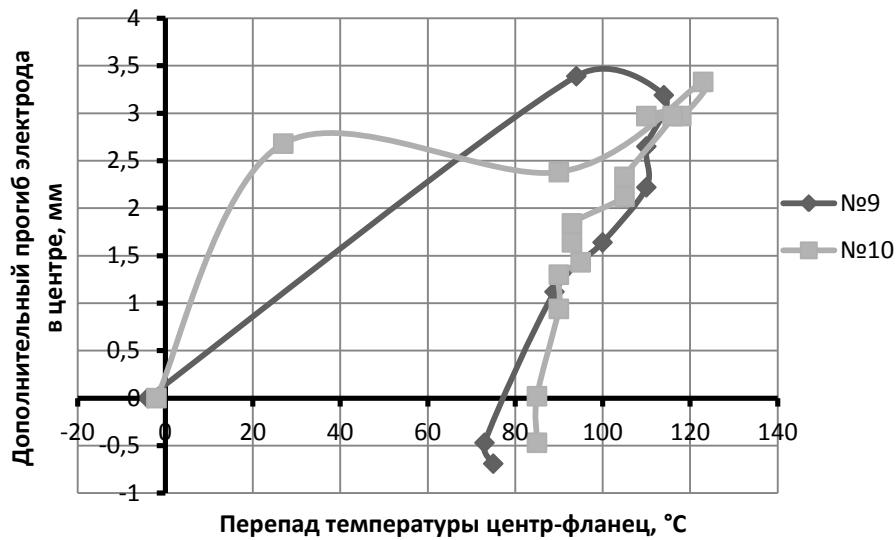
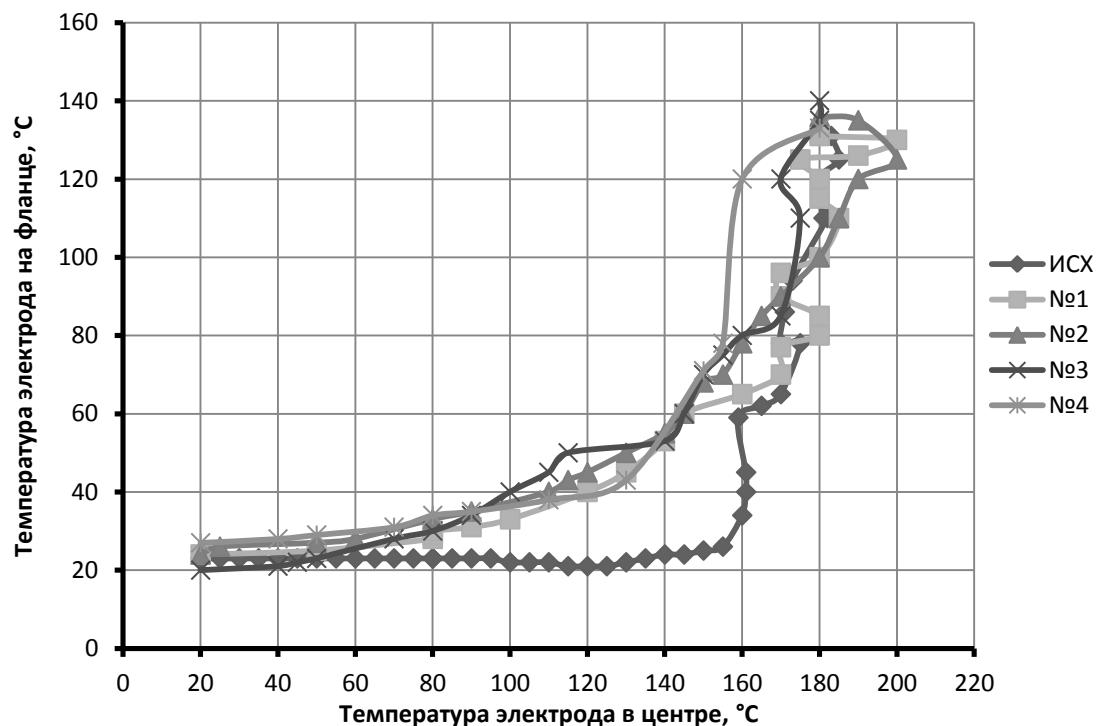


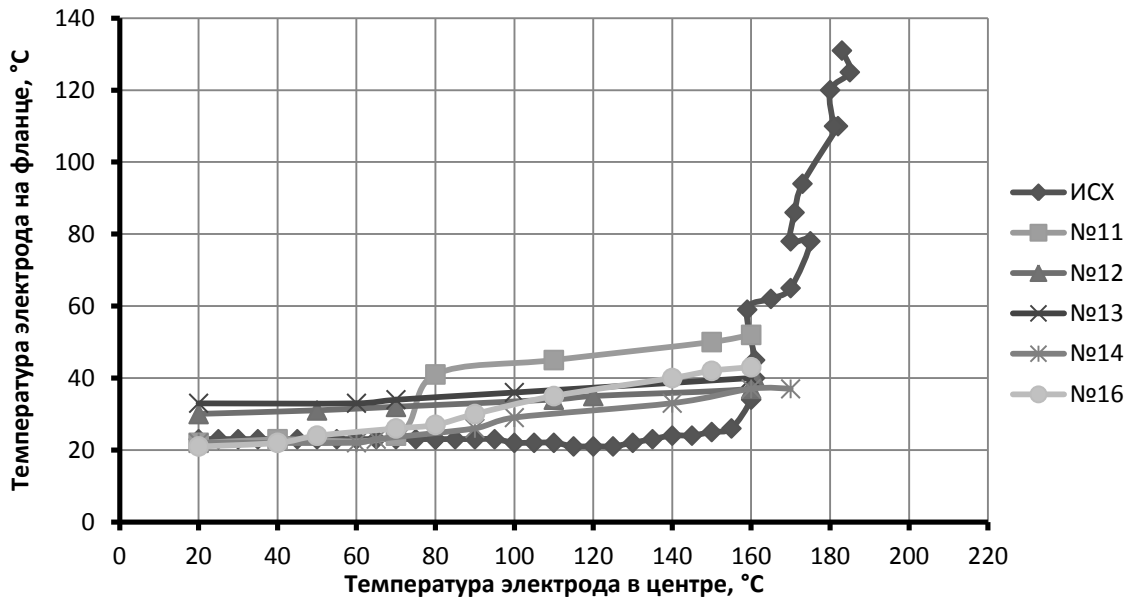
Рисунок 5.2.2.6 Результаты моделирования деформации ЭЭ при достижении температуры центра электрода 260 °С и фланца электрододержателя 180 °С для экспериментов №9 и №10

5.2.3. Результаты испытаний УЭ30

При моделировании для УЭ не удалось достичь такого же совпадения темпа нагрева с экспериментом, как для ЭЭ. Это проявлялось как на начальных этапах экспериментов (рис. 5.2.3.7б), так и в конечных точках (рис. 5.2.3.7а).



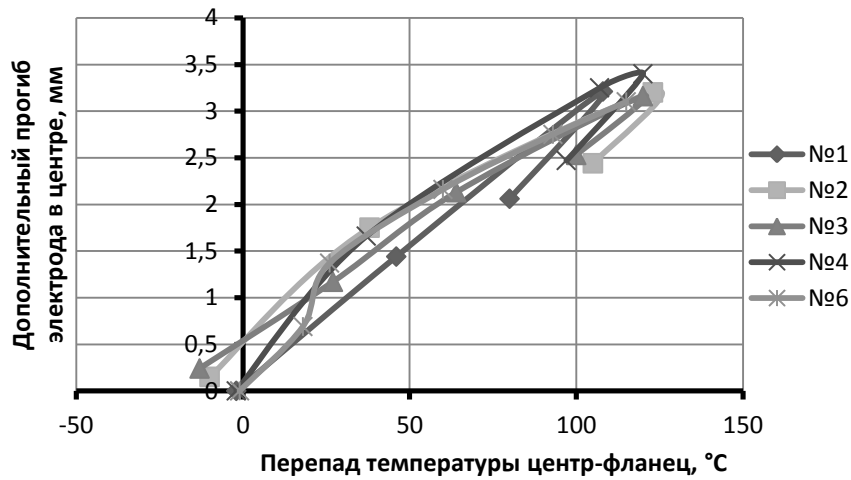
а) Эксперименты №1 - №4



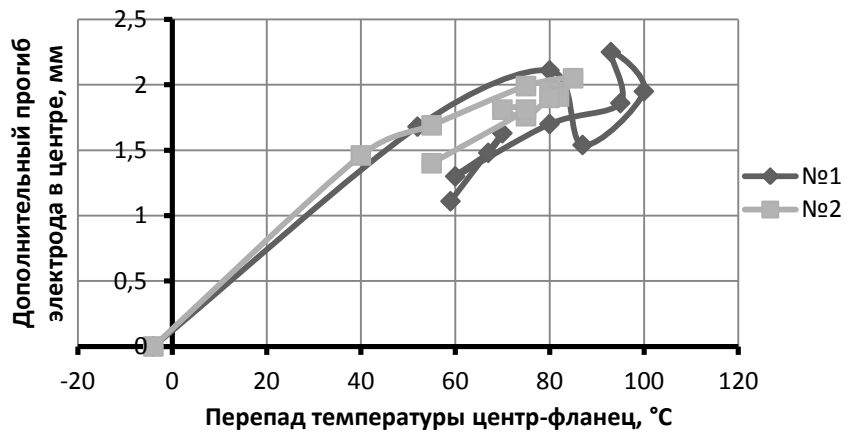
б) Эксперименты №11 - №14, №16

Рисунок 5.2.3.7 Темп нагрева УЭ и фланца электрододержателя

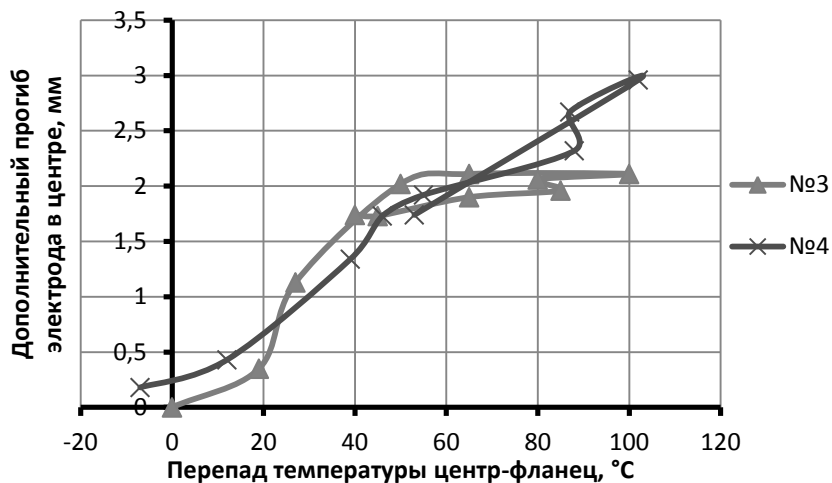
В целом характер тепловой деформации УЭ оказался предсказуемым и соответствовал поведению пластины с первоначальным прогибом (рис. 5.2.3.8). Край электрода во всех измерениях имел в конечной точке радиальное перемещение, равное 0,25 мм.



а) Эксперименты №1 - №4, №6



б) Эксперименты №1, №2



в) Эксперименты №3, №4

Рисунок 5.2.3.8 Результаты моделирования тепловой деформации УЭ

Анализ результатов моделирования показывает, что в начале нагрева ИОС в результате сильной тепловой деформации эмиссионного электрода может происходить замыкание межэлектродного зазора, которое затем, по мере разогрева фланцев электрододержателей, устраняется. Имеется тенденция к потере устойчивости ЭЭ, которая может проявиться при отрицательных начальных температурах конструкции.

5.2.4. Сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными

Для сравнения были выбраны кривые экспериментальных данных наиболее соответствующие исходным данным заданных температурных полей и темпа нагрева для ЭЭ30 из эксперимента №9 (рис. 5.2.2.6). Для УЭ30 совпадения с заданным из эксперимента распределением температур по темпу нагрева достигнуто не было. Для сравнения с расчетом выбран эксперимент №1 (рис. 5.2.3.8).

Моделирование температурных деформаций электродов производилось в программно-вычислительном комплексе ANSYS [112].

5.2.4.1. Моделирование ЭЭ30 и УЭ30

Исходные данные и результаты расчета дополнительных прогибов сферических ЭЭ30 и УЭ30, изготовленных из титанового сплава ОТ4-1.

Для ускорения прочностного расчета в программно-вычислительном комплексе ANSYS в геометрии электрода было также уменьшено количество отверстий с сохранением коэффициента конструктивной ортотропии сферического сегмента, как и в Главе III. Места крепления электрода к фланцу электрододержателя не упрощались.

Упрощенная геометрия электродов ЭЭ30 и УЭ30 изображена на рисунке 5.2.4.1.

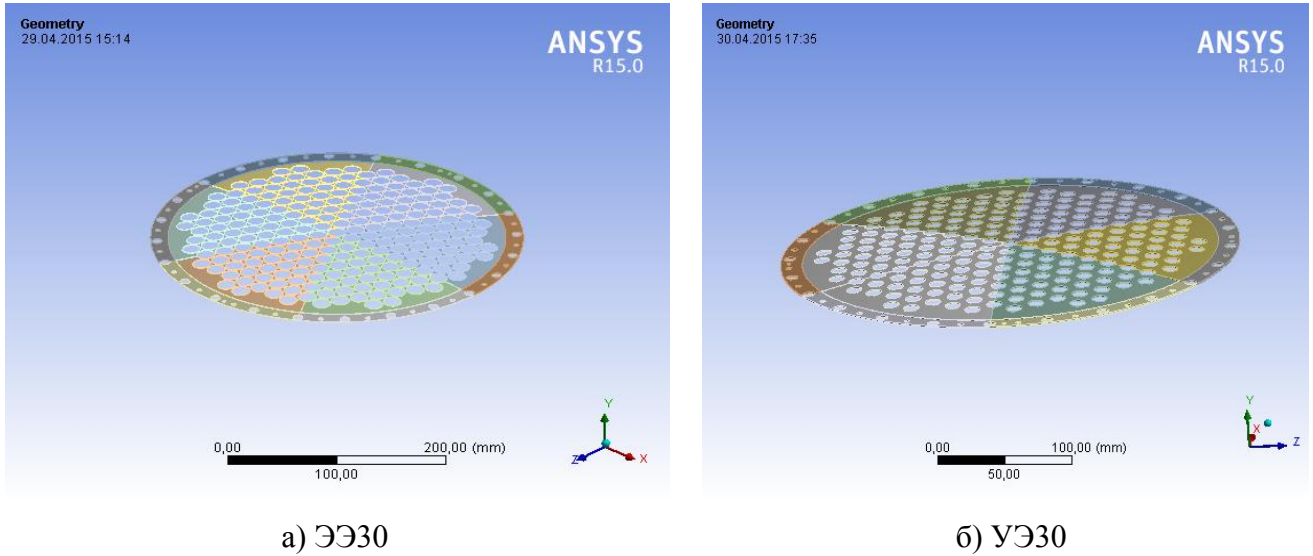


Рис. 5.2.4.1. Геометрия электродов

5.2.4.2. Сетка поэлементного разбиения ЭЭ30 и УЭ30

Сеточная модель была построена с использованием алгебраических и дифференциальных методов [106, 112]. Разбиение производилось шестигранными и восьмигранными элементами. Для удобства и упрощения построения сетки электрод был разделен на двенадцать частей. Были разделены кольцевая и сферическая части, каждая из которых поперечными плоскостями разделена на равные шесть элементов.

На рисунке 5.2.4.2 изображены элементы сеточного разбиения кольцевой и сферической частей.

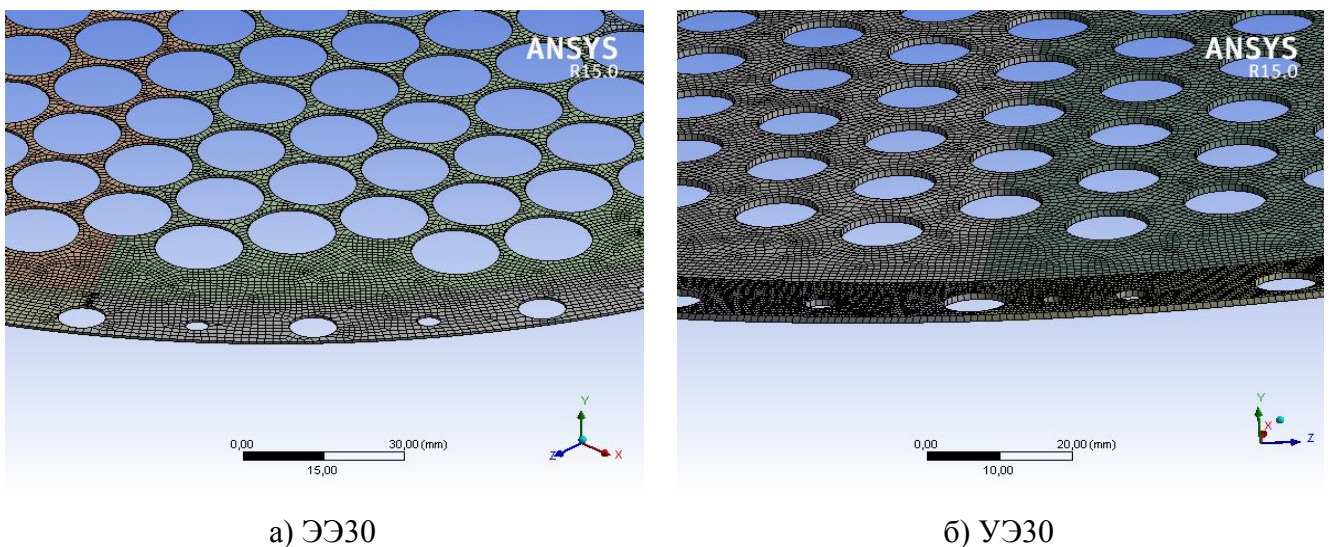


Рис. 5.2.4.2. Сеточная модель поэлементного разбиения ЭЭ30 и УЭ30

Кольцевая часть УЭ30 была разбита на большее количество элементов, чем у ЭЭ30. При построении была учтена большая толщина УЭ30.

5.2.4.3. Температурные поля ЭЭ30 и УЭ30

При учете температурных полей в программно-вычислительном комплексе ANSYS были имитированы контакты электрода с деталями узла ИОС. Имитация контактов УЭ30 с деталями узла ИОС соответствует ЭЭ30 с поправкой на большую толщину.

Заданный, исходя из экспериментальных данных, градиент температур по радиусу перфорированной части ЭЭ30 и УЭ30 соответствует градиенту температур, заложенному при расчете дополнительного прогиба по предложенному алгоритму (рис. 5.2.4.3).

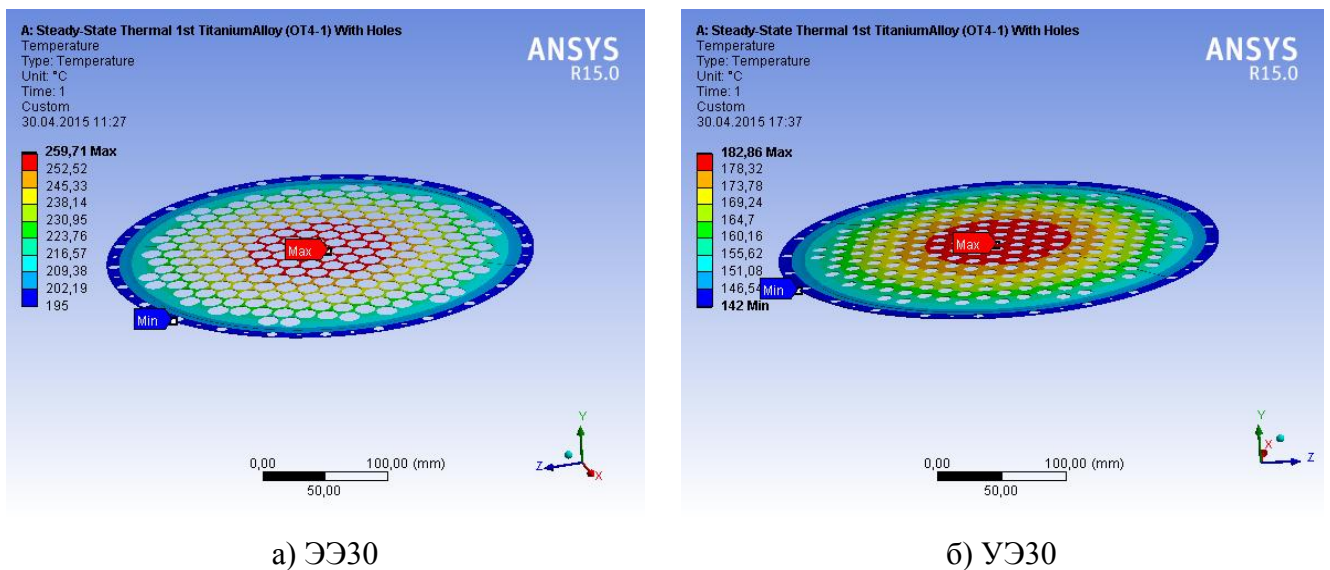
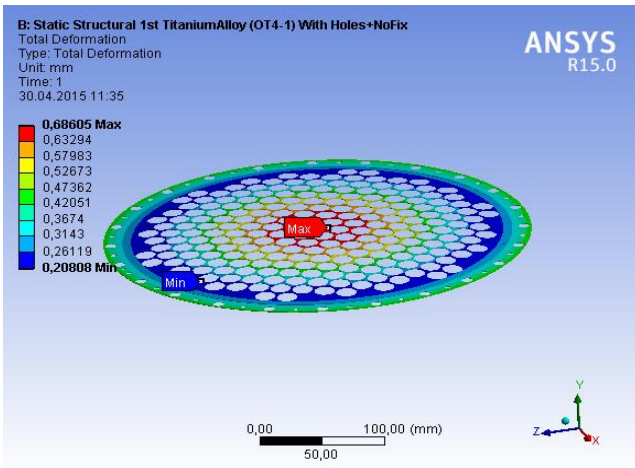


Рис. 5.2.4.3. Температурные поля ЭЭ30 и УЭ30

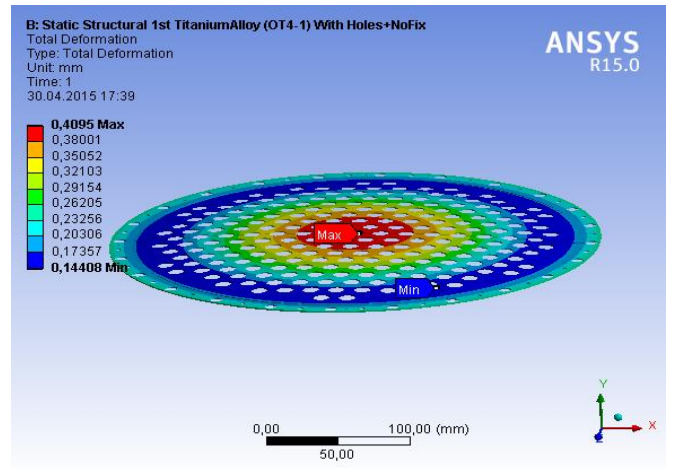
5.2.4.4. Расчет дополнительных прогибов ЭЭ30 и УЭ30 при свободном закреплении

Свободное закрепление не было рассмотрено при проведении эксперимента, но оно является основным допущением для механико-математической модели. Был произведен расчет свободного закрепления для сравнения и изучения поведения этого электрода с другими вариантами установки.

Дополнительные прогибы приведены на трех рисунках, описывающих общие относительные деформации ЭЭ30 и УЭ30 (рис. 5.2.4.4), направленные деформации вдоль оси Y (рис. 5.2.4.5) и вдоль оси X (рис. 5.2.4.6).

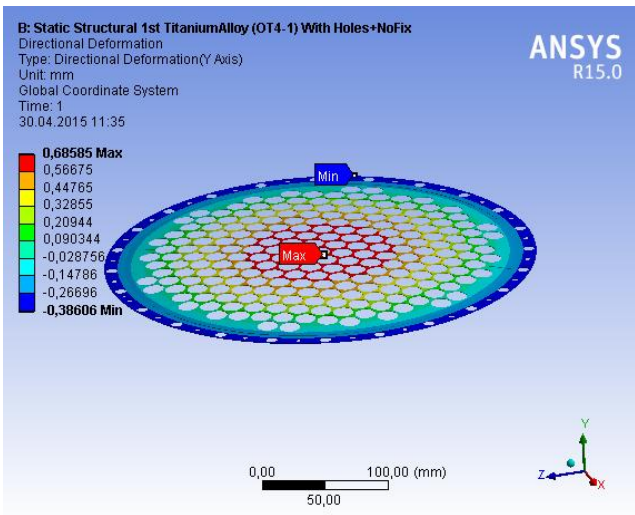


а) ЭЭ30

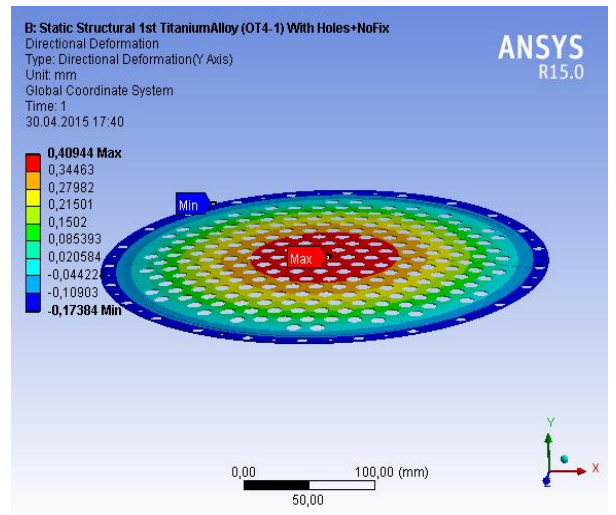


б) УЭ30

Рис. 5.2.4.4. Относительные деформации ЭЭ30 и УЭ30 при свободном закреплении

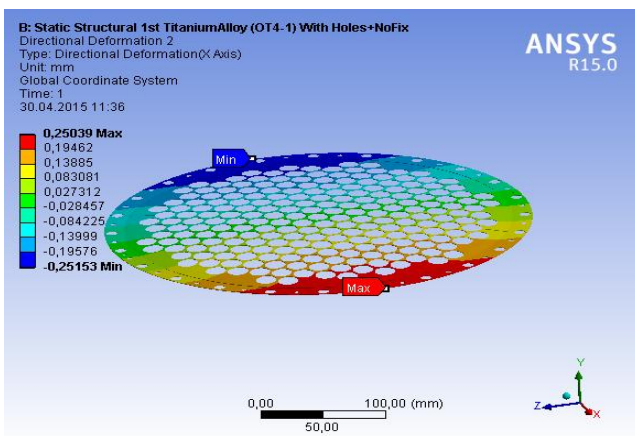


а) ЭЭ30

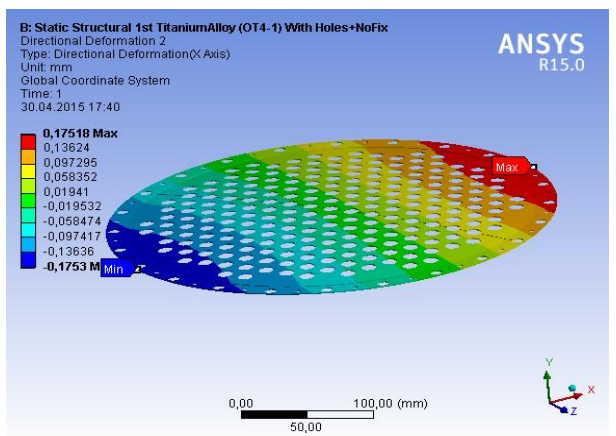


б) УЭ30

Рис. 5.2.4.5. Направленные деформации ЭЭ30 и УЭ30 вдоль оси Y при свободном закреплении



а) ЭЭ30

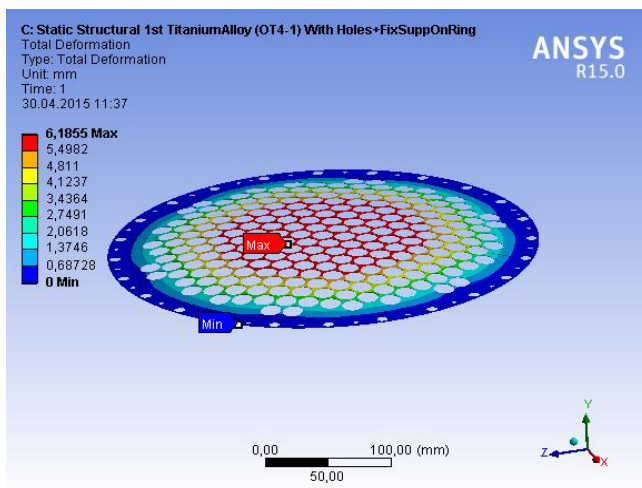


б) УЭ30

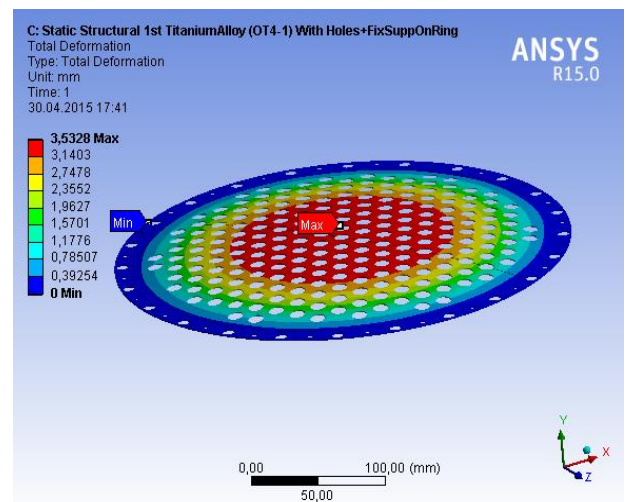
Рис. 5.2.4.6. Направленные деформации ЭЭ30 и УЭ30 вдоль оси X при свободном закреплении

5.2.4.5. Расчет дополнительных прогибов ЭЭ30 и УЭ30 при условии жесткого закрепления кольцевой части

Жесткое закрепление полностью фиксирует изменения формы кольцевой части электрода в радиальном направлении с сохранением небольшой свободы в осевом направлении (ось Y) – это соответствует креплению электрода сваркой к электрододержателю, обладающему несравнимо меньшим радиальным расширением. В таких условиях основным компенсатором всех температурных деформаций служит сферический сегмент электрода (тонкостенная оболочка). Дополнительные прогибы при условии жесткого закрепления приведены на трех рисунках, описывающих общие относительные деформации ЭЭ30 и УЭ30 (рис. 5.2.4.7), направленные деформации вдоль оси Y (рис. 5.2.4.8) и вдоль оси X (рис. 5.2.4.9).

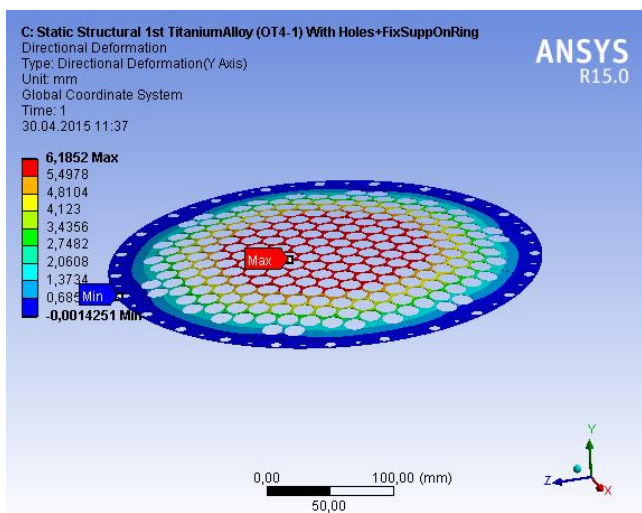


а) ЭЭ30

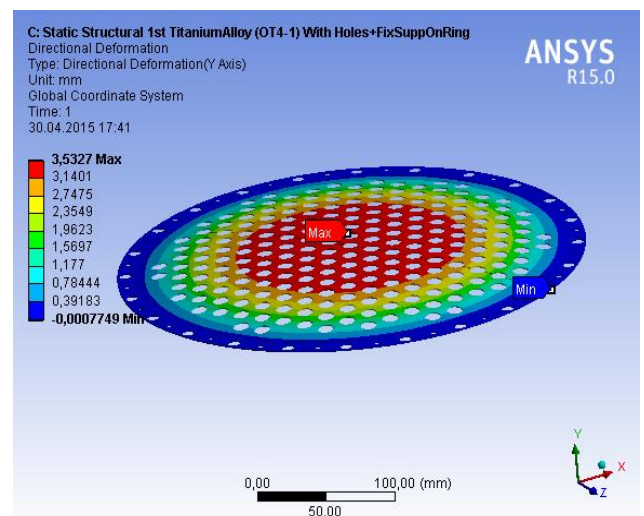


б) УЭ30

Рис. 5.2.4.7. Относительные деформации ЭЭ30 и УЭ30 при жестком закреплении

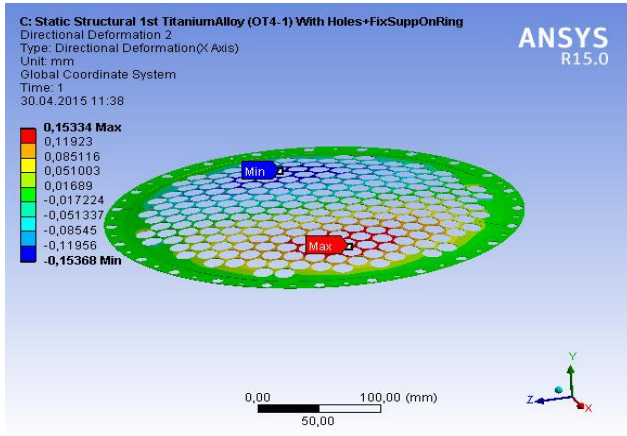


а) ЭЭ30

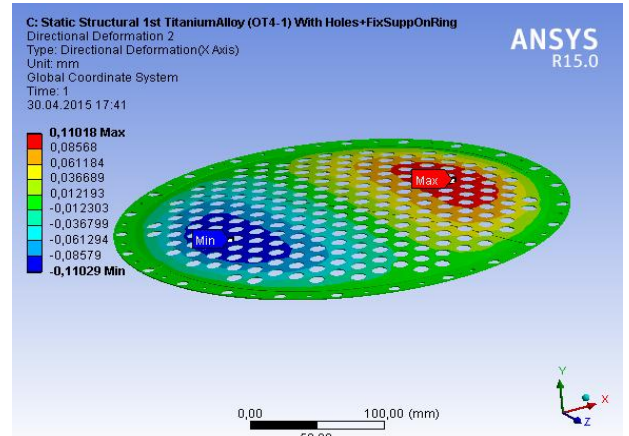


б) УЭ30

Рис. 5.2.4.8. Направленные деформации ЭЭ30 и УЭ30 вдоль оси Y при жестком закреплении



а) ЭЭ30



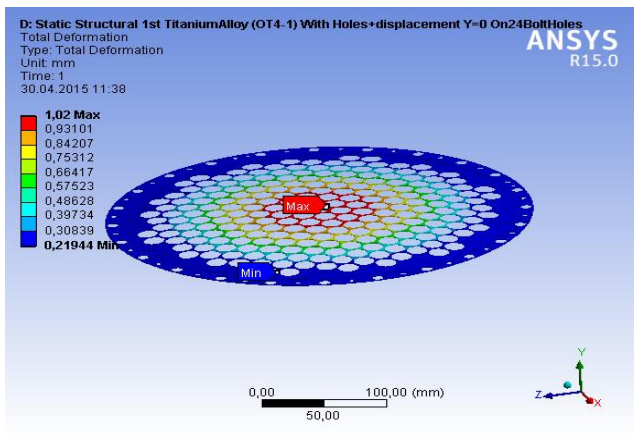
б) УЭ30

Рис. 5.2.4.9. Направленные деформации ЭЭ30 и УЭ30 вдоль оси X при жестком закреплении

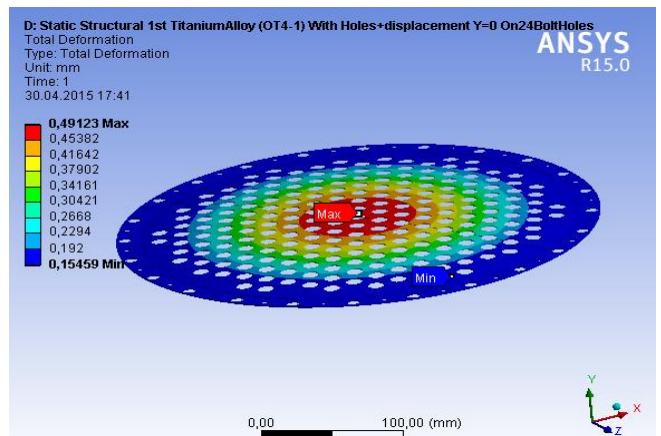
5.2.4.6. Расчет дополнительных прогибов ЭЭ30 и УЭ30 при условии упругого закрепления кольцевой части

Упругое закрепление полностью фиксирует изменения формы областей кольцевой части электрода вдоль центральной оси вращения (ось Y) у двадцати четырех отверстий, оставляя свободным радиальное расширение до пределов, ограниченных меньшим радиальным расширением фланца электрододержателя в местах креплений. В таких условиях компенсатором всех температурных деформаций служит не только сферический сегмент электрода (тонкостенная оболочка), но и кольцевая часть в радиальном направлении.

Дополнительные прогибы при условии упругого закрепления приведены на трех рисунках, описывающих общие относительные деформации ЭЭ30 и УЭ30 (рис. 5.2.4.10), направленные деформации вдоль оси Y (рис. 5.2.4.11) и вдоль оси X (рис. 5.2.4.12).

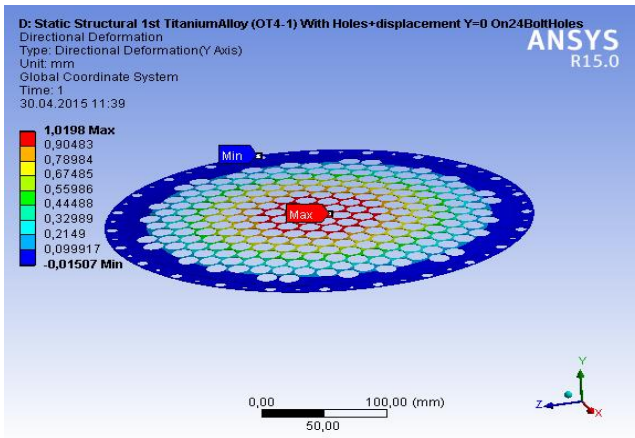


а) ЭЭ30

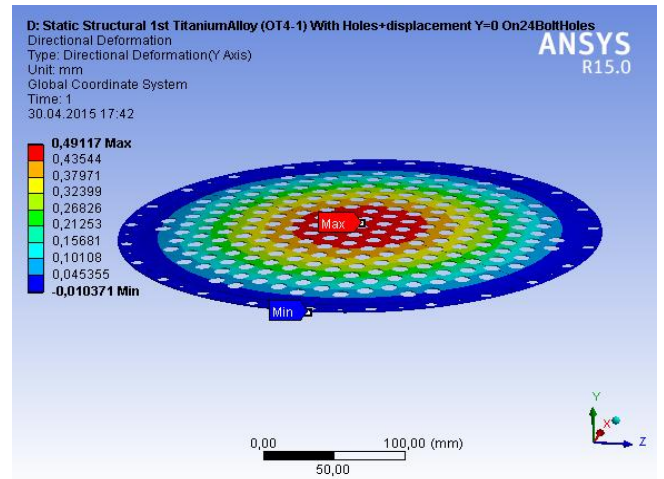


б) УЭ30

Рис. 5.2.4.10. Относительные деформации ЭЭ30 и УЭ30 при упругом закреплении

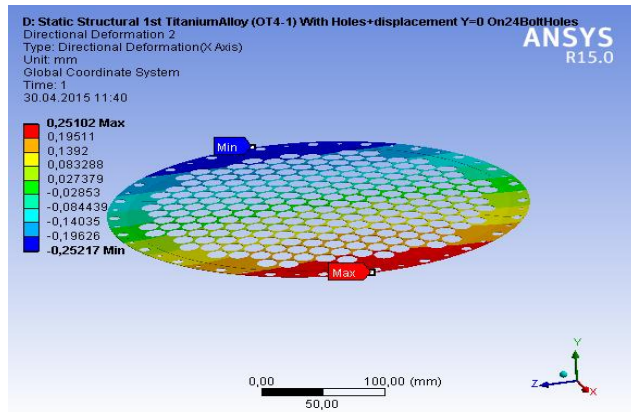


а) ЭЭ30

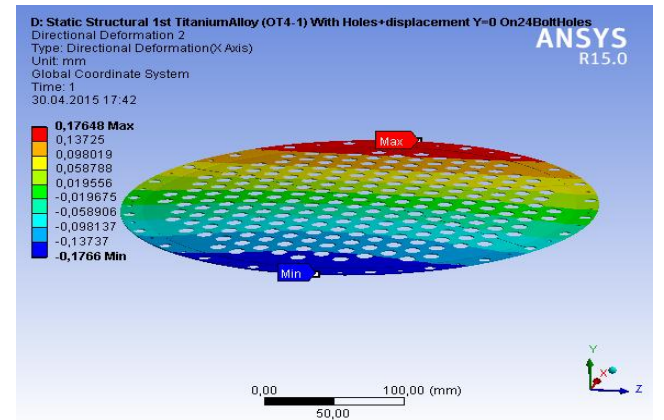


б) УЭ30

Рис. 5.2.4.11. Направленные деформации ЭЭ30 и УЭ30 вдоль оси Y при упругом закреплении



а) ЭЭ30



б) УЭ30

Рис. 5.2.4.12. Направленные деформации ЭЭ30 и УЭ30 вдоль оси X при упругом закреплении

5.2.4.7. Сравнение результатов численного моделирования с экспериментальными данными деформирования электродов с диаметром 300 мм

При сравнении приведенного выше расчета с оценками, произведенными по предложенному алгоритму, следует учитывать основные условия: свободное закрепление и осевую симметрию электродов.

Исходя из заданных условий, выбирались величины дополнительных прогибов сферических сегментов и производилось сравнение с расчетными и экспериментальными данными.

Данные расчета ЭЭ30 и УЭ30 по механико-математической модели приведены в таблице 5.2. Материал электродов – титановый сплав OT4-1.

Таблица 5.2

**Исходные данные и результаты расчета дополнительных прогибов ЭЭ30 и УЭ30
изготовленных из титанового сплава марки ОТ4-1**

$$E=1,12 \cdot 10^5 \text{ [МПа]}; \alpha= 8,0 \cdot 10^{-6} \text{ [1/}^\circ\text{C]}; \mu=0,3; b=150,0 \text{ мм}; S_0=2,3 \text{ мм.}$$

Номер позиции	Номер электрода	h, [мм]	d _o [мм]	k _r	T(1) °C	ΔT_r °C	$\lambda_{3,кр}$	w ₀ (0) [мм]	$\Delta w(0)$ [мм]
1	ЭЭ30	0,5	2,0	0,19	260	65	34,50	6,6	0,83
2	УЭ30	1,0	1,4	0,54	183	41	36,55	7,9	0,44

Для сравнения выбраны несколько результатов расчета ЭЭ30. Дополнительный прогиб равен 1,07 мм для свободного закрепления (рис. 5.2.4.5а) и 1,02 мм для упругого закрепления (рис. 5.2.4.11а). При жестком закреплении наблюдается потеря устойчивости при дополнительном прогибе, равном 6,19 мм (рис. 5.2.4.8а). Расчетные значения, полученные при моделировании в ANSYS, совпадают в пределах 17 % с данными, полученными по разработанному алгоритму (табл. 5.2).

Дополнительный прогиб ЭЭ30, полученный в эксперименте №9 (рис. 5.2.6), проведенном при соблюдении температурных полей и темпа нагрева, равен минус 0,7 мм. Для эксперимента №1 (рис. 5.2.8), проведенного при несоответствии темпа нагрева с исходными данными, дополнительный прогиб ЭЭ30 равен 1,0 мм.

Дополнительный прогиб УЭ30, полученный при расчете в ANSYS, равен 0,58 мм для свободного закрепления (рис. 5.2.4.5б) и 0,5 мм для упругого закрепления (рис. 5.2.4.11б). При жестком закреплении (рис. 5.2.4.8б) наблюдается потеря устойчивости при дополнительном прогибе, равном 3,53 мм. Таким образом, как следует из таблицы 5.2 расчетные значения, полученные при моделировании в ANSYS и по предложенному алгоритму, совпадают в пределах 10 %.

Полученные в результате экспериментального исследования значения дополнительных прогибов электродов соответствуют потере устойчивости в процессе выхода на температурный режим ИОС. Они не совпадают с результатами численного моделирования в ANSYS и по разработанному алгоритму. Возможно, что выявленные особенности деформации электродов в данных экспериментах обусловлены остаточными внутренними напряжениями, характерными для выбранного способа изготовления электродов – штамповка из листа титанового сплава ОТ4-1. Учет в расчете остаточных напряжений в электроде невозможен как при использовании ANSYS, так и предложенного в диссертации алгоритма. Использованные термомеханические

модели основаны на классических уравнениях термоупругости, совместности деформаций и равновесия без учета остаточных напряжений в структуре.

5.3. Экспериментальное исследование термоустойчивости сферических электродов диаметром 200 мм для двигателя ПИД-200. Верификация расчетного алгоритма и механико-математической модели по экспериментальным данным

Ксеноновый ИД ПИД-200 совместной разработки ФГБОУВПО «Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет)» и ГП «Конструкторское бюро «Южное» им. М.К. Янгеля» был оснащен узлом ИОС с двумя перфорированными электродами (ЭЭ20 и УЭ20) с диаметром рабочей части 200 мм.

Ниже приводятся результаты сравнения расчетов с экспериментальными данными по исследованию деформаций электродов ПИД-200 в НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт» (ХАИ). Помимо экспериментального исследования авторы привели результаты своего численного моделирования деформаций. Из приведенных результатов можно установить как характер деформаций, так и изменение межэлектродного зазора.

Экспериментальная проверка выбранной теоретической модели проводилась на вакуумной установке с системами необходимых оптических измерений. ЭЭ и УЭ выполнены в виде сферических сегментов с глубиной прогиба 14мм. Материал электродов – молибденовый сплав ВМ-1.

Геометрические параметры ИОС: ЭЭ – толщина 1,0мм, диаметр отверстий 3,5мм, ширина перемычки 1,0мм, степень перфорации 0,548; УЭ – толщина 2,0мм, диаметр отверстий 3,0 мм, ширина перемычки 1,5мм, прозрачность 0,403.

В качестве датчиков температуры электродов использовались хромель – алюмелевые термопары диаметром 0,2мм в керамической сололке диаметром 1,6мм.

Измерение деформации электродов проводилось оптическим методом с использованием катетометра КМ-8. Измерялось перемещение срезов керамических сололок, закрепленных в соответствующих ячейках электродов.

Интервал расстояний от защитного стекла катетометра до объекта измерения соответствовал диапазону измерения 420...810мм. Предел допускаемой основной погрешности прибора в указанном интервале составляет $\pm 0,020$ мм.

Крепление керамики к металлическим электродам и защита открытых участков термопар от влияния ионной и электронной бомбардировки осуществлялось путем термостойкой цементной обмазки с запеканием в вакуумной печи при температуре 300...350°C.

Результаты экспериментальных измерений и расчетные данные приведены в табл. 5.3 и представлены в виде графических зависимостей на рис. 5.3.1 и 5.3.2. Сплошными линиями на рисунках приведены авторами результаты расчетов: температуры поверхности электродов $T = T(\varphi)$; перемещений $\omega = \omega(\varphi)$ и (перемещение электродов равно величине дополнительного прогиба Δw) и изменение зазора между электродами $u = u(\varphi)$. Пунктирные линии представляют результаты экспериментальных измерений.

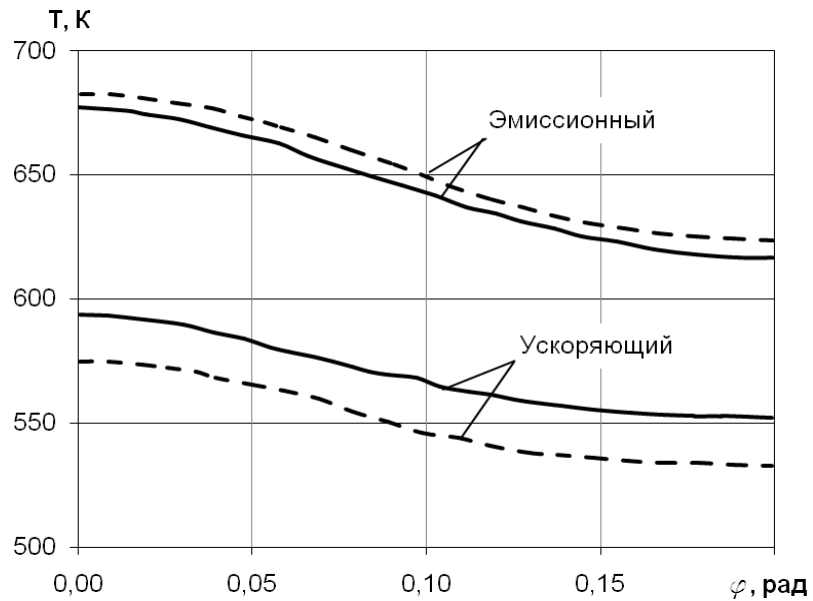


Рисунок 5.3.1. Распределение температуры электродов (сплошные линии – теория, пунктирные линии - эксперимент)

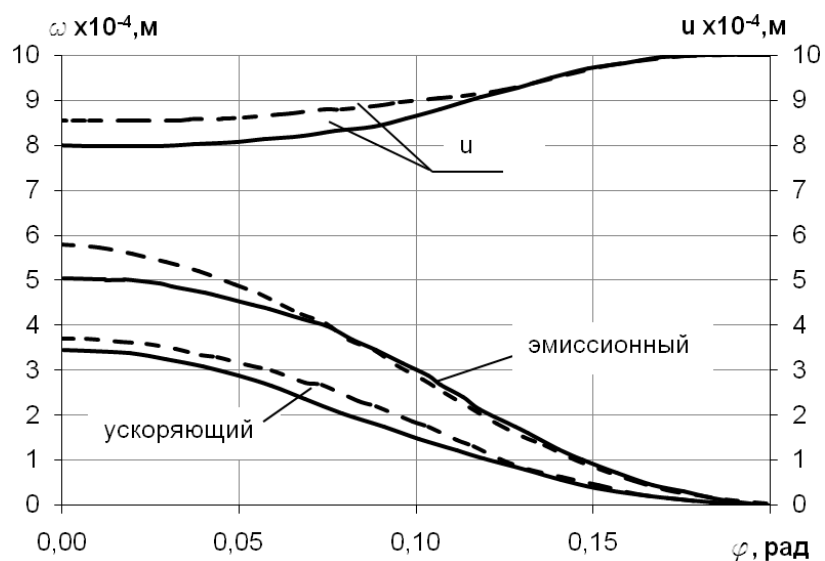


Рисунок 5.3.2. Диаграммы деформации электродов ω и изменение межэлектродного зазора u

Таблица 5.3

Результаты экспериментальных измерений и расчетные данные ЭЭ и УЭ ПИД-200

рад	Теория					Эксперимент				
	эмиссионный		ускоряющий электрод			эмиссионный		ускоряющий электрод		
	Т, К	$\omega 10^{-4}$ м	Т, К	$\omega 10^{-4}$ м	$\omega 10^{-4}$ м	Т, К	$\omega 10^{-4}$ м	Т, К	$\omega 10^{-4}$ м	$\omega 10^{-4}$ м
0,02	659	5,64	582	3,37	2,27	663	4,9	565	3,6	1,3
0,04	653	5,19	577	3,075	2,115	-	-	-	-	-
0,06	645	4,49	571	2,61	1,88	653	4,35	555	2,95	1,4
0,08	637	3,65	564	2,06	1,59	-	-	-	-	-
0,10	629	2,77	559	1,51	1,26	635	3,0	540	1,8	1,2
0,12	621	1,93	556	1,01	0,92	-	-	-	-	-
0,14	615	1,18	551	0,58	0,6	620	-	534	0,6	-
0,16	608	0,55	548	0,25	0,3	-	-	-	-	-
0,18	605	0,13	546	0,05	0,08	612	0	530	0	0

Сравнение расчетных результатов и измерений, проведенных в НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», показывают расхождение: по деформациям около 15 % и величине межэлектродного зазора в зоне сферических частей до 20%.

Для верификации расчетного алгоритма и механико-математической модели, предложенной в диссертации, по экспериментальным данным был произведен расчет величин дополнительных прогибов электродов и изменения межэлектродного зазора. Температурные поля были заданы по экспериментальным данным.

На рисунке 5.3.3 приведен дополнительный прогиб ЭЭ20 по радиусу, определенный экспериментально и расчетным путем, построены кривые по расчетным данным НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт» и по алгоритму, предложенному в диссертации.

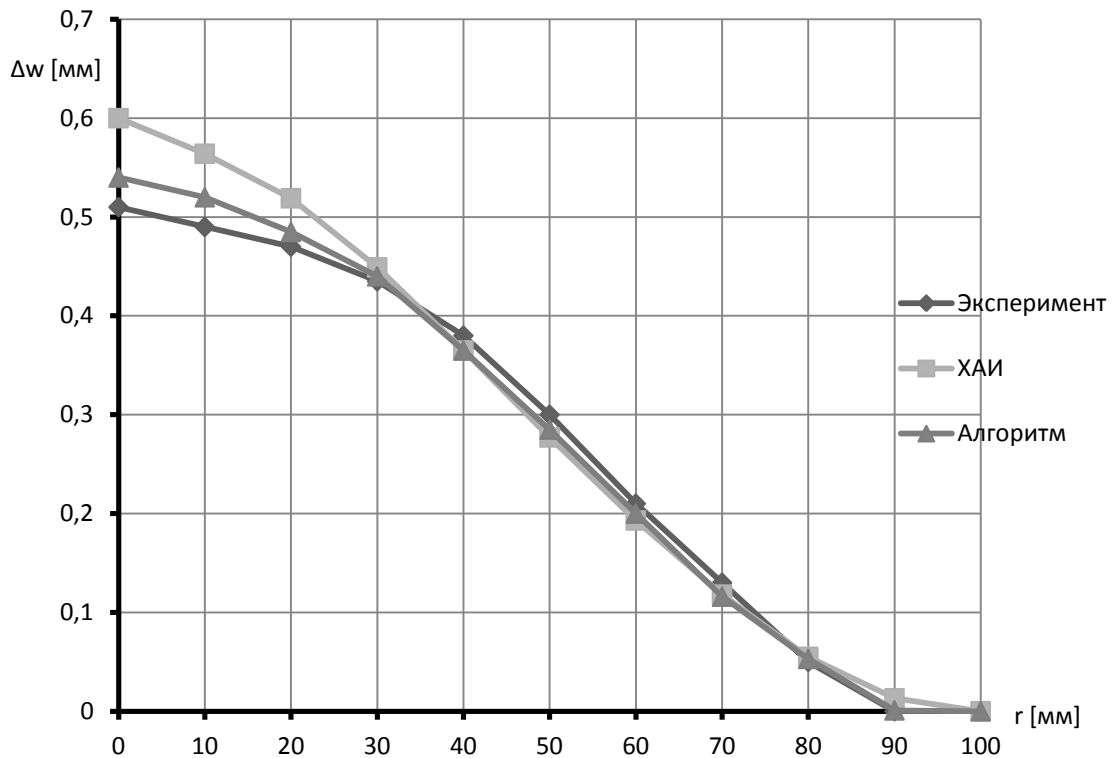


Рисунок 5.3.3. Изменение величины дополнительного прогиба ЭЭ20 по радиусу

На рисунке 5.3.4 приведен дополнительный прогиб УЭ20 по радиусу, определенный экспериментально и расчетным путем, построены кривые по расчетным данным НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт» и по алгоритму, предложенному в диссертации.

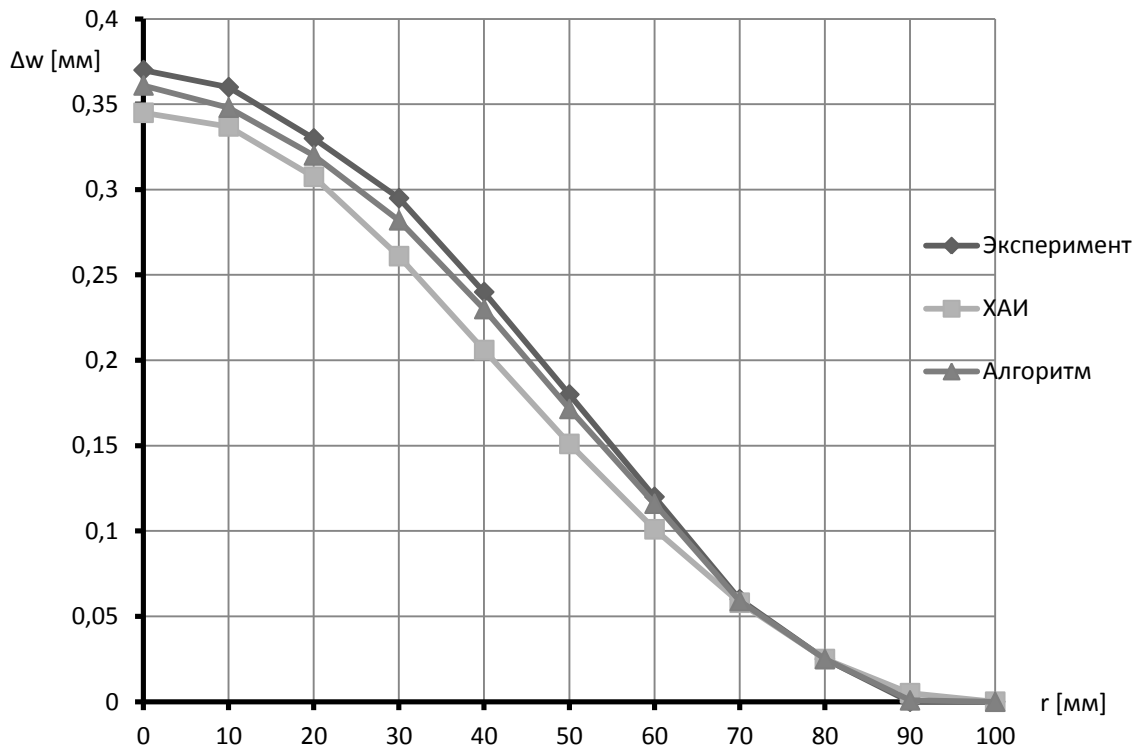


Рисунок 5.3.4. Изменение величины дополнительного прогиба УЭ20 по радиусу

На рисунке 5.3.5 приведено изменение межэлектродного зазора между ЭЭ20 и УЭ20, построены кривые по расчетным данным НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт» и по алгоритму, предложенному в диссертации.

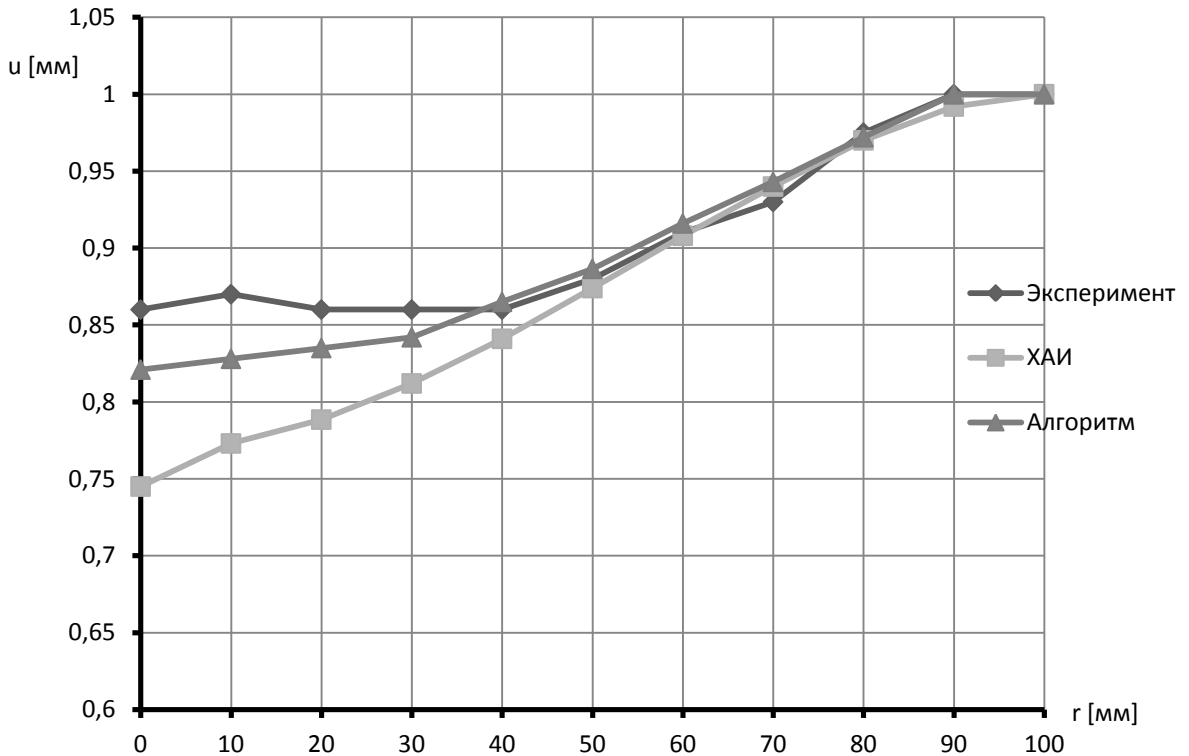


Рисунок 5.3.5. Изменение межэлектродного зазора между ЭЭ20 и УЭ20 по радиусу

Полученные расхождения по деформациям электродов и величинам межэлектродного зазора, как и в работе НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», можно объяснить идеализацией материала электродов, принимаемого в теоретическом анализе однородным, изотропным, а его коэффициент линейного расширения независимым от температуры. Кроме того, на величины расхождений влияет значительная величина погрешности катетометра ± 20 мкм.

Проведено расчетно-теоретическое исследование с использованием предложенного в диссертации алгоритма по экспериментальным данным деформирования электродов ПИД-200, и получена низкая расхожимость полученных расчетных результатов дополнительных прогибов с экспериментальными данными, составившая для центральной точки ЭЭ20 - 4,9 % и для УЭ20 – 2,4 %, а для изменения межэлектродного зазора по радиусу электродов от 3,7 % в центре электродов до 1,4 % к внешнему диаметру электродов.

5.4. Разработка конструкции моделей ВЧИД

Разработанная в диссертации термомеханическая модель ИОС применялась при задании формы электродов (начального прогиба) моделей с диаметром более 100 мм и при анализе проблем устойчивости плоских электродов для размерности 100 мм и менее.

Начальные (технологические) прогибы всех электродов, включенных в разработанные конструкции, соответствуют расчетам, приведенным в Главах III, IV.

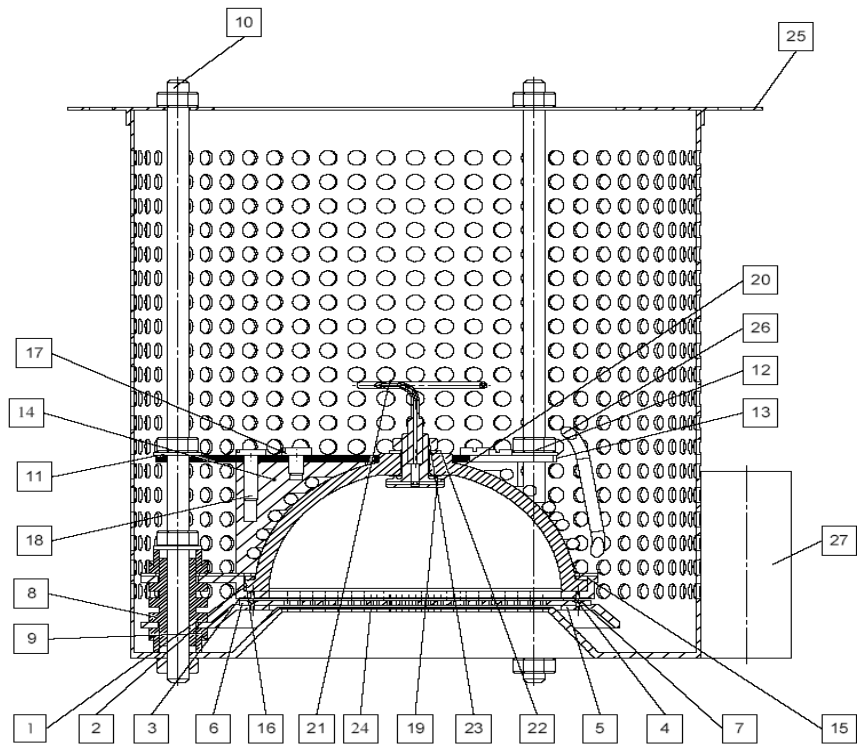
Диссертация выполнялась в ходе работ по НИР и ОКР по созданию в НИИ ПМЭ МАИ ВЧИД различной размерности. С участием автора разработаны конструкции нескольких моделей ВЧИД разного номинала – с диаметром рабочей (перфорированной) части электродов 80 мм, 100 мм, 160 мм, 450 мм, 500 мм и 600 мм. Для всех конструкций автором производились расчеты электродов из различных материалов, на основании которых задавались технологические прогибы, определялись технические требования для производства. Конструкции двигателей размерностей 80, 100, 160 мм были изготовлены и испытаны в НИИ ПМЭ МАИ. На двигатели большей размерности разработана конструкторская документация и начата разработка технологии изготовления.

На примере конструкции этих моделей можно проанализировать конструктивные особенности узлов ИОС, которые должны быть учтены при разработке, т.е. разработать конструкторские рекомендации.

5.4.1. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-8

В разработанном и изготовленном двигателе ВЧИД-8 [20, 41, 43] в узле ИОС обеспечено упругое закрепление электродов близкое к свободному закреплению.

Конструкция ВЧИД-8 представлена на рисунке 5.4.1.



1 – ГРК; 2 - фланец ЭЭ; 3 - ЭЭ; 4 - зажимный болт; 5 - фланец УЭ; 6 - УЭ; 7 - длинный зажимный болт; 8 - изоляционная втулка; 9 - изолятор; 10 - резьбовая шпилька; 11 - диск 2; 12 - гайка 6 мм; 13 - фланец; 14 - держатель индуктора; 15 - уплотнительная прокладка под камеру; 16 - кольцо; 17 - короткий болт; 18 - болт; 19 - прокладка; 20 - трубка газоввода; 21 - газоввод; 22 - диск 1; 23 - гайка; 24 - 3Э; 25 - опорный фланец; 26 - индуктор; 27 - КН

Рисунок 5.4.1. Конструкция ВЧИД-8

На рисунке 5.4.2 представлен УЭ ВЧИД8 (УЭ8), изготовленный из титанового сплава.

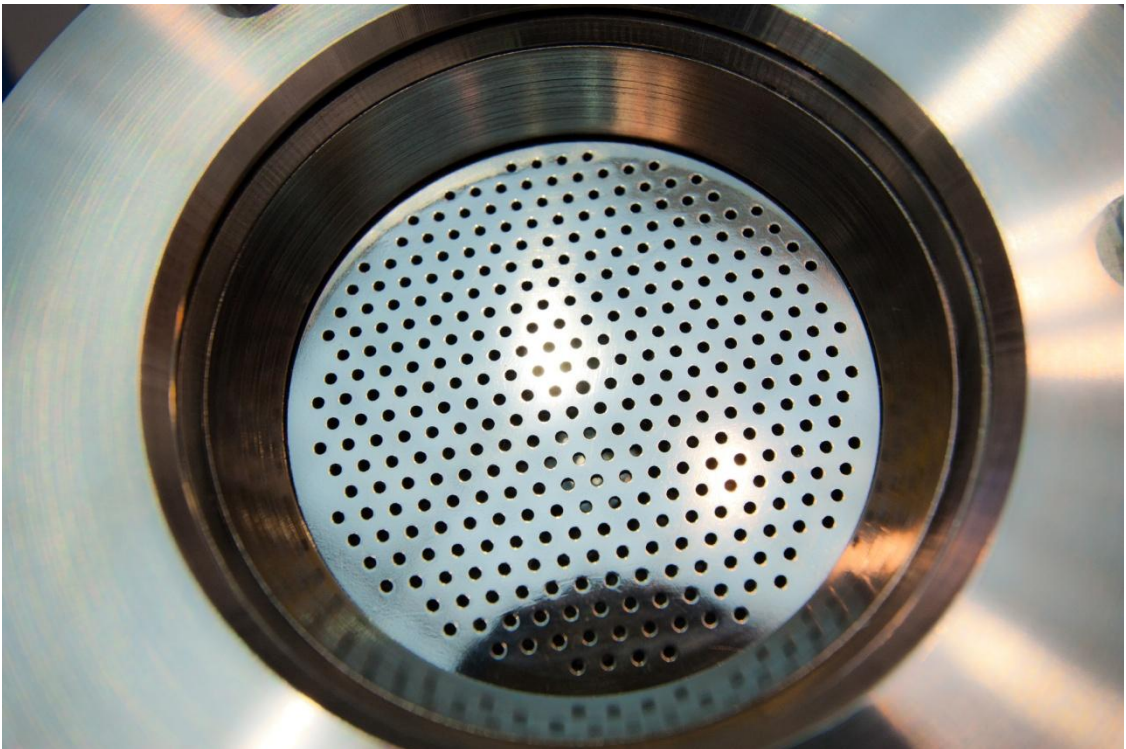


Рисунок 5.4.2. Вид на узел ИОС двигателя ВЧИД-8 со стороны УЭ

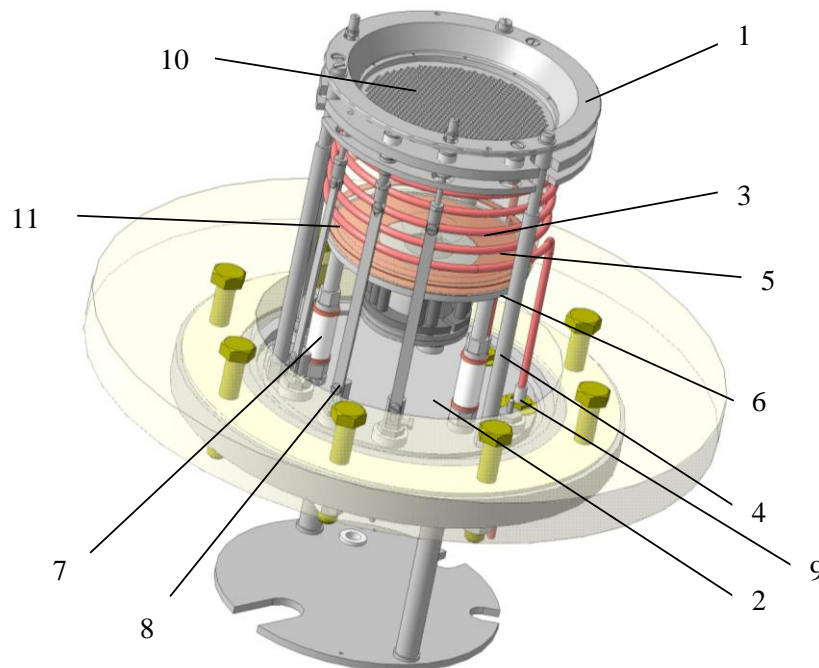
Стендовая отработка двигателя показала отсутствие пробоя в межэлектродном зазоре после выхода двигателя на номинальных режимах работы. Из этого следует заключение о правильности выбора допуска на межэлектродный зазор для дополнительных прогибов электродов.

5.4.2. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-10

Для отработки технологии и изучения процессов, проходящих в ГРК и ИОС, а также для изучения поведения альтернативных материалов стенок ГРК была разработана лабораторная модель ВЧИД-10 [20, 21, 22] с диаметром ионного пучка 100 мм, позволяющая оперативно заменять разрядные камеры и электроды, изготовленные из различных материалов.

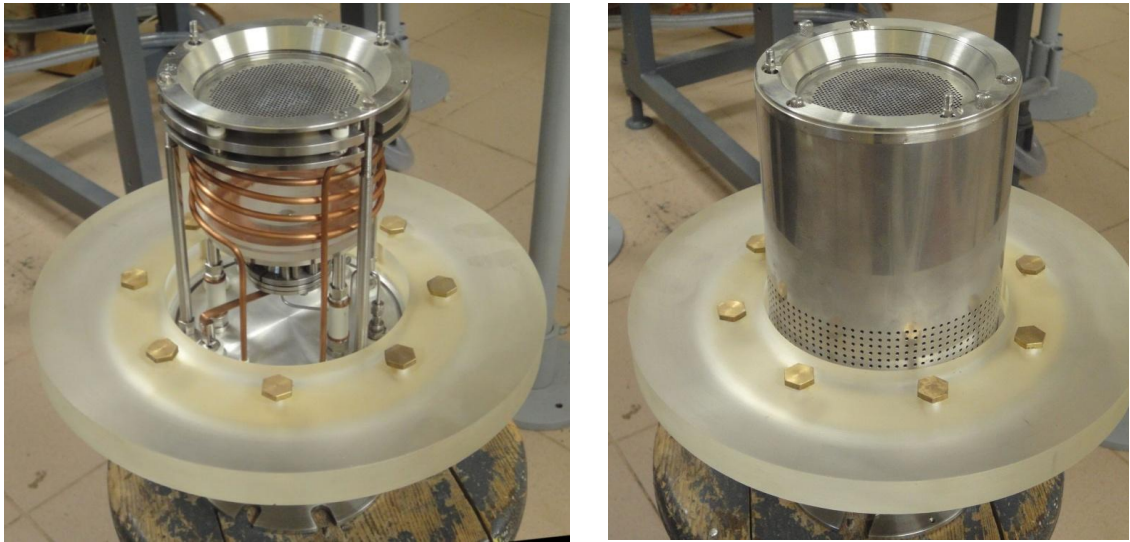
В конструкцию узла ИОС были заложены плоские электроды. Установка электродов на фланец электрододержателя соответствует упругому закреплению. Материал опорных фланцев (рис. 5.4.6) обладает большим КЛТР чем электроды, что позволяет компенсировать дополнительные прогибы электродов при выходе источника на рабочий режим.

Конструкционная схема лабораторной модели ВЧИД-10 представлена на рисунке 5.4.3, а фотография лабораторной модели на рисунке 5.4.4.



1 – ИОС; 2 – фланец; 3 – узел ГРК; 4 – шпилька; 5 – индуктор; 6 – опора (внешний электрод);
7 – изолятор электрода; 8 – шина; 9 – изолятор индуктора; 10 – УЭ; 11 – кольцо

Рисунок 5.4.3. Общий вид лабораторной модели ВЧИД-10

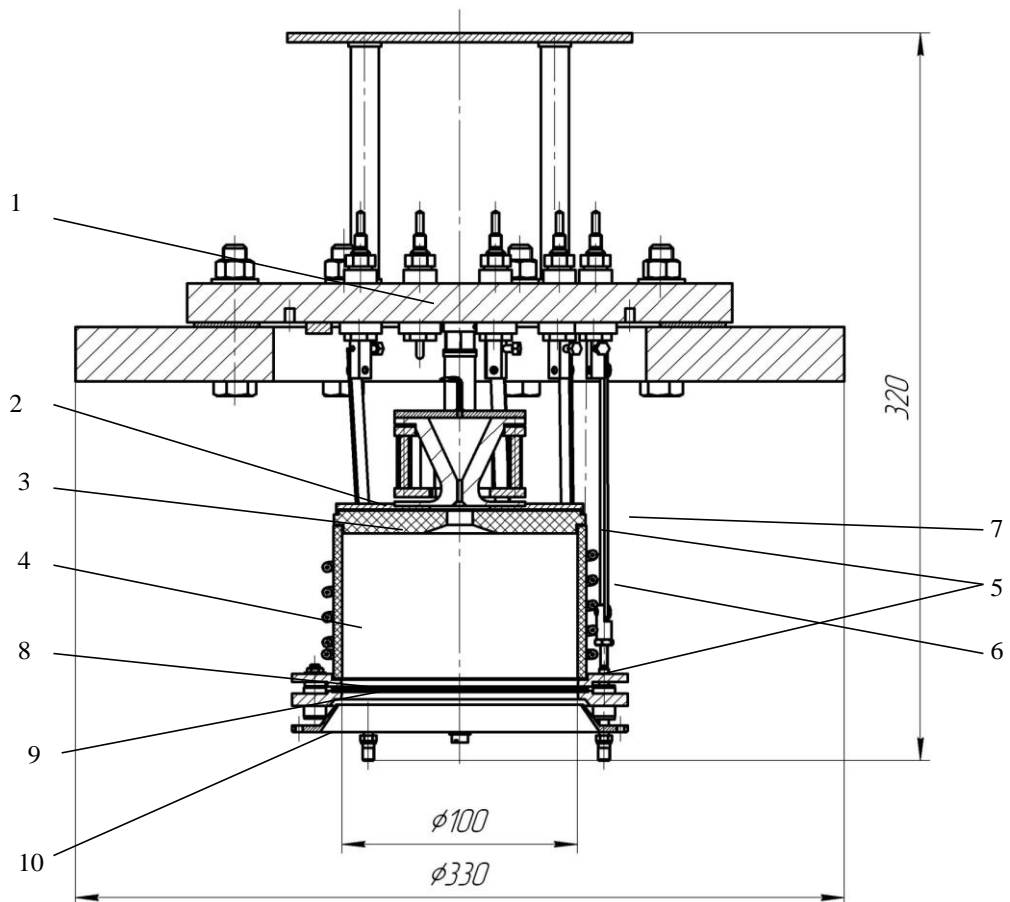


а) без защитного кожуха

б) с защитным кожухом

Рисунок 5.4.4. Фото ВЧИД-10

Разрез лабораторной модели ВЧИД-10 представлен на рисунке 5.4.5.



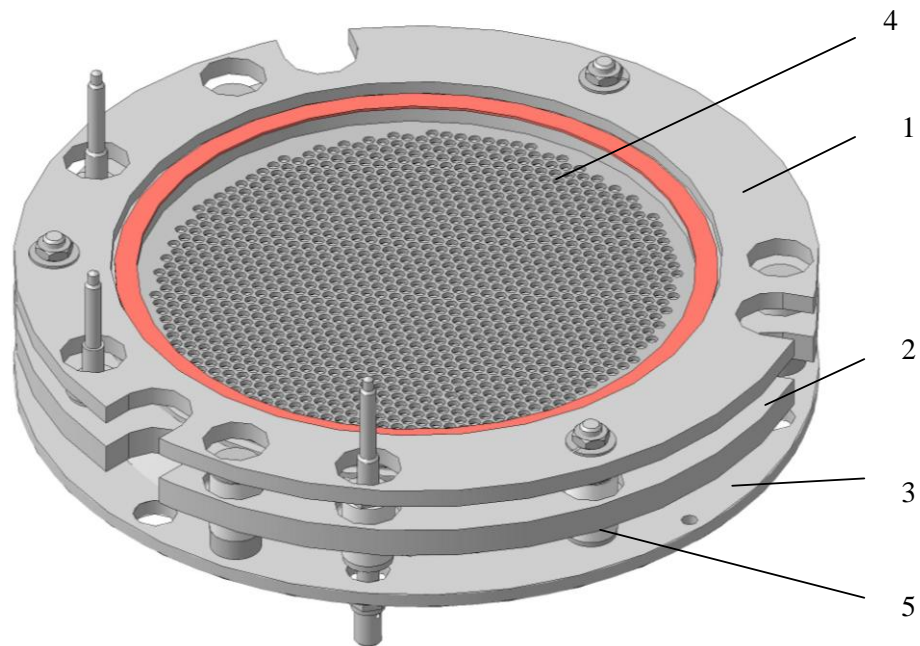
1 - фланец; 2 - опора (внешний электрод); 3 – крышка ГРК; 4 - цилиндр ГРК; 5 – кольцо;
6 - индуктор; 7 - шина; 8 - ЭЭ; 9 - УЭ; 10 - силовой фланец 3 (ЗЭ)

Рисунок 5.4.5. Разрез лабораторной модели ВЧИД-10

В узле ИОС ВЧИД-10 между опорными фланцами электродов нет изоляторных колец. Также функцию ЗЭ выполняет опорный фланец (поз. 3 рис. 5.4.6), а межэлектродный промежуток устанавливается с помощью набора юстировочных шайб.

Все опорные и токоподводящие металлические детали в лабораторной модели ВЧИД-10, устанавливаемые непосредственно внутрь вакуумной камеры, выполнены из нержавеющей стали.

Узел ИОС изображен на рисунке 5.4.6.



1 – опорный фланец ЭЭ; 2 – опорный фланец УЭ; 3 – опорный фланец ЗЭ;
4 – ЭЭ; 5 – стяжной узел

Рисунок 5.4.6. Ионно-оптическая система

5.4.3. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-16

Разработана конструкторская документация на лабораторную модель ВЧИД-16 [20, 43] мощностью до 2.5 кВт с базовым диаметром ионного пучка 160 мм. При проектировании конструкции соблюдены повышенные требования по надежности и технологичности узлов двигателя.

В разработанной конструкторской документации лабораторной модели ВЧИД-16 предусмотрено несколько возможных вариантов компоновки ключевых узлов двигателя: конструкция узла ИОС позволяет установить детали электродов, выполненных из различных

материалов (титановый и титан-ниобиевый сплавы, молибденовый сплав, УУКМ) с учетом выбора направления перфорации пластин электродов.

В разработанную конструкцию включены новые элементы и узлы, повышающие устойчивость и прочность узлов и деталей двигателя, что позволит уже на лабораторной модели двигателя провести оценочные модельные расчеты вибрационных и температурных нагрузок для перспективного летного образца.

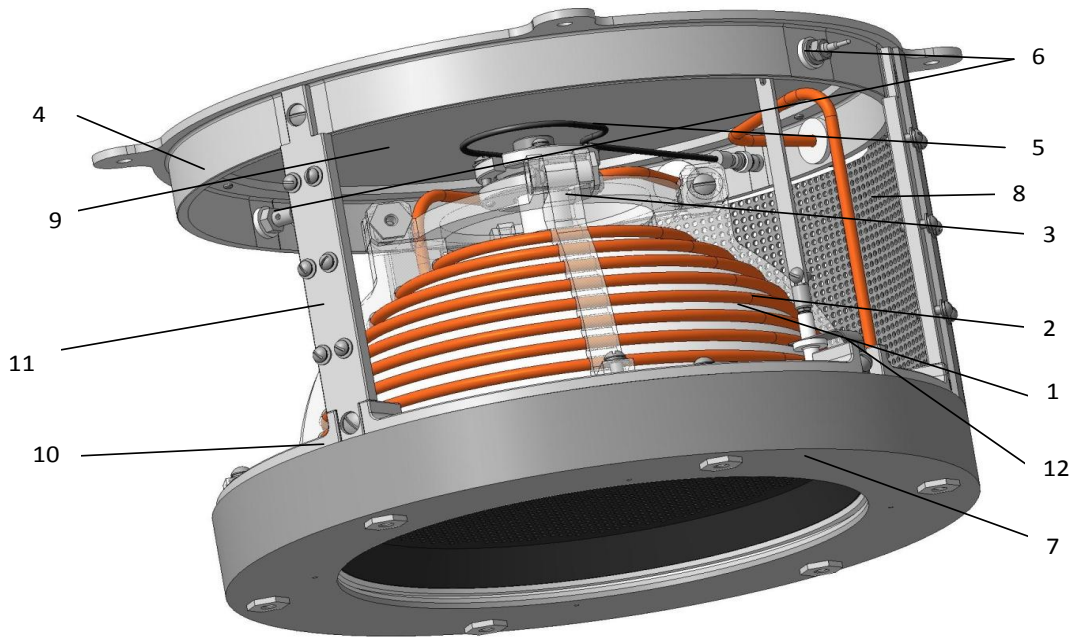
При проектировании особое внимание уделялось тщательному расчету допусков на стадии разработки эскизной документации с последующей оптимизацией конструкции основных элементов. Особое внимание уделялось проектированию узла ИОС и обеспечению устанавливаемым электродам максимальной свободы в радиальном направлении, что соответствует способу закрепления - упругое закрепление. При проведении моделирования были получены близкие значения дополнительного прогиба при сравнении с вариантом свободного закрепления.

Лабораторная модель ВЧИД-16, представленная на рисунках 5.4.7, 5.4.8, 5.4.9, 5.4.13, состоит из трех основных узлов: ГРК, ИОС и крепления двигателя. Сборка двигателя производится поэтапно с установкой сборочных единиц и деталей, не входящих в узлы, и регулированием усилий затяжек компоновочных элементов согласно приложенной конструкторской документации.

Разрез двигателя с габаритными размерами, представленный на рисунке 5.4.8, выполнен по токоподводам электродов и их прижимам. Прижимы токоподводов рассчитаны на обеспечение необходимой плотности контакта стержней с поверхностями электродов для лабораторной модели, как перспективного летного образца, при вибрационном нагружении конструкции и при последующем запуске двигателя. Соединение крепежного фланца с опорным фланцем осуществляется по диаметру тремя стойками, установленными в пазы на опорном фланце и на фрезеровки боковых поверхностей крепежного фланца.

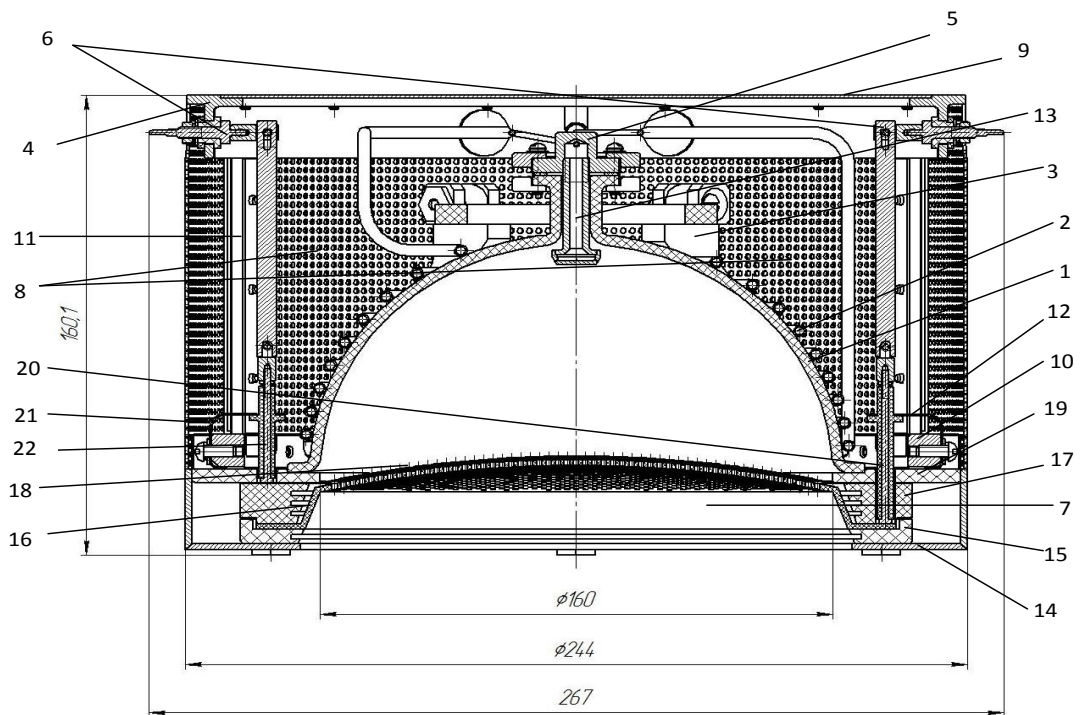
Конструкторская документация на ВЧИД-16, разработанная автором по ОКР «ЭРДНП», передана для внедрения в ОКБ «Факел».

Чертеж общего вида лабораторной модели ВЧИД-16 представлен на рисунке 5.4.7.



1 – корпус; 2 – индуктор; 3 – узел крепления индуктора; 4 – крепежный фланец; 5 – газоввод;
6 – узел клеммы; 7 – узел ИОС; 8 – сетка 3 (составной боковой перфорированный кожух);
9 – пластина; 10 – опорный фланец; 11 – стойка; 12 – прижим изолятора токоподвода
ускоряющего электрода

Рисунок 5.4.7. Общий вид лабораторной модели ВЧИД-16



1 – корпус ГРК; 2 – индуктор; 3 – узел крепления индуктора; 4 – крепёжный фланец;
5 – газоввод; 6 – узел клеммы; 7 – узел ИОС; 8 – сетка 3 (составной боковой перфорированный
кожух); 9 – пластина; 10 – опорный фланец; 11 – стойка; 12 – прижим изолятора токоподвода
УЭ; 13 – газораспределитель; 14 – ЗЭ; 15 – опорный изолятор; 16 – УЭ; 17 – промежуточный

изолятор; 18 – ЭЭ; 19 – силовой фланец; 20 – изолятор токоподвода УЭ; 21 – прижим изолятора токоподвода ЭЭ; 22 – изолятор токоподвода ЭЭ

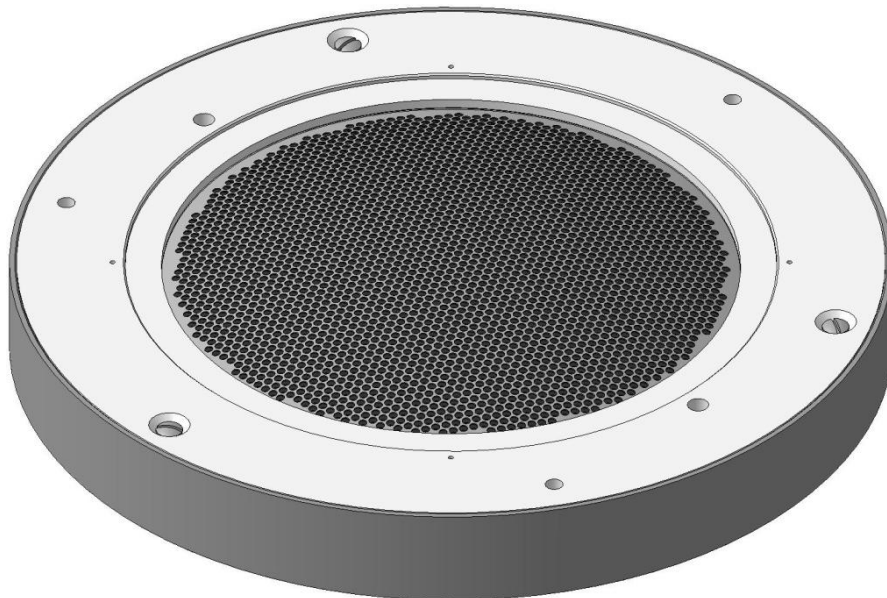
Рисунок 5.4.8. Разрез лабораторной модели ВЧИД-16

На рисунке 5.4.9 представлена изготовленная модель двигателя ВЧИД-16.



Рисунок 5.4.9. Изготовленная модель двигателя ВЧИД-16

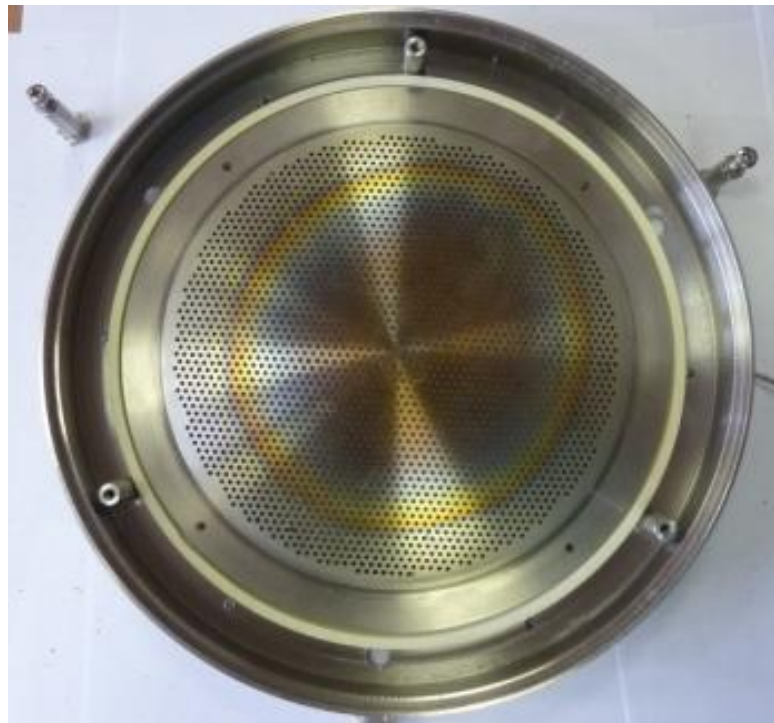
Узел ИОС представлен на рисунке 5.4.10.



а) Модель узла ИОС



б) Фотография узла ИОС



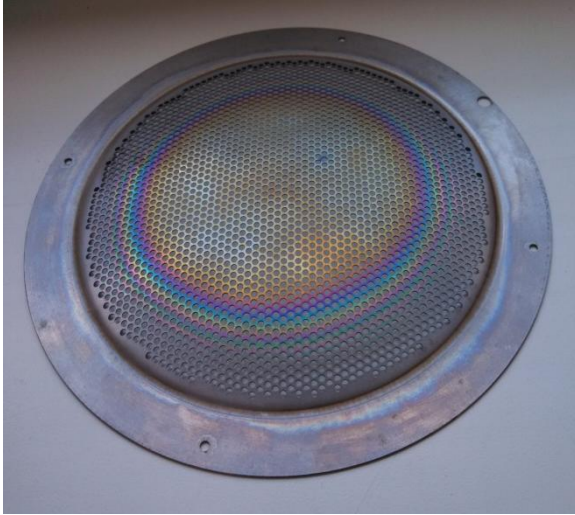
в) Узел ИОС со снятым силовым фланцем

Рисунок 5.4.10. Узел ионно-оптической системы

Узел ИОС состоит из нескольких деталей: ЭЭ, УЭ, ЗЭ, силовой фланец, промежуточный изолятор, опорный изолятор, втулки, штифты. Эмиссионный электрод (рис. 5.4.11) имеет шесть

вариантов исполнения из разных материалов (титановый и титан-ниобиевый сплавы, молибденовый сплав, УУКМ) с разными направлениями осей отверстий перфорации (вдоль вертикальной оси, по нормали к поверхности). УЭ (рис. 5.4.12) имеет четыре варианта исполнения из молибденового сплава и УУКМ с направлениями осей отверстий перфорации вдоль вертикальной оси и по нормали к поверхности.

На рисунке 5.4.11 изображены ЭЭ, изготовленные из титанового сплава ВТ1-0 и УУКМ.



а) ЭЭ, изготовленный из ВТ1-0



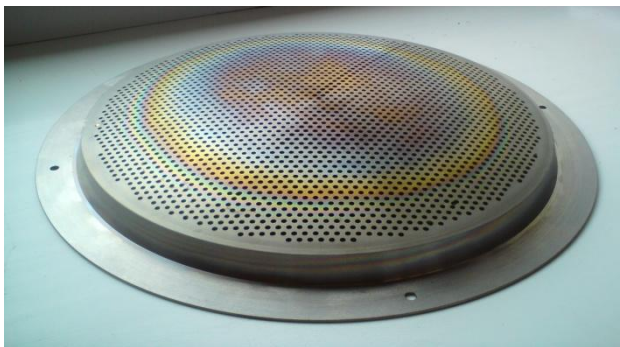
б) ЭЭ, изготовленный из УУКМ

Рисунок 5.4.11. Эмиссионный электрод

В конструкциях узла ИОС предусмотрены два отверстия для изоляторов токоподводов к ЭЭ и УЭ. Токоподводы, установленные в эти отверстия, фиксируются специальными прижимными пластинами.

При сборке узла ИОС, детали устанавливаются на четыре штифта, которые обеспечивают точное центрирование конструкции и соосность перфорационных отверстий сеток ЭЭ и УЭ.

На рисунке 5.4.12 изображены УЭ, изготовленные из титанового сплава ВТ1-0 и УУКМ.



а) УЭ, изготовленный из ВТ1-0



б) УЭ, изготовленный из УУКМ

Рисунок 5.4.12. Ускоряющий электрод

Опорный изолятор под УЭ узла ИОС устанавливается на пластину ЗЭ. Производится установка четырех штифтов узла ИОС в четыре отверстия опорного изолятора. Далее происходит поэтапная установка УЭ, промежуточного изолятора, ЭЭ и силового фланца. Стягивается ИОС тремя винтами М4, установленными в три втулки по силовому фланцу ИОС и ЗЭ ИОС.

Сборка всей конструкции двигателя осуществляется поэтапно стяжкой узла ИОС с узлом крепления индуктора тремя винтами М4 и последующей установкой трех стоек (см. выше). Такая конструкция обеспечивает тип установки электродов – упругое закрепление.

На рисунке 5.4.13 представлена фотография работающего двигателя ВЧИД-16

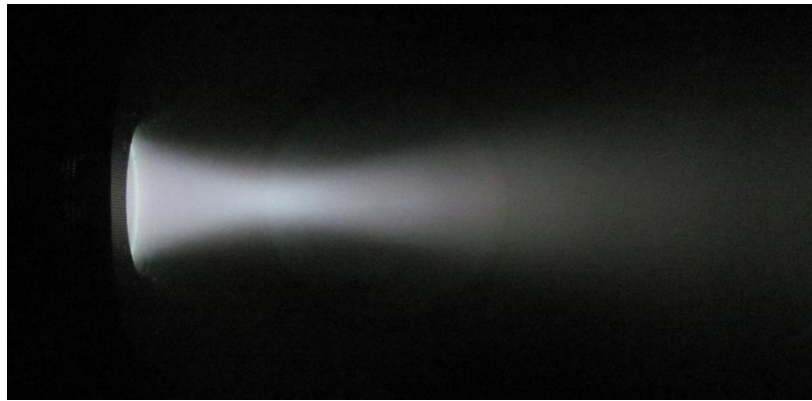
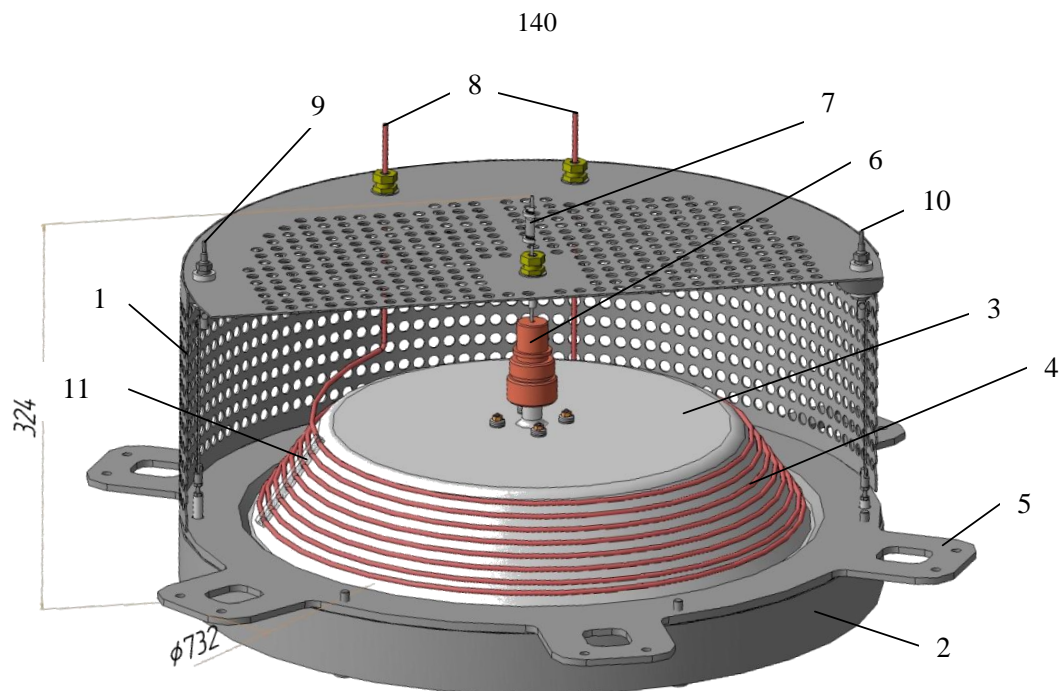


Рисунок 5.4.13. ВЧИД-16

5.4.4. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-45

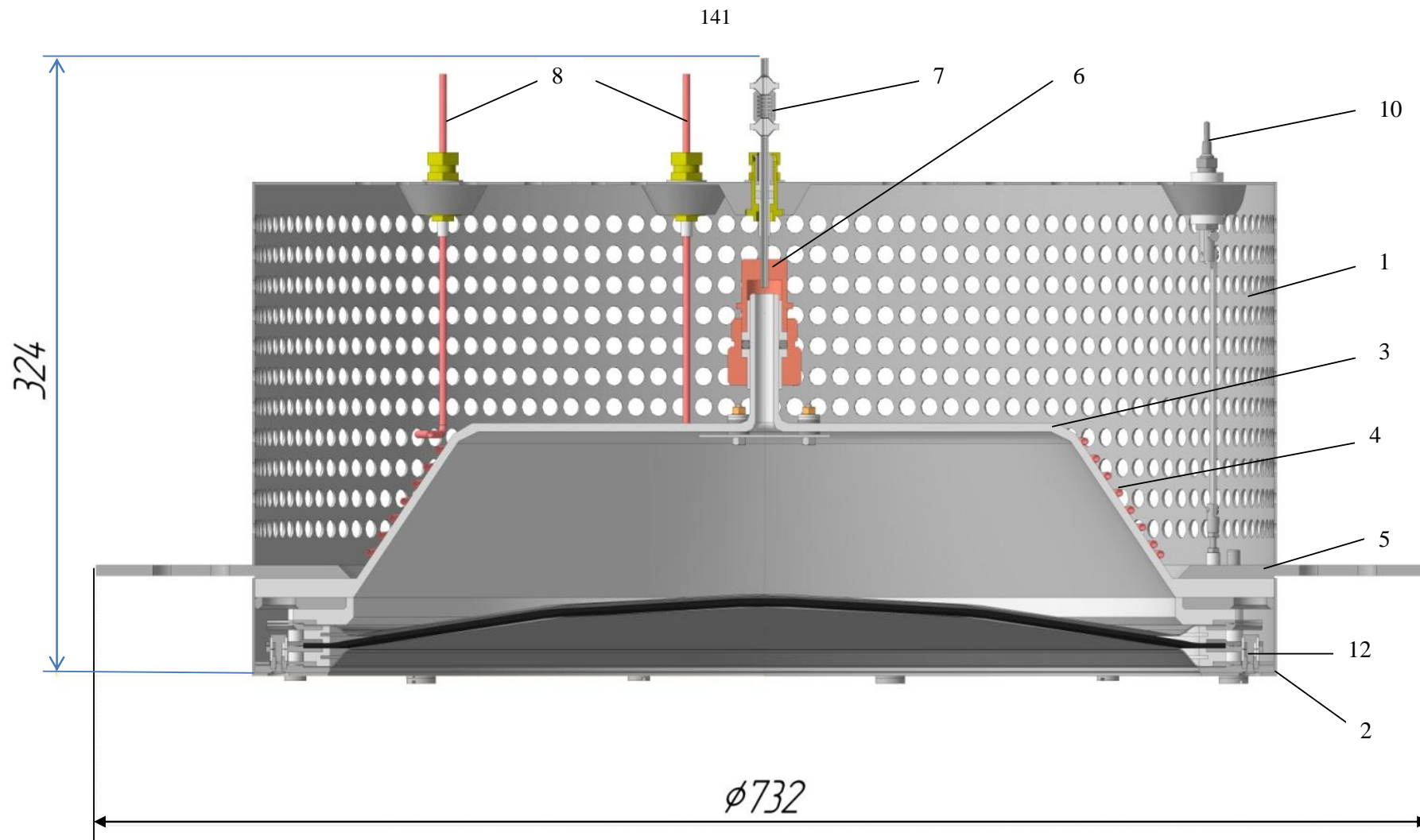
Разработка конструкции двигателя ВЧИД-45 производилась по ОКР «Двигатель ТЭМ» [21, 42]. Принципы силовой схемы и конструкция модели разработаны с учетом новых технических и эксплуатационных требований к составным частям элементов и узлов конструкции. Разработаны и будут исследоваться варианты узла ИОС на основе двух и трех перфорированных электродов, а также материалы и технология изготовления электродов и корпуса ГРК. Разработанная модель обладает технической простотой сборки и замены разных узлов конструкции, а также малыми весовыми показателями и эффективным отношением общего радиуса к радиальному размеру узлов крепления, порядка 12–20 % в зависимости от общего размера двигателя.

ВЧИД-45 состоит из трех основных узлов: ГРК, ИОС и кожуха. Сборка узлов осуществляется шестью стяжными болтами, установленными в защитные керамические кожухи. Чертеж общего вида ВЧИД на примере модуля размерности 35 кВт – ВЧИД-45 с габаритными размерами представлен на рисунке 5.4.14, а на рисунке 5.4.15 представлен трехмерный разрез двигателя.



1 - кожух; 2 – корпус ИОС; 3 – корпус ГРК; 4 – индуктор; 5 – опорный фланец;
 6 – газораспределитель; 7 - узел подачи ксенона; 8 – ВЧ токоподводы индуктора;
 9 – к лемма токоподвода эмиссионного электрода; 10 - клемма токоподвода
 ускоряющего электрода; 11 – держатель индуктора

Рисунок 5.4.14. Общий вид ВЧИД-45



1 - кожух; 2 – корпус ИОС; 3 – корпус ГРК; 4 – индуктор; 5 – опорный фланец; 6 – газораспределитель; 7 – узел подачи ксенона;
 8 – ВЧ токоподводы индуктора; 10 – клемма токоподвода ускоряющего электрода; 12 – стяжной узел ИОС

Рисунок 5.4.15. Разрез ВЧИД-45

Особенностью этой модели является смещение мест крепления на раму двигательного модуля ЭРДУ и опорный фланец (поз. 5 рис. 5.4.15). Это увеличивает запас прочности двигателя к вибрационным нагрузкам.

Представленный на рисунке 5.56 разрез выполнен по двум кронштейнам опорного фланца (поз. 5 рис. 5.4.14, поз. 5 рис. 5.4.15). В плоскости разреза расположены стяжные узлы ИОС (поз.12 рис.5.4.15), которые поэтапно закрепляют в сборке фиксаторы электродов и стабилизируют конструкцию в поперечных направлениях.

На шести кронштейнах опорного фланца расположено по два отверстия под крепежные болты. Установка ВЧИД-45 на раму двигательного модуля ЭРДУ производится двенадцатью болтами М8.

Опорный фланец с габаритными и установочными размерами изображен на рисунке 5.4.16.

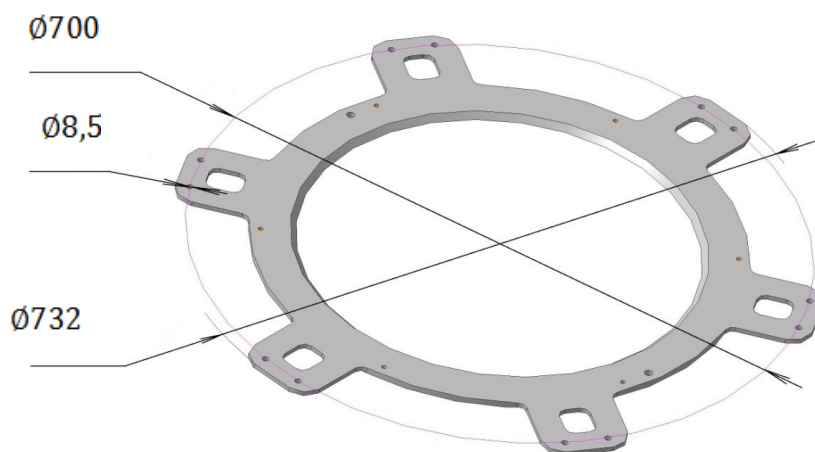
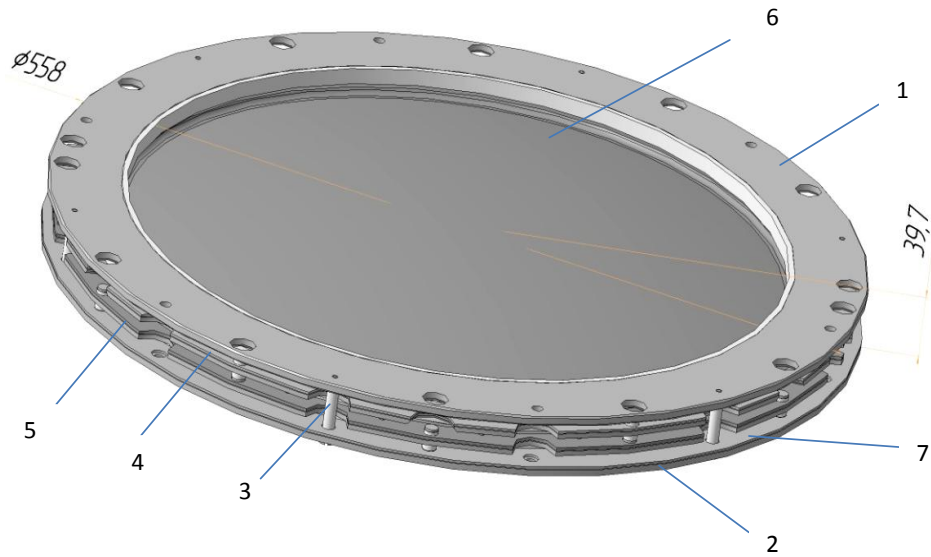


Рисунок 5.4.16. Опорный фланец ЭРДБ

Узел ИОС, представленный на рисунке 5.4.17, состоит из ряда сборочных единиц и деталей: верхний фланец (поз. 1 рис. 5.4.17), фиксатор ЭЭ (поз. 4 рис. 5.4.17), фиксатор УЭ (поз. 5 рис. 5.4.17), фиксатор ЗЭ (поз. 7 рис. 5.4.17), кольцевые изоляторы, стяжные узлы ИОС, нижний фланец (поз. 2 рис. 5.4.17), стяжные болты (поз. 3 рис. 5.4.17).



1 – верхний фланец ИОС; 2 – нижний фланец ИОС; 3 – стяжной болт; 4 – фиксатор ЭЭ; 5 – фиксатор УЭ; 6 – эмиссионный электрод; 7 – фиксатор ЗЭ

Рисунок 5.4.17. Ионно-оптическая система

Сборка ИОС начинается со сборки фиксаторов электродов.

Фиксаторы электродов являются сборочными единицами и состоят из опорного и прижимного фланцев с установленным соответствующим электродом. Сборка узла начинается с установки электродов в проточки опорных фланцев. Прижимной фланец притягивается к опорному, фиксируя электрод, двенадцатью винтами. Опорный фланец фиксатора замедляющего электрода является нижним фланцем ИОС (поз. 2 рис. 5.4.14, 5.4.15).

Электроды являются перфорированными пластинами, выполненными в виде сегментов сферы (отверстия расположены гексагонально) (рис. 5.4.18). Материал ускоряющего электрода – карбоновый композит. ЭЭ и ЗЭ – металлические. Материал (молибденовые и титановые сплавы) будет выбран после наземной экспериментальной отработки и уточнения результатов расчетов.

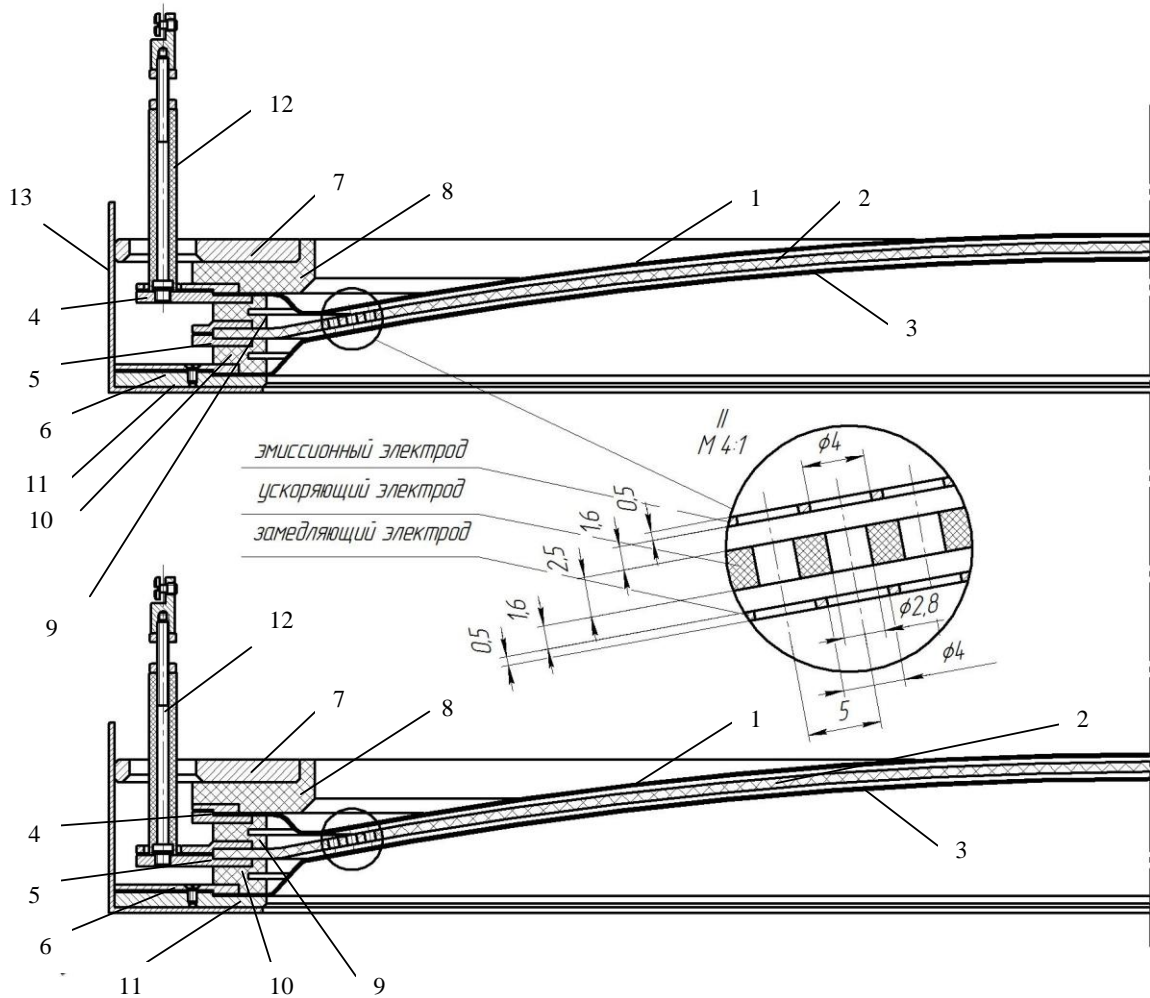
С целью повышения жесткости электроды имеют выпуклую форму. Выпуклость обращена в сторону ГРК, потому что при нагреве горячий ЭЭ будет выгибаться сильнее, чем УЭ, и зазор между ними увеличится, что гарантированно обеспечит отсутствие касания электродов и, соответственно, исключит возможность короткого замыкания.

Между фиксаторами устанавливаются специальные керамические кольцевые изоляторы. Так же керамический кольцевой изолятор устанавливается на прижимной фланец фиксатора ЭЭ. Сами фиксаторы поочередно закрепляются и стягиваются в общей сборке стяжными изоляторами ИОС (поз. 12 рис. 5.4.14).

На керамический кольцевой изолятор, установленный на прижимной фланец фиксатора ЭЭ, устанавливается верхний фланец ИОС. Он стягивается стяжными болтами (поз. 3 рис. 5.4.17), защищенными керамическими изоляторами от возможного пробоя с фланцев фиксаторов ЭЭ и УЭ, с нижним фланцем ИОС (поз. 2 рис. 5.4.14, 5.4.15).

В специально предусмотренных в конструкции местах к фиксаторам ЭЭ и УЭ присоединяются элементы узлов токоподводов. Разрезы ИОС с креплением токоподводов показаны на рисунке 5.4.18.

Для представленной модели двигателя КН устанавливаются на ЭРДУ в центральной части электроракетного двигательного модуля (ЭРДМ), поэтому на предоставленных трехмерных видах они не присутствуют.



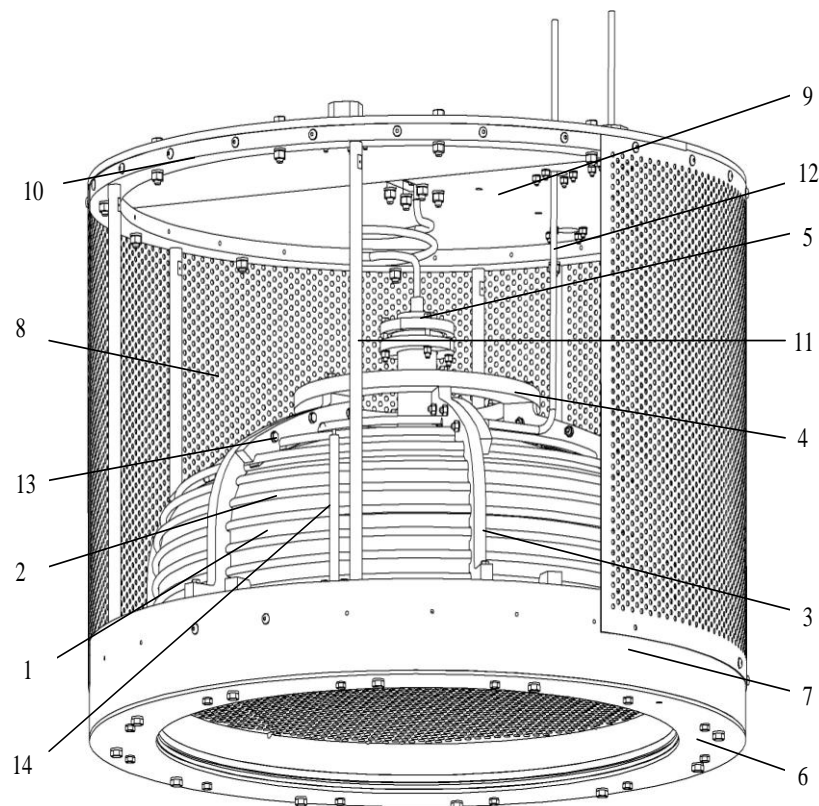
1 - ЭЭ; 2 - УЭ; 3 - ЗЭ; 4 - фиксатор ЭЭ; 5 - фиксатор УЭ; 6 - фиксатор ЗЭ; 7 - верхний фланец ИОС; 8, 9, 10 - кольцевые изоляторы; 11 - нижний фланец ИОС; 12 - токоподвод; 13 - корпус ИОС

Рисунок 5.4.18. Разрезы ИОС по токоподводам электродов

5.4.5. Высокочастотный ионный двигатель ВЧИД-45М

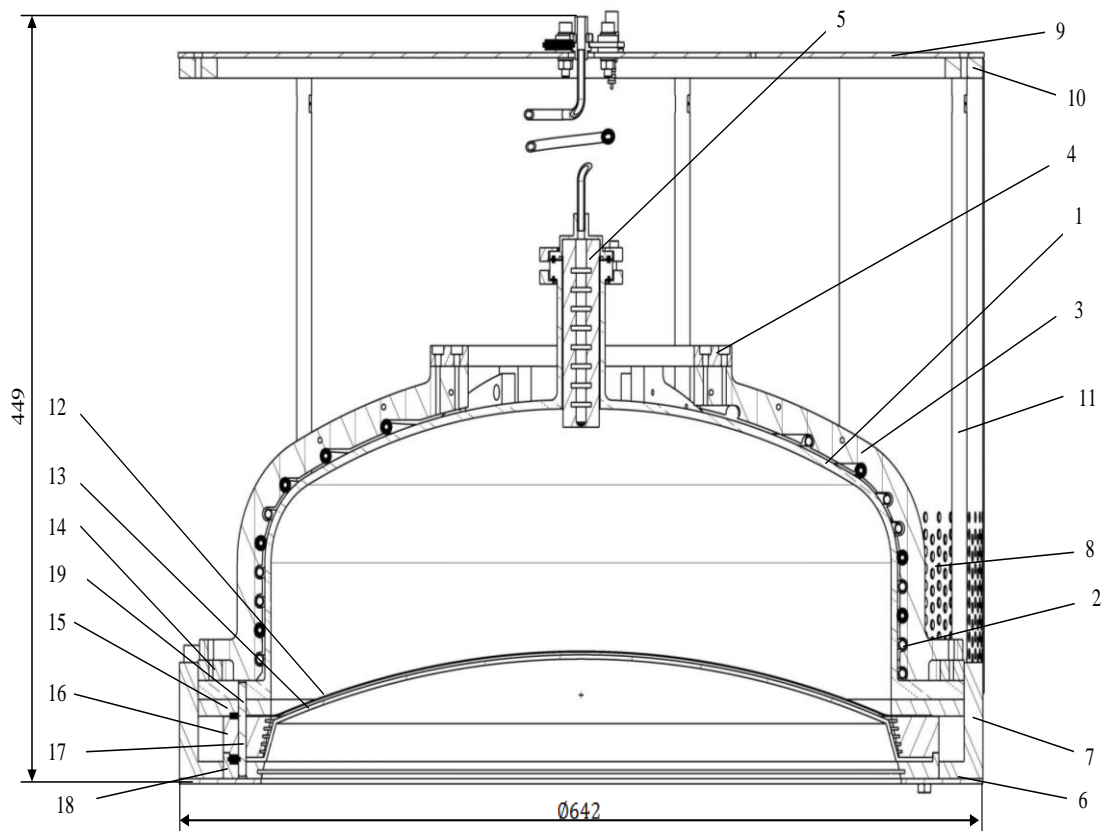
ВЧИД-45М [19, 20, 22, 42, 43] состоит из трех основных узлов: ГРК, ИОС и кожуха. Сборка узлов осуществляется шестью стяжными болтами. Чертеж общего вида ВЧИД-45М представлен на рисунке 5.4.19, а на рисунке 5.4.20 представлен разрез двигателя с габаритными размерами.

В этой конструкции, как и для ВЧИД-16, система силового, промежуточного и опорного силовых изоляторов позволила выполнить смоделированную систему закрепления электродов. Эта система соответствует упругому закреплению, что обеспечивается конструктивной особенностью изоляторов и сборкой узла (описано ниже).



1 – корпус ГРК; 2 – индуктор; 3 – поперечный фиксатор индуктора; 4 – стяжной фланец (направляющее кольцо 4); 5 – узел подачи ксенона – газораспределитель (газоввод); 6 – фланец замедляющего электрода (направляющее кольцо 2); 7 – корпусной фланец (направляющее кольцо 1); 8 – составной боковой перфорированный кожух (стенка); 9 – составная крышка (фланец 1 и фланец 2); 10 – опорный фланец (направляющее кольцо 7); 11 – стойка (направляющая 4); 12 – ВЧ токоподводы индуктора; 13 – замки фиксаторов индуктора (гребенки); 14 – узел токоподвода электрода

Рисунок 5.4.19. Общий вид ВЧИД-45М



1 – корпус ГРК; 2 – индуктор; 3 – поперечный фиксатор индуктора; 4 – стяжной фланец;
 5 – узел подачи ксенона – газораспределитель; 6 – фланец замедляющего электрода;
 7 – корпусной фланец; 8 – составной боковой перфорированный кожух; 9 – составная крышка;
 10 – опорный фланец; 11 – стойки; 12 – ЭЭ; 13 – УЭ; 14 – опорный фланец ГРК; 15 – силовой фланец ИОС; 16 – промежуточный кольцевой изолятор; 17 – штифт; 18 – опорный кольцевой изолятор ускоряющего электрода; 19 - штифт

Рисунок 5.4.20. Разрез ВЧИД-45М

Представленный на рисунке 5.4.20 разрез выполнен по штифту (поз. 19 рис. 5.4.20, поз. 4 рис. 5.4.21) и утолщенной части корпусного фланца (поз. 7 рис. 5.4.19, поз. 7 рис. 5.4.20). В плоскости разреза расположен один из трех установочных штифтов, которые позволяют обеспечить высокую точность сборки ИОС для обеспечения соосности отверстий перфорации сеток электродов и стабилизации конструкции в поперечных направлениях.

Узел кожуха, представленный на рисунках 5.4.19 и 5.4.20, состоит из нескольких основных элементов и составных узлов: составной боковой перфорированный кожух (поз. 8 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20), составная крышка (поз. 9 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20), опорный фланец (поз. 10 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20), стойки (поз. 11 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20). Составная крышка крепится на опорном фланце винтами. Соединение опорного фланца с корпусным фланцем осуществляется по диаметру шестью стойками. Составной боковой перфорированный кожух закрепляется на торцах опорного и корпусного фланцев винтами.

Перфорация составного бокового кожуха сделана для более интенсивного отвода от индуктора излучаемого им тепла. На составной крышке предусмотрены площадки для установки изолированных узлов системы узла подачи ксенона - газораспределителя (поз. 5 рис.5.4.19, рис. 5.4.20), ВЧ токоподводов индуктора (поз. 12 рис. 5.4.19) и узлы токоподводов электродов (поз. 14 рис. 5.4.19).

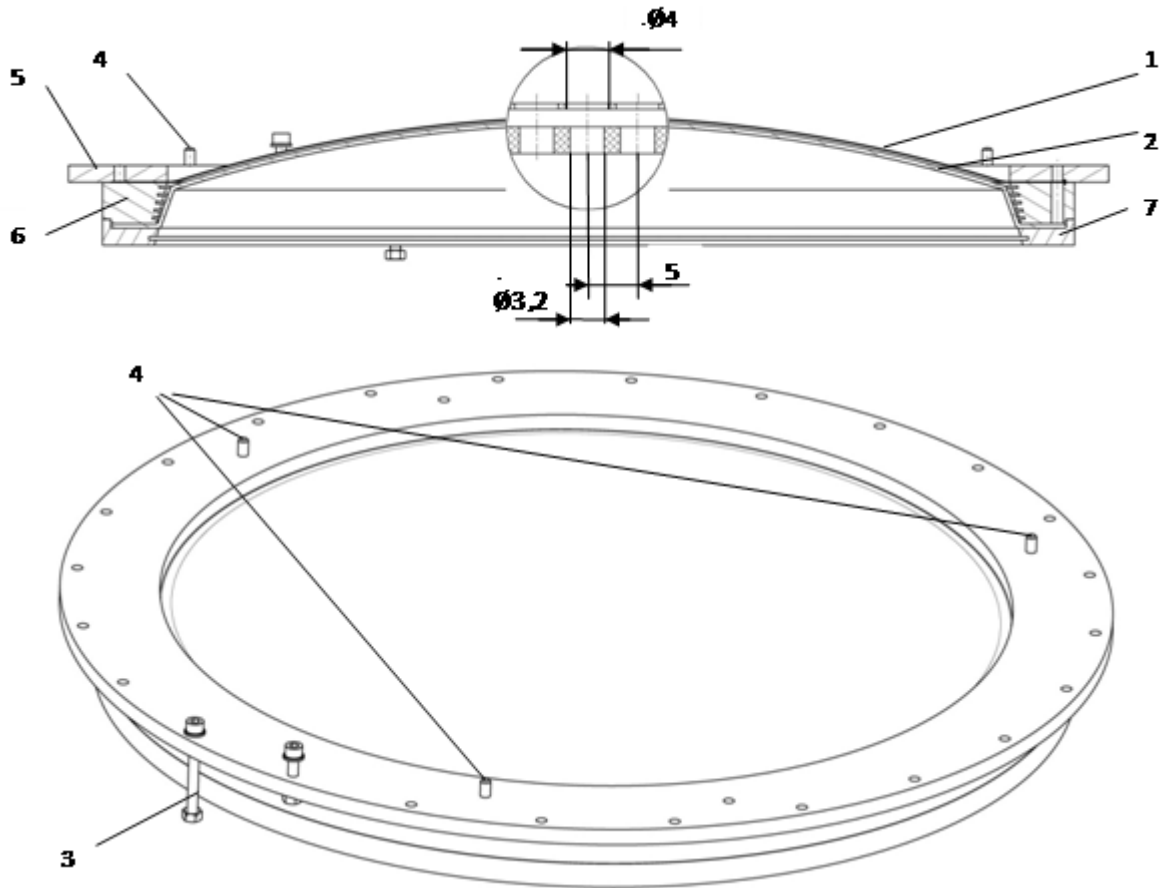
Установка ВЧИД-45М на раму двигательного модуля ЭРДУ производится шестью болтами М6 по опорному фланцу (рис. 6.13). Это решение обладает меньшим запасом прочности по сравнению с креплением ВЧИД45, но позволяет уменьшить нагрев конструкции за счет обеспечения большей площади теплоотвода.

Узел ГРК состоит из нескольких основных элементов и составных узлов: индуктор (поз.2 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20), корпус ГРК (поз. 1 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20), поперечные фиксаторы индуктора (поз. 3 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20), замки фиксаторов индуктора (поз. 13 рис. 5.4.19), стяжной фланец (поз. 4 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20), опорный фланец ГРК (поз. 14 рис. 5.4.20), узел подачи ксенона – газораспределитель (поз. 5 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20), ВЧ токоподводы индуктора (поз. 12 рис. 5.4.19).

Корпус ГРК выполнен из тугоплавкого изоляционного материала с низкой диэлектрической проницаемостью. В настоящем ЭП предлагается использовать алюмооксидную керамику. Толщина стенки корпуса ГРК составляет 5 мм.

Индуктор выполнен из медной трубки, закрепленной на цилиндрической и эллипсоидной частях корпуса ГРК поперечными фиксаторами (поз. 3 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20) и их замками (поз. 13 рис. 5.4.19), собираемыми на опорном фланце ГРК (поз.14 рис.5.4.20) и стяжном фланце (поз. 4 рис. 5.4.19, рис. 5.4.20) в устойчивый к вибрационным нагрузкам каркас.

Узел ИОС, состоит из нескольких основных элементов и сборочных узлов: ЭЭ (поз. 12 рис. 5.4.20, поз. 1 рис. 5.4.21), УЭ (поз. 13 рис. 5.4.20, поз. 2 рис. 5.4.21), стяжные болты (поз. 3 рис.5.4.21), штифты (поз. 19 рис. 5.4.20, поз. 4 рис. 5.4.21), силовой фланец ИОС (поз. 15 рис.5.4.20, поз. 5 рис. 5.4.21), промежуточный кольцевой изолятор (поз. 16 рис. 5.4.20, поз. 6 рис.5.4.21), опорный кольцевой изолятор УЭ (поз. 18 рис. 5.4.20, поз. 7 рис. 5.4.21). Основные элементы узла ИОС представлены на рисунке 5.4.21.



1 – ЭЭ; 2 – УЭ; 3 – стяжной болт; 4 – штифт; 5 – силовой фланец ИОС; 6 – промежуточный кольцевой изолятор; 7 – опорный кольцевой изолятор для УЭ.

Рисунок 5.4.21. Узел ионно-оптической системы

Сборка ИОС осуществляется стяжкой двенадцати болтов фланца ЗЭ (поз. 6 рис. 5.4.19, поз. 6 рис. 5.4.20) и силового фланца ИОС по трем штифтам, которые обеспечивают точное центрирование ЭЭ и УЭ, промежуточного и опорного кольцевых изоляторов, силового фланца ИОС и газоразрядной камеры с обеспечением соосности перфорационных отверстий сеток электродов.

Электроды являются перфорированными профилированными пластинами с гексагональным расположением отверстий (рис. 5.4.21). Материал УЭ – УУКМ (рис.5.4.22), а материал ЭЭ – титановый или молибденовый сплавы.



Рисунок 5.4.22. УЭ, изготовленный из УУКМ

Так же как и для других конструкций с целью повышения жесткости электроды изготовлены выпуклой формы, в сторону ГРК, потому что при нагреве горячий ЭЭ будет выгибаться сильнее, чем УЭ, и зазор между ними увеличится, что гарантированно обеспечит отсутствие высоковольтного пробоя.

Между электродами устанавливается специальный кольцевой изолятор. Так же кольцевой изолятор устанавливается под УЭ. Их фиксация осуществляется в общей сборке тремя штифтами. Под опорный кольцевой изолятор УЭ устанавливаются поочередно корпусной фланец ИОС (поз. 7 рис. 5.4.19, поз. 7 рис. 5.4.20) и фланец ЗЭ (поз. 6 рис. 5.4.19, поз. 6 рис. 5.4.20) с последующей стяжкой ионной оптики болтовым соединением.

В специально предусмотренных в конструкции местах к эмиссионному и ускоряющему электродам прижимаются элементы узлов токоподводов.

Так же как для ВЧИД-45 КН устанавливаются на ЭРДУ в центральной части ЭРДМ, поэтому на предоставленных трехмерных видах они не присутствуют.

Выводы к главе V

1. Проведено сравнение расчетных результатов, полученных по предложенной термомеханической модели, с результатами экспериментальных исследований:

1.1. Разница между результатами расчетов и экспериментальными данными измерений деформаций УЭ двигателя RIT-22 велика: дополнительный прогиб, рассчитанный по представленным в статье экспериментальным данным изменения радиуса кривизны УЭ, равен 0,24 мм; в то время как дополнительный прогиб, полученный при расчете, равен 0,0032 мм. Это несоответствие, прежде всего, обусловлено, недостаточной корректностью эксперимента, что отмечено самими авторами статьи [75].

1.2. Численное моделирование дополнительного прогиба электродов диаметром 300 мм произведено двумя методами: в ANSYS (для ЭЭ - 1,02 мм и для УЭ - 0,5 мм) и по разработанному алгоритму (для ЭЭ - 0,83 мм и для УЭ - 0,44 мм). Результаты численного моделирования не совпали с экспериментальными данными по измерению деформаций аналогичных электродов, полученными на кафедре 208 ФГБОУВПО «Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет)». Предположительно, это обусловлено технологией производства электродов.

1.3. Расхождение расчетных результатов, полученных по разработанному алгоритму, с экспериментальными данными измерений деформаций ЭЭ и УЭ диаметром 200 мм, полученными в НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», составило: для межэлектродного зазора от 3,7 % в центре электродов до 1,4 % к внешнему диаметру электродов; для центральной точки ЭЭ20 - 4,9% и УЭ20 – 2,4 %. Сравнение расчетных результатов и экспериментальных измерений, проведенных в НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», показали расхождение: по деформациям электродов около 15 % и по величине межэлектродного зазора в зоне сферических частей до 20%.

С учетом фактора возможных остаточных напряжений в электродах, изготовленных методом штамповки взрывом, следует признать сходимость хорошей.

2. На основании рекомендаций, предложенных в главе III:

2.1. Разработан ряд конструкций лабораторных моделей: ВЧИД-8, ВЧИД-10, ВЧИД-16, ВЧИД-45, ВЧИД-45М. Конструкторская документация ВЧИД-8 передана КБ «Химв Автоматики». Конструкторская документация ВЧИД-16 передана ФГУП ОКБ «Факел».

2.2. Проведенные исследования и лабораторная отработка показали работоспособность узлов ИОС и лабораторных моделей ВЧИД-8 и ВЧИД-16 в целом.

Заключение

Диссертация посвящена разработке механико-математической модели деформаций профилированных электродов ИД при тепловом нагружении, расчетному исследованию и выработке рекомендаций по рациональной форме электродов ИОС ИД различной размерности, разработке узлов ИОС ВЧИД различной мощности от 100 Вт до 30 кВт.

В результате исследований, проведенных в рамках поставленных задач, получены следующие результаты:

1. Разработана механико-математическая модель деформации электродов ИОС, основанная на использовании аппарата матричных краевых интегральных и интегро-дифференциальных уравнений и теории тонкостенных оболочек, описывающая устойчивость и нелинейный изгиб электродов ИОС с учетом начальной формы электродов. Электроды представлены в виде конструктивно-ортотропных элементов в виде сегментов сферы.
2. Разработаны методика и алгоритм решения системы уравнений, составляющих модель, основанные на методе конечных элементов. Для первого приближения итерационного процесса решения интегральных уравнений в аналитическом виде получено решение в виде алгебраического уравнения третьей степени в безразмерном виде, на основе которого предложен алгоритм расчетного определения деформирования электродов, позволяющий рассчитать рациональный технологический и дополнительный прогиб профилированных электродов ИОС.
3. Проведено расчетно-теоретическое исследование влияния неравномерного по радиусу нагрева электродов из материалов с различными физико-механическими свойствами на изменение величины прогиба профилированной части электродов ИОС и на плотность извлекаемого ионного тока из двигателя. Проанализированы зависимости деформаций электродов при различных температурных профилях.
4. Проведено численное моделирование теплового деформирования электродов ИОС в программно-вычислительном комплексе ANSYS. Рассмотрена корреляция величин деформирования электродов по разработанному алгоритму и по результатам численного моделирования в комплексе ANSYS.
5. Проведено сравнение результатов численного моделирования в комплексе ANSYS с результатами, полученными в расчетно-теоретическом исследовании. При использовании разработанного алгоритма расхождение результатов расчетов дополнительных прогибов с результатами численного моделирования в комплексе ANSYS не превысила 10 % при сокращении времени расчета с 2 часов, при расчете в ANSYS, до режима реального времени.

6. Составлены таблицы значений рекомендуемых начальных прогибов электродов для материалов с различными физико-механическими свойствами и размерного ряда: 160 мм и 500мм.
7. Проведен анализ по литературным данным независимых экспериментальных исследований тепловых деформаций электродов. Проведена верификация экспериментальных данных с результатами численного моделирования по механико-математической модели и разработанному алгоритму расчета дополнительного прогиба электрода. Получена высокая степень сходимости полученных при расчете величин с представленными экспериментальными данными, составившая более 90 %.
8. На основании расчетно-теоретического исследования разработаны рекомендации для проектирования электродов и узлов ИОС перспективных ИД мощностью от 2 кВт до 35 кВт, разрабатываемых в НИИ ПМЭ МАИ, ФГУП ОКБ «Факел» и КБ «Химв Автоматики».
9. С учетом выработанных рекомендаций разработаны конструкции ИОС ряда лабораторных моделей ВЧИД: ВЧИД-8 с плоскими электродами и ВЧИД-16 с профилированными электродами. Обе модели показали работоспособность на номинальных режимах, определенных предъявляемыми к ним техническими требованиями.

Список литературы:

1. Анализ многоразового лунного транспортного корабля, использующего ядерную энергетическую установку / Х.В. Лёб, А.И. Могулкин, В.А. Обухов, В.Г. Петухов // Электронный журнал «Труды МАИ». - 2013. - № 70.
2. Архипов А.С., Ким В.П., Сидоренко Е.К. Стационарные плазменные двигатели Морозова. – М.: Издательство МАИ, 2012. – 292 с.
3. Арцимович Л.А., Андронов И.М., Морозов А.И. Разработка стационарных плазменных двигателей (СПД) и их испытания на ИСЗ «Метеор»// Космические исследования, 1974. - Т. XII. - №3. - С. 451-468.
4. Афанасьев И. Ядерный космос России // Новости Космонавтики. – 2010.- №2.
5. Биргер И.А. Круглые пластинки и оболочки вращения. – М.: Оборонгиз, 1961. – 368 с.
6. Биргер И.А. Некоторые математические методы решения инженерных задач. – М.: Оборонгиз, 1956. – 150 с.
7. Болотин В.В., Григолюк Э.И. Устойчивость упругих и неупругих систем // Механика в СССР за 50 лет. Т. 3. Механика деформируемого твердого тела. – М.: Наука, ГРФМЛ, 1972. – С. 325-363.
8. Вольмир А.С. Гибкие пластинки и оболочки. – М.: Гостехиздат, 1956. – 419 с.
9. Воробкова Н.Л., Преображенский И.Н. Обзор исследований по устойчивости пластинок и оболочек, ослабленных отверстиями // Расчет пространственных конструкций. Сб. статей. – М.: 1973. - № 15. – С. 89-112.
10. Выбор конструкционных материалов для высокочастотных ионных двигателей / Е.А. Антипов, В.В. Балашов, А.И. Могулкин, А.И. Панков // Электронный журнал «Труды МАИ». - 2013. - № 65.
11. Гафаров А.А., Синицын А.А. ЭРД в космосе: транспортные операции // Новости космонавтики. – 2001. - № 8. – С. 46.
12. Герасименко М.Д. Hughes получил заказы еще на три спутника HS-702 // Новости космонавтики. – 1998. - №3.
13. Горшков О.А., Муравлев В.А., Шагайда А.А. Холловские и ионные плазменные двигатели для космических аппаратов. – М.: Машиностроение, 2008. – 280 с.
14. Григолюк Э.И., Фильштинский Л.А. Перфорированные пластины и оболочки. – М.: Наука, ГРФМЛ, 1970. – 556 с.
15. Гуров А.Ф., Севрук Д.Д., Сурнов Д.Н. Конструкция и проектирование двигательных установок: учебник для авиационных высших учебных заведений. – М.: Машиностроение, 1980. – 320 с.

16. Гуров А.Ф., Федоров В.А. Исследование устойчивости и изгиба электродов ионно-оптических систем // Труды третьей межвузовской конференции по исследованию и проектированию ЭРДУ средней мощности. – Харьков, ХАИ, 1975.
17. Ерофеев В.С., Жаринов А.В., Ляпин Е.А. Двухступенчатое ускорение ионов в слое с током Холла: плазменные ускорители. – М.: Машиностроение, 1973. - С. 68-71.
18. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир, 1975. – 541 с.
19. Исследование характеристик и оптимизация конструкции модели ХД для работы на режиме с мощностью до 4 – 5 кВт и удельным импульсом тяги не менее 4000 с. Разработка и исследование характеристик ВЧИД большой мощности, оптимизация конструкции основных узлов и системы электропитания ВЧ разряда / Отчет о НИР НИИ ПМЭ МАИ / Рук. Попов Г.А. – М., 2014. – 94 с. – Библиогр. С. 89-90. – Инв. № 4-14/14.
20. Исследования и разработка космических высокоимпульсных высокочастотных плазодинамических электроракетных ионных двигателей. Этап 4. Промежуточный / Отчет о НИР НИИ ПМЭ МАИ / Рук. Леб Х.В. – М., 2013. - Библиогр. С. 260-264. – Док. №11.G34.31.0022.
21. Исследования и разработка космических высокоимпульсных высокочастотных плазодинамических электроракетных ионных двигателей. Этап 2. / Отчет о НИР НИИ ПМЭ МАИ / Рук. Леб Х.В. – М., 2012. - Библиогр. С. 227-232. – Док. № 11.G34.31.0022.
22. Исследования и разработка космических высокоимпульсных высокочастотных плазодинамических электроракетных ионных двигателей. Этап 3. Заключительный / Отчет о НИР НИИ ПМЭ МАИ / Рук. Леб Х.В. – М., 2012. - Библиогр. С. 436-445. – Док. №11.G34.31.0022.
23. Козубский К.Н., Мурашко В.М., Рылов Ю.П. СПД работают в космосе // Физика плазмы, 2003. - Т. 29. - №3. - С. 277-292.
24. Коротеев А.С., Акимов В.Н., Попов С.А. Проект создания мегаваттного транспортно-энергетического модуля на основе ядерной энергетической установки // Журнал «Полет». - 2011. - №4. - С. 93-99.
25. Крупногабаритные высокочастотные ионные двигатели / Х.В. Лёб, Г.А. Попов, В.А. Обухов, А.И. Могулкин // Электронный журнал «Труды МАИ». - 2012. - № 60.
26. Лисовой И. Deep Space 1 достиг цели // Новости космонавтики. – 1999. - №9.
27. Меньшиков В.А. Многофункциональная космическая система Союзного государства – центральное звено интеграции России и Беларуси в сфере высоких технологий // IV Белорусский космический конгресс. Минск, 2009.

28. Михеев С.Ю. Расчет теплового состояния элементов конструкции проектируемого ионного двигателя для дальних космических полетов. URL: http://www.cadfem-cis.ru/fileadmin/data/file/content_sol/hs/hs3.pdf (дата обращения 03.05.2011).
29. Могоулкин А.И., Обухов В.А., Федоров В.А. Термомеханическая расчетная модель узла ионно-оптической системы: Тез. Докл. 12-ой Международной конференции «Авиация и космонавтика», Москва, 2013. – Москва: АиК. – 2013. – С. 407-409.
30. Немировский Б.Я., Преображенский И.Н., Федоров В.А. Линейные и нелинейные задачи устойчивости конструкций типа круглых и кольцевых пластин // Конструкции зданий и сооружений научных комплексов. Сб. статей. – М.: Наука, 1977. – С. 44. – 49.
31. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-002-86) / Госатомэнергонадзор СССР. - М.: Энергоатомиздат, 1989. – 525 с.
32. Обухов В.А., Григорьян В.Г., Латышев Л.А. Ионно-оптические системы для формирования интенсивных пучков тяжелых ионов // Плазменные ускорители и ионные инжекторы. – М.: Наука, ГРФМЛ, 1984. – С. 181-188.
33. Обухов В.А., Григорьян В.Г., Латышев Л.А. Источники тяжелых ионов: плазменные ускорители и ионные инжектора - М.: Наука, 1984. – С. 169-188.
34. Патент – 116273 РФ. Источник ионов/ С.А. Хартов, А.И. Могоулкин, В.А. Обухов; Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет). - №2011148979; Заяв. 02.12.2011; Оpubл. 20.05.2012, Бюл. № 12.
35. Патент - 2253953 Импульсный плазменный ускоритель и способ ускорения плазмы/ Н.Н. Антропов, Г.А. Дьяконов, М.М. Орлов, Г.А. Попов; Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет). - № 2003128090; Заяв. 22.09.2003; Оpubл. 10.06.2005; Бюл. № 16.
36. Патент – 2543063 РФ. Способ изготовления электродов ионно-оптической системы/ В.В. Балашов, А.И. Могоулкин, Г.А. Попов, Е.А. Антипов; Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет). - №2013145245; Заяв. 09.10.2013; Оpubл. 27.02.2015; Бюл. № 6.
37. Петухов В.Г. Квазиоптимальное управление с обратной связью для многовиткового перелета с малой тягой между некомпланарными эллиптической и круговой орбитами // Космические исследования, 2011. – Т. 49. - № 2. С. 128–137.
38. Петухов В.Г. Оптимизация межпланетных траекторий космических аппаратов с идеально-регулируемым двигателем методом продолжения // Космические исследования, 2008. – Т. 46. - № 3. - С. 224-237.

39. Пец Л.А., Симонов А.И., Храбров В.А. Как создавали первые ЭРД // Земля и Вселенная, 2005. - № 6. - С. 57-60.
40. Преображенский И.Н. О применении импульсивных функций для исследования устойчивости пластинок с отверстиями // Гидроаэромеханика и теория упругости. Сб. статей. – Днепропетровск, 1973. – № 17. - С. 112 – 125.
41. Проведение расчетов конструктивных и эксплуатационных параметров ВЧИД и его элементов. Этап 3. Разработка рабочей конструкторской документации ВЧИД малой мощности / Технический отчет по НИОКР «Исследование, разработка и стендовая отработка высокочастотных ионных двигателей (ВЧИД) малой мощности» / Рук. Попов Г.А. – М., 2014. – 64 с. – Библиогр. С. 63-64. – Док. № 02.G25.31.0072.
42. Разработка материалов технического предложения по обоснованию выбора электроплазменного двигателя с базовой мощностью 50...70 кВт/ Научно-технический отчет о ОКР «НИИ ПМЭ – Двигатели ТЭМ» НИИ ПМЭ МАИ / Рук. Попов Г.А. – М., 2010. – 104 с. – Библиогр. С. 102 – 104. – Инв. № 11.20.14.01.
43. Разработка на основе расчетно-теоретических и экспериментальных исследований конструкции высокочастотных ионных двигателей нового поколения и проведение их испытаний. Этап 1 / Технический отчет НИИ ПМЭ МАИ / Научн. рук. Попов Г.А. – М., 2013. – 29 с. – Библиогр. С. 29. – Инв. № У 937763.
44. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур/ Н.Н. Безухов, В.Л. Бажанов, И.И. Гольденблат, Н.А. Николаенко, А.М. Синюков. Под ред. И.И. Гольденבלата. – М.: Машиностроение, 1965. – 567 с.
45. Федоров В.А. Исследование температурного выпучивания и изгиба густо перфорированных пластин круговой формы с учетом геометрической нелинейности // Сопротивление материалов и теория сооружений. Сб. статей – Киев, Будівельник, 1980. - №36. – С. 24-27.
46. Федоров В.А. Исследование термоустойчивости, закритического поведения и нелинейного изгиба густо перфорированных кольцевых пластин переменной жесткости // Известия АН СССР. Механика твердого тела, 1976. - № 5. – С.197.
47. Федоров В.А. К исследованию послекритического напряженно-деформированного состояния кольцевых пластин переменной жесткости // Проблемы прочности, 1976. - №4. – С. 107-114.
48. Федоров В.А. Теоретическое и экспериментальное исследование термоустойчивости и изгиба электродов ионно-оптических систем плазменно-ионных двигателей // Современные проблемы двигателей и энергетических установок летательных аппаратов. Всесоюзная научно-техническая конференция. Тезисы докладов. – М.: МАИ, 1976.

49. Федоров В.А. Термоустойчивость упруго заземленных кольцевых пластин переменной жесткости // Известия ВУЗов. Авиационная техника, 1976. - №4. – С. 127-132.
50. Федоров В.А. Численное решение геометрически нелинейных задач устойчивости густо перфорированных пластин круговой формы: Тез. Докл. Всесоюзной конференции «Современные методы и алгоритмы расчета и проектирования строительных конструкций с использованием ЭВМ», Таллин, ТПИ, 1979. – С. 177-178.
51. Федоров В.А., Обухов В.А., Моголкин А.И. Исследование температурного деформирования электродов ИОС на основе континуальной термомеханической расчетной модели: Тез. Докл. 13-ой Международной конференции «Авиация и космонавтика», Москва, 2014. – Москва: АиК. – 2014. – С. 269-270.
52. Федоров В.А., Обухов В.А., Моголкин А.И. Исследование температурного деформирования электродов ионно-оптической системы на основе континуальной термомеханической расчетной модели // Электронный журнал «Труды МАИ». - 2014. - № 77.
53. Федоров В.А., Обухов В.А., Моголкин А.И. Расчетная термомеханическая модель электродов ионно-оптической системы ионных двигателей // Известия Российской академии наук. Энергетика. - 2015. - №1. – С. 123-128.
54. Численное моделирование первичного пучка ионов и потока вторичных ионов в ионно-оптической системе ионного двигателя / В.К. Абгарян, Р.В. Ахметжанов, Х.В. Леб, В.А. Обухов // Электронный журнал «Труды МАИ». - 2013. - № 71.
55. Шереметьевский Н.Н., Барсуков Н.А., Козубский К.Н. Основные результаты по электроракетной системе с СПД («ЭОЛ-2») на ИСЗ «Метеор-Природа: Материалы 4-ой Всесоюзной конференции по плазменным ускорителям и ионным инжекторам, Москва, 1978. - С. 317-321.
56. Электрические ракетные двигатели космических аппаратов и их влияние на радиосистемы космической связи / Важенин Н.А., Обухов В.А., Плохих А.П., Попов Г.А. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2012. – 432 с.
57. «Overview of Hall Effect Thrusters Activities at NASA Glenn Research Center» / H. Kamhavi, G. Soulas, L. Pinero et al // International Electric Propulsion Conference, 2011. – IEPC-2011-339.
58. 100hr Endurance Test on a Tungsten Multi-rod Hollow Cathode for MPD Thruster/ M. Cherkasova, V. Obukhov, M. De Tata, R. Albertoni et al // International Electric Propulsion Conference, 2011. - IEPC-2011-108.

59. 4.5 kW Hall Thruster System Qualification Status / K. de Gris, B. Welander, J. Dimicco, S. Wenzel, et al. // 41st AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, 2005. – AIAA-2005-3682.
60. A realistic concept of a manned Mars mission with Nuclear-Electric Propulsion / H.W. Loeb, V.G. Petukhov, G.A. Popov, A.I. Mogulkin // Proceedings of the 5th Russian-German Conference on Electric Propulsion and Their Application «Electric Propulsion – New Challenges», Dresden, 2014. – P.27.
61. A realistic concept of a manned Mars mission with nuclear-electric propulsion / H.W. Loeb, V.G. Petukhov, G.A. Popov and A.I. Mogulkin // Journal «Acta Astronautica». - 2015. – 116. - 299-306 p.
62. An Overview of NASA's Electric Propulsion Program, 2010.11 / J. Polk, H. Kamhavi, K. Polzin et al. // International Electric Propulsion Conference, September 11-15, 2011. – IEPC-2011-330. – 28 p.
63. Anweter-Kurts M., Goelz T., Habiger H. High Power Hydrogen Arc jet Thruster // Journal of Propulsion and Power, 1998. - Vol. 14. - № 5. P. 769-773.
64. Banks B.A. 8-cm Mercury Ion Thruster System Technology // AIAA-1974-74-1116.
65. Casaregola C., Cesaretti G., Andrenucci M.. «The European HiPER programme: High Power Electric Propulsion Technology for Space Exploration» Paper IEPC 2011-209, 2009.
66. Clark D.S., Hutchins S.M., Rudwan I. BepiCOlombo Electric Propulsion Thruster and High Power Electronics Coupling Test Performances // Proceedings of the 33rd International Electric Propulsion Conference, Washington, D.C. (USA), 2013. – IEPC-2013-133, 18 p.
67. Daniel A., Lichtin B. An Overview of Electric Propulsion Activities in US Industry – 2005 // 41st AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference, 2005. – AIAA-2005-3532.
68. Design of High-Power High-Specific Impulse RF-Ion Thruster / H.W. Loeb, D. Feili, G.A. Popov, A.I. Mogulkin et al. // International Electric Propulsion Conference, 2011. - IEPC-2011-290.
69. Development of Electric Propulsion System Based on SPT-140 for «Phobos – Soil» Mission» / G.A. Popov, V.A. Obukhov, M.S. Konstantinov, G.G. Fedotov et al // 52nd International Astronautics Congress, 2001. – IAF-01-Q.03.b05-2001.
70. Effectiveness of radiofrequency inductively coupled plasma sources for space propulsion / V.A. Riaby, P.E. Masherov, V.A. Obukhov, V.P. Savinov // Gaodianya Jishu/High Voltage Engineering. – 2013. - № 39(9). P. 2077-2088. doi: 10.3969/j.issn.1003-6520.2013.09.002.
71. Experimental Study of a Multichannel Hollow Cathode for High Power Electric Propulsion / M. Cherkasova, V. Obukhov, M. De Tata, R. Albertoni et al // 47th Joint Propulsion Conference & Exhibition, 2011. - JPC-2011-1027660.

72. Fedorov V.A., Obukhov V.A., Mogulkin A.I. Simulation of Temperature Deformation of Ion Thruster Electrodes // International 34th Electric Propulsion Conference, 2015. – IEPC-2015-444p/ISTS-2015-b-444p. – 9 p.
73. Groh K.H., Loeb H.W. State-of-the-Art of Radio-Frequency Ion Thrusters // J. Propulsion. - Vol. 7. - №. 4. – P. 573-577.
74. High-frequency ion sources of inert and chemically active gases / V.K. Abgaryan, R.V. Akhmetzhanov, H.W. Loeb, V.A. Obukhov, M.V. Cherkasova // Journal of Surface Investigation. - 2012. - № 6(4). P. 693-698. doi: 10.1134/S1027451012080034.
75. In Situ Thermal Characterization of the Accelerator Grid of an Ion Thruster / C. Bundesmann, M. Tartz, H. Neumann, H.J. Leiter // Journal of Propulsion and Power.- 2011. – Vol.27. - № 3. – P.532-537.
76. Kaufman H.R. An Ion Rocket with an Electron-Bombardment Ion Sources, NASA TN D-585, 1961.
77. Kerslake W.R., Goldman R.G., Nieberding W.C. SERT-II: Mission Thruster Performance, and In-Flight Thrust Measurements // Journal of Spacecraft and Rockets, 1971. - Vol. 8. - № 3.
78. Kim V.P., Popov G.A., Obukhov V.A. Electric Propulsion Modules for «Yamal» and «ASTRO» Spacecraft Orbital Transfer // Space Technol, 2000. - Vol. 2010. - №. 1. - P. 1-8.
79. Kim V.P., Popov G.A., Tikhonov V.B. Modern trends of Electric Propulsion Activity in Russia // Proceedings of the 26th International Electric Propulsion Conference, Kitakyushu (Japan), 1999. - IEPC-1999. - P.27-32.
80. Koroteev A.S., Lovtsov A.S., Selivanov M.Y. Development of ion thruster IT-500 // Proceedings of the 5th Russian-German Conference on Electric Propulsion and Their Application «Electric Propulsion – New Challenges», Dresden. – 2014. – P. 28.
81. Kuninaka H., Kajivara K.. Overview of JAXA's Activities on Electric Propulsion // 32rd International Electric Propulsion Conference, 2011. – IEPC-2011-332.
82. Large Radio Frequency Ion Engines / H.W. Loeb, G.A. Popov, D. Feili, A.I. Mogulkin // Journal «Trudy MAI». – 2012. - № 60.
83. Leiter H.J., Feili D. RIT15S – A Radio Frequency Ion Engine For High Specific Impulse Operation // AIAA-2001-3491.
84. Loeb H. Ein electrostatisches Raketentriebwerk mit Hochfrequenzionquelle // Astronautica Acta, 1962. - Vol. 8, - №. 1. - P.49-53.
85. Loeb H. Plasma Based Ion Beam Sources // 32nd EPS Conference, 2005. – EPSC-2005-14.003.
86. Loeb H.W., Freisinger J., Groh K.H. Feasibility Study of Large-Scale RF-Ion Thrusters // International Electric Propulsion Conference, Dresden, GDR, 1990. - IAF-1990-231. - 12 p.

87. Modern Status of Hall Thrusters Development in Russia/ Garkusha, V. Lukaschenko, A. Semenkin et al // 35th Joint Propulsion Conference, Los Angeles, CA, 1999. – AIAA-1999-2157.
88. Mogulkin A.I., Obukhov V.A., Fedorov V.A. Investigation of Temperature Deformation of the IES Electrodes Based on the Continuum Thermo-Mechanical Calculation Model // Proceedings of the 5th Russian-German Conference on Electric Propulsion and Their Application «Electric Propulsion – New Challenges», Dresden. – 2014. – P. 72.
89. Novikov I.K., Troschenkov S.V. Main Directions of Electric Propulsion Development in Russia through 2015 // 32nd International Electric Propulsion Conference, 2011. – IEPC-2011-331.
90. Numerical simulation of a high-perveance ion-extraction system with a plasma emitter / V.K. Abgaryan, R.V. Akhmetzhanov, H.W. Loeb, V.A. Obukhov, M.V. Cherkasova // Journal of Surface Investigation. - 2013. - № 7(6). P. 1092-1099. doi: 10.1134/S1027451013060037.
91. Performance studies of the VASIMR® VX-200 / E.A. Bering, III, B.W. Longmier, M. Ballenger, C.S. Olsen et al // 49th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, 2011. - AIAA-2011-1071.
92. Polk J. Overview of the USA electric propulsion programs // 30rd International Electric Propulsion Conference, Florence, 2007. - IEPC 2007-388.
93. Projected Lunar Cargo Capabilities of High-Power VASIMR Propulsion / T.W. Glover et al // International Electric Propulsion Conference, 2007. - IEPC-2007-244.
94. Propulsion 2000 Program. Phase 1. Final report / Fiat Avio. S.p.a. Roma. Italy, 2000, 320 p.
95. Püttmann N. Electric Propulsion in Germany: Current Activities and Novel Aspects // 5th International Spacecraft Propulsion Conference. – 2008. - Paper 182.
96. Ramsey W. 12-cm Magneto—Electrostatic Containment Argon/Xenon Ion Source Development // AIAA-1978-681.
97. Research on Ion Thruster in the USSR / V.N. Korovkin, L.A. Latishev, V.A. Obukhov, V.G. Grigoryan // 22nd International Electric Propulsion Conference, 1991. – IEPC-1991-91-081.
98. RITA Ion Propulsion for Artemis / R. Killinger, H. Bassner, H. Leiter, R. Kukies // AIAA-2001-3490.
99. Rudikov A., Antropov N., Popov G. Pulsed Plasma Thruster of Erosion Type for a Geostationary Artificial Earth Satellite // 44-th Congress of the IAF, Graz, 1993.
100. Saccoccia G., Gonzales J. ESA Electric Propulsion Activities // International Electric Propulsion Conference, 2011. - IEPC 2011-329.

101. Sankovic J. M., Caveny L., Lynn P. The BMDO Russian Hall Electric Thruster Technology (RHETT) Program From Laboratory to Orbit // International Electric Propulsion Conference, July 1997. – AIAA-1997-2917.
102. Schmidt G.R., Patterson M.J., Benson S.W. NASA's Evoluntary Xenon Thruster: NASA's Next Step in Electric Propulsion // 5th International Spacecraft Propulsion Conference. – 2008. - Paper 100.
103. State of works on Electrical Thrusters in USSR / A.S. Bober, V.P. Kim, A.S. Koroteev, L.A. Latishev et al // Proceedings of the 22nd International Electric Propulsion Conference, 1991. - IEPC-1991-003.
104. State-of-the-Art and Perspectives of Magnetoplasmadynamics Thrusters / V.A. Obukhov, G.A. Popov, S.A. Semenikhin, D.V. Sysoev et al // International Symposium on Energy Conversion Fundamentals. Istambul, Turkey, 2004.
105. The Workshop on Electric Propulsion. Status Report / K-H. Schartner et al. Nordwijk, 2008.
106. Thompson Joe F., Warsi Z. A., Mastin C. V. Numerical Grid Generation, Foundations and Applications. – Amsterdam: North-Holland, 1985. doi: 10.1134/S1027451013060037.
107. Tighe W., Chien K., Solis E. Performance Evaluation of the XIPS 25-cm Thruster for Application to NASA Discovery Missions // AIAA–2006-4666.
108. Vondra R., Tomassen K., Solbes A. Analysis of Solid Teflon Pulsed Plasma Thruster // Journal of Spacecraft and Rockets, 1970. - Vol. 7. - № 12. – P. 1402-1406.
109. Voronov S.A. Study of the ion fluxes in the vicinity of Earth // Meeting of the United Nations Committee on the Peaceful Uses of Outer Space, Vienna, 2010.
110. Wozniak Cz. Bending and stability problems of plates with lattice structure // Archiwum Mechaniki Stosowanej, 1966. - Vol. 18, - № 6. - P. 781–796.
111. Wozniak Cz. Load-carrying structures of the dense lattice type the plane problem // Archiwum Mechaniki Stosowanej, 1966. - Vol. 18, - № 5. - P. 581–597.
112. www.ansys.com (дата обращения 14.01.2015) / Интернет сайт фирмы ANSYS, Inc.
113. www.fakel.nul.ru , www.fakel-russia.com (дата обращения 04.06.2015) / Интернет сайт фирмы ФГУП ОКБ «Факел».