

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

На правах рукописи

КАЛИЙ Валерий Алексеевич



СИСТЕМА РАЗРАБОТКИ ВЫСОКООБОРОТНЫХ АВИАЦИОННЫХ
СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ С ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫМ
ВОЗБУЖДЕНИЕМ

Специальность 05.09.01 «Электромеханика и электрические аппараты»

Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук

Научный консультант:
доктор технических наук,
профессор Мусин Сергей Миргасович

Москва – 2018

Оглавление

Перечень принятых сокращений	4
ВВЕДЕНИЕ	6
1 ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ САМОЛЕТОВ. РОЛЬ И МЕСТО ИСТОЧНИКОВ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В НИХ. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ	16
1.1 Концептуальная энергетическая модель ЛА	16
1.2 Авиационные системы электроснабжения. Классификация, требования и пути развития	28
1.3 Система генерирования как составная часть системы электроснабжения	35
1.4 Анализ авиационных генераторов и основные направления их развития. Выбор объекта и постановка задачи исследования	40
2 АЛГОРИТМЫ И МЕТОДЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН	51
2.1 Основные положения. Алгоритм и программы классического электромагнитного расчета	51
2.2 Поверочные расчеты и способы анализа электромагнитных характеристик ...	66
2.3 Динамическая модель системы с электромеханическим преобразователем энергии для анализа качества переходных процессов	80
2.4 Методы имитационного моделирования электрических машин	92
2.5 Методы конструирования электрических машин, прочностные расчеты	96
2.6 Методы и алгоритмы вентиляционных расчетов авиационных генераторов.	108
2.7 Методы и алгоритмы тепловых расчетов авиационных генераторов	117
3. РАЗРАБОТКА МЕТОДОЛОГИИ КОМПЛЕКСНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ВЫСОКООБОРОТНЫХ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ	132
3.1. Особенности проектирования высокооборотных синхронных генераторов повышенной мощности для авиационных систем электроснабжения	132
3.2. Оптимизация конструкции синхронных генераторов как способ получения минимальной удельной массы	142
3.3 Методы параметрической оптимизации электрических машин	148

3.4 Синтез методологических подходов к оптимальному проектированию высокооборотных синхронных генераторов	163
3.5 Методология оптимального проектирования высокооборотных синхронных генераторов	180
4 ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ КОМПЛЕКСНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ВЫСОКООБОРОТНЫХ АВИАЦИОННЫХ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ ДЛЯ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ.....	196
4.1 Проектирование синхронного генератора ГСР-40НЧ для системы электроснабжения Ил-112В	196
4.2. Проектирование высокооборотного синхронного трехкаскадного генератора ГСР-90/120 для самолетов типа МС-21	208
4.3. Оптимальное проектирование генератора ГТ250НЖ24	235
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	262
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	267

Перечень принятых сокращений

- БРЗУ – блок регулирования, защиты и управления;
- БЭС – более электрический самолет;
- ВВФ – внешние воздействующие факторы;
- ВИС – воздушно-испарительное охлаждение;
- ВСК – встроенная система контроля;
- ВСУ – вспомогательная силовая установка;
- ГП – гидропривод;
- ГСР – генератор самолетный регулируемый;
- ГТ – генератор трехфазный;
- КЗ – короткое замыкание;
- КИС – комбинированное испарительное охлаждение;
- ЛА – летательные аппараты;
- МЭГ – магнитоэлектрический генератор;
- НИОКР – научно-исследовательская опытно-конструкторская работа;
- НИР – научно-исследовательская работа;
- ОСГ – основная система генерирования;
- ОТТ ВВС – общие технические требования военно-воздушных сил;
- ПГЛ – гидролопаточный привод;
- ПИ – пропорциональный интегральный регулятор;
- ПИД – пропорциональный, интегральный и дифференциальный регулятор;
- ПО – программное обеспечение;
- ПСПЧ – переменная скорость, постоянная частота;
- ПЭС – полностью электрический самолет;
- РЗМ – редкоземельные металлы;
- РКД – рабочая конструкторская документация;
- РФ – Российская Федерация;
- РУ – распределительное устройство;
- САПР – система автоматизированного проектирования;

СГ – система генерирования;

СУОСО – система управления общесамолетным оборудованием;

СЭС – система электроснабжения;

ТЗ – техническое задание;

ТТХ – тактико-технические характеристики;

ШФДМС – широкофюзеляжный дальнемагистральный самолет;

ЦРУ – центральное распределительное устройство;

ЭДС – электродвижущая сила;

ЭМ – электрическая машина;

ЭМП – электромеханический привод;

ЭЭ – электрическая энергия.

ВВЕДЕНИЕ

Развитие авиационных комплексов гражданского и военного назначения приводит к появлению новых функций, ужесточению требований к безопасности полетов, улучшению надежности воздушных судов. В настоящее время из-за отсутствия современных систем электроснабжения и мощных силовых электрических приводов отечественные летательные аппараты электрифицированы не более чем на 25%. В силу развития электрификации воздушного судна возникает необходимость иметь на борту несколько видов первичных, вторичных, специальных, дополнительных, аварийных систем электроснабжения, различающихся по параметрам и показателям качества электроэнергии. Интеграция этих систем приводит к созданию электроэнергетического комплекса летательного аппарата, предназначенного для обеспечения качественной электроэнергией исполнительных устройств, которые решают задачи, выполняемые ранее неэлектрическими средствами: управление рулевыми поверхностями самолета, электрический запуск авиадвигателей и т.п.

Необходимость в первичных и вторичных системах электроснабжения для летательных аппаратов, различающихся по параметрам и показателям качества электроэнергии, формирует проблему создания первичных источников тока повышенной мощности на основе высокооборотных синхронных генераторов, отличающихся высокими удельными характеристиками с параметрами и показателями качества электроэнергии, удобными для эффективного преобразования в системах электроснабжения бортового многофункционального оборудования. Наиболее остро стоит вопрос о создании мощных первичных источников электроэнергии для «более электрического самолета».

В проблеме создания первичных источников тока на основе высокооборотных синхронных генераторов, отличающихся высокими удельными характеристиками, с параметрами и показателями качества электроэнергии, удобными для эффективного преобразования во вторичных системах

электроснабжения, выделяются три основных аспекта, определяющих самостоятельные научно-технические разделы:

1. Создание энергетически эффективных систем электроснабжения переменного тока переменной частоты широкого диапазона.
2. Создание электромеханических преобразователей энергии, обладающих функциями стартера-генератора.
3. Оптимальное проектирование электромеханических преобразователей энергии для достижения энергетической их эффективности в составе системы электроснабжения.

Диссертация посвящена разработке и созданию системы проектирования авиационных генераторов для электроснабжения летательных аппаратов (ЛА) в сфере решения государственной задачи создания высокоэффективных источников для систем электроснабжения перспективных летательных аппаратов. Система проектирования предназначена для обеспечения процессов эскизного, технического и рабочего проектирования авиационных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением. Система разработки генераторов для электроснабжения летательных аппаратов представляет собой совокупность методологий моделирования, расчета, проверки расчетов, анализа и синтеза электромеханических преобразователей, баз данных и баз знаний в виде алгоритмов и программ, аппаратных средств хранения и обработки информации, свода модифицированных производственных иерархических правил и рекомендаций принятия решений.

Степень разработанности темы исследования

На поиск теоретических оснований, методологических решений предметной и объектной сферы настоящей работы решающее воздействие оказали работы отечественных и зарубежных ученых, как в области электротехнических систем, так и других научных направлений.

Теория электрических машин и электрических систем: Е. Арнольд, Б.Л. Алиевский, А.И. Бертинов, Д.Э. Брускин, Д.А. Бут, А.И. Вольдек, И.А. Глебов, К.С. Демирчян, Б.С. Зечихин, А.В. Иванов-Смоленский, Л.К. Ковалев, И.П. Копылов, М.П.

Костенко, М.М. Красношапка, А.Н. Ледовский, В.Т. Морозовский, Л.М. Пиотровский, Р. Рихтер, Г.А. Сипайлов, Д. Стреттон, Д. Уайт, И.Д. Урусов.

Методология науки, логика, системология: А.А. Богданов, С.С. Гончаров, А.А. Зиновьев, Д. Клир, А.М. Новиков, К.Ф. Самохвалов.

Подходы и методы к проектированию электрических машин, оценка теплового состояния, переходные процессы: Г.Н. Алюшин, В.А. Балагуров, А.И. Важнов, В.А. Веников, В.А. Винокуров, Я.Л. Витенберг, Ф.Ф. Галтеев, В.Я. Геча, А.А. Горев, О.Д. Гольдберг, Ф.Р. Исмагилов, Ю.Г. Иванишин, Д.Л. Калужский, О.Г. Клочков, К.Л. Ковалев, В.И. Науменко, Л.И. Пospelов, Н.Д. Торопцев, В.П. Шуйский.

Методики проектирования построены на основе опыта методологий Simulink, Matlab, пакета масштабируемых программных решений для поддержки жизненного цикла изделий Teamcenter.

Объект исследования: бесконтактная электрическая машина в составе системы генерирования, рассматриваемая как отдельная система с обратными связями, целевой функционал оценки качества конструкции которой, представляет совокупность значений тактико-технических параметров и технико-экономических показателей.

Предмет исследования: методологии моделирования, расчета, поверки расчетов, анализа и синтеза электромеханических преобразователей энергии в терминах проектирования авиационных высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением.

Цель работы

Целью диссертационной работы является разработка методов, алгоритмов и программ, обеспечивающих проектирование источников электрической энергии для современных и перспективных авиационных систем электроснабжения на основе высокооборотных бесконтактных генераторов с электромагнитным возбуждением без привода постоянной частоты вращения, в условиях снижения времени и трудоемкости проектирования.

Реализация поставленной цели достигается решением ряда задач

Решение проблемы создания первичных электромеханических преобразователей электроэнергии высокооборотных синхронных генераторов достигается развитием прикладных аспектов математической физики и теории поля для решения уравнений электродинамики, теории электромеханического преобразования энергии, теории электрических машин, разработкой методов моделирования, созданием электромеханических преобразователей энергии для систем генерирования с учетом достижений в области электротехнических материалов и электронных компонентов.

Достижение сформулированной цели требует решения ряда методических, научно-исследовательских и инженерно-технических задач, основными из которых являются:

1. Разработка концептуального представления проблемы создания первичных источников электроэнергии на основе высокооборотных синхронных генераторов с параметрами и показателями качества электроэнергии, необходимыми для эффективного преобразования на основе проблемно-целевого анализа и моделирования канала генерирования авиационной системы электроснабжения.

2. Определение эффективных подходов к анализу статических и динамических режимов синхронного генератора с электромагнитным возбуждением на основе методик двухуровневого имитационного моделирования.

3. Разработка алгоритмов проектирования синхронных генераторов, в которых обосновано применение методов поиска локальных оптимумов однозначно определенного критерия оптимальности на разных этапах проектирования.

4. Разработка алгоритмов полного проектирования конструкции синхронного генератора, которые включают упорядоченную совокупность электромагнитных, механико-динамических, гидравлических и тепловых расчетов, проводимых на этапе технического проектирования.

5. Систематизация и обобщение закономерностей этапа технического проектирования электрической машины, в результате которого создается полноценная конструкция на основе 3D-модели. Такой подход позволяет при условии атрибутирования элементов модели перейти к безбумажной технологии проектирования подобных электрических машин.

6. Разработка методологии проведения электромагнитных расчетов электрических машин на основе рационального использования аналитических методик и методов конечно-элементного анализа, включающих:

- концепцию и многоуровневую систему проектирования высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением на основе итерационных циклов на этапе технического проектирования;

- аналитические модели показателей и параметров, определяющих энергетическую эффективность высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением;

- методику проектирования конструкций высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением;

- способы проведения электромагнитных, механико-динамических, гидравлических и тепловых поверочных расчетов.

Система разработки генераторов систем электроснабжения летательных аппаратов решает следующие технические задачи:

- выбор структуры системы электроснабжения по канальности, роду тока, мощности, величинам номинальных параметров и качеству электроэнергии;

- эскизное и техническое проектирование электромеханических преобразователей электроэнергии, авиационных высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением;

- опытно-конструкторское проектирование электромеханических преобразователей электроэнергии, авиационных высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением, с применением методов оптимального проектирования;

- проверочные и поверочные расчеты в составе опытно-конструкторского проектирования электромеханических преобразователей электроэнергии;
- верификацию математических моделей электромеханических преобразователей электроэнергии, авиационных высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением и систем электроснабжения в целом;
- верификацию 3D-моделей электромеханических преобразователей;
- содержание баз данных по нормативно-технической документации, построенной по иерархическому принципу;
- создание рабочей конструкторской документации в составе: конструкторская документация, конструкторская текстовая документация, конструкторская программная документация.

Методология и методы исследований: системные методы, эмпирическое и эвристическое моделирование, теоретико-множественное моделирование. Теоретические исследования проводились с использованием фундаментальных отечественных и зарубежных трудов по теории, методам, методикам проектирования электрических машин, реализованных проектах авиационных электрических машин на отечественных и зарубежных воздушных судах. Для достижения цели и задач исследования были выполнены специальные теоретические и экспериментальные работы.

Научная новизна работы заключается в разработке научно обоснованных технических решений для обеспечения проектирования энергоэффективных систем генерирования электроэнергии летательных аппаратах нового поколения, внедрение которых вносит значительный вклад в развитие экономики России и повышению ее обороноспособности.

В диссертационной работе получены следующие новые результаты:

- методика определения главных геометрических размеров высокооборотного синхронного генератора, основанная на применении метода неградиентного случайного поиска с обучением по способу Д.И. Гладкова;

- расчетная допустимая область главных размеров высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением с номинальной мощностью 250 кВА и выше;
- методика имитационного моделирования режимов работы синхронного генератора, основанная на совместном решении двух типов динамического моделирования;
- методика оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением, основанная на локальном применении параметрических методов поиска однозначно определенного критерия оптимальности на разных этапах проектирования;
- методология оптимального проектирования высокооборотных синхронных генераторов как совокупность упорядоченных методов разработки конструкции на этапе технического проектирования;
- теоретические и экспериментальные данные, подтверждающие основные положения разработанной автором методологии оптимального проектирования высокооборотных генераторов с электромагнитным возбуждением.

Теоретическая и практическая значимость работы

Разработанные методы создают методологию проектирования синхронных авиационных генераторов для систем электроснабжения авиационной техники. Они позволили создать ряд генераторов и стартер-генераторов, сформировать систему их проектирования, отвечающую современным требованиям.

Защищаемые положения:

1. Расчетная модель бесконтактного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением с номинальной мощностью 250 кВА для работы в канале системы генерирования тяжелого самолета в диапазоне частот вращения от 10800 до 24000 мин⁻¹ без привода постоянной частоты вращения.
2. Методика определения главных геометрических размеров высокооборотного синхронного генератора, основанная на применении метода неградиентного случайного поиска с обучением, разработанного Д.И. Гладковым.

3. Методика имитационного моделирования режимов работы синхронного генератора, основанная на совместном решении двух типов задач динамического моделирования: связанных геометрических моделей, исследуемых методом конечных элементов и системы дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами.

4. Многоуровневая система проектирования высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением на основе итерационных циклов на этапе технического проектирования.

5. Комплекс методик оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением, основанный на локальном применении параметрических методов оптимизации для поиска локального критерия оптимальности в области, заданной ограничениями на разных этапах проектирования.

6. Методология оптимального проектирования высокооборотных синхронных генераторов как совокупность упорядоченных методов разработки конструкции на этапе технического проектирования.

Степень достоверности результатов работы

Полученные результаты строго обоснованы с использованием современного математического аппарата. Достоверность полученных автором результатов подтверждена сравнительным анализом аналитических решений поставленных научных задач с результатами полунатурных и натурных испытаний, внедрением полученных автором решений в конкретные разработки систем электроснабжения воздушных судов, соблюдением правил составления и тестирования вычислительных программ и алгоритмов, метрологическими возможностями оборудования, его аккредитацией в ГОССТАНДАРТе России.

Практическая ценность работы состоит в том, что разработанные методы создают систему проектирования и разработки высокооборотных авиационных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением. Они позволили создать систему генерирования самолета нового поколения Ил-112В и создать экспериментальные образцы генераторов переменного тока переменной частоты с

электромагнитным возбуждением для канала генерирования среднемагистрального пассажирского самолета, отвечающие современным требованиям.

Реализация результатов исследования

Основные научно-методические и опытно-конструкторские разработки внедрены в АО «Технодинамика», АО «УАПО», ПАО «Ил», ПАО «Корпорация «Иркут», ПАО «Компания «Сухой» и других научно-исследовательских и производственных организациях РФ при разработке:

- опытного образца высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением ГСР-40НЧ, обладающего высокими массо-энергетическими удельными характеристиками, для самолета нового поколения Ил-112В в условиях серийного производства АО «УАПО»;

- экспериментального образца высокооборотного синхронного генератора ГСР-90/120 с номинальной мощностью 120 кВА для нового самолета МС-21, который по основным характеристикам не уступает синхронным генераторам американской корпорации Hamilton Sundstrand, которые предварительно устанавливаются на этом воздушном судне;

- полные 3D-модели синхронных генераторов различной мощности во исполнение заказа Министерства промышленности и торговли РФ в течение 2015–2016 гг. включая системы электроснабжения самолетов разработки фирмы «Гражданские самолеты Сухого» типа SSJ;

- технического проекта синхронного генератора с электромагнитным возбуждением с номинальной мощностью 250 кВА, который работает в диапазоне частот вращения от 10800 до 24000 мин⁻¹. и действующих аналогов в России не имеет.

Апробация работы

Основные положения и результаты проведенных исследований докладывались и обсуждались:

- на Международной конференции «Электромеханика, Электротехнологии, Электротехнические материалы и Компоненты», Республика Крым, Алушта, 2014 г.;

- Всероссийской научно-практической конференции, посвященной 110-летию А.М. Бамдаса, Уфа, 2015 г.;
- Международной конференции «More Electric Aircraft Europe», Hamburg, Germany, 2016;
- Научно-технических конференциях «Электрификация летательных аппаратов» (ИПУ РАН им. А.А. Трапезникова, г. Москва, 2016 г., 2017 г.);
- Всероссийской научно-технической конференции «Научные чтения по авиации, посвященные памяти Н.Е. Жуковского» (Москва, 2017 г., 2018 г.);
- III и IV Всероссийских научно-технических конференциях на базе ЦНИИ ВВС Минобороны России (Люберцы, 2017 г., 2018 г.);
- 17 Международной конференции «Авиация и космонавтика» (МАИ (НИУ), г. Москва, 2018 г.).

Публикации

Основное содержание диссертации изложено в одной монографии и 28 статьях и патентах, из них 10 публикаций в изданиях, рекомендованных ВАК при Минобрнауки, одна статья в издании, входящего в международную систему цитирования «Scopus», 6 патентов на изобретение.

Личный вклад автора. В диссертации представлены результаты научных исследований, выполненных самим автором или под его непосредственным руководством. Личный вклад состоит в идентификации проблемы и постановке задач исследования, разработке методологии, технических и технологических решений, непосредственном участии в выполнении основного объема теоретических и экспериментальных исследований опытных образцов, системном анализе, обобщении полученных результатов и формулировке выводов, создании опытных образцов, подготовке основных публикаций по выполненной работе.

Структура и объем диссертации

Диссертация изложена на 280 стр. машинописного текста и состоит из введения, четырех глав с выводами, заключения по работе, списка использованной литературы, включающего 135 наименований. Диссертация иллюстрирована 97 рисунками и 43 таблицами.

**1 ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ СИСТЕМ
ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ САМОЛЕТОВ.
РОЛЬ И МЕСТО ИСТОЧНИКОВ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В НИХ.
ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ**

1.1 Концептуальная энергетическая модель ЛА

Любой летательный аппарат является объектом хозяйственной деятельности на этапе всего жизненного цикла. Поэтому, как и к другим субъектам определенной экономической отрасли, к летательным аппаратам (ЛА) предъявляется универсальное требование рыночной экономики – увеличение потребительских свойств в условиях сокращающихся ресурсов. Причем данное утверждение относится к самолетам и вертолетам как военного, так и гражданского назначения. В первую очередь основным требованием является увеличение дальности полета при снижении стоимости эксплуатации. В настоящее время решение данной задачи – выполнение ЛА своих целевых функций при минимальных затратах, которое и может выступать как один из основных критериев его совершенствования [8, 11, 12]. Поэтому к ЛА нового поколения предъявляются более жесткие требования по стоимости эксплуатации и топливно-энергетической эффективности, что ставит перед авиационными специалистами целый ряд вопросов, которые требуют поиска принципиально новых подходов к формированию облика перспективного летательного аппарата.

Любой ЛА осуществляет свои функции исходя из основных законов физики о преобразовании одних видов энергии в другие, при этом отдельные виды преобразований имеют различное назначение. Поэтому концептуальная модель преобразования энергии в ЛА состоит из двух уровней (рисунок 1.1). К первому уровню энергетической концепции относится преобразование химической энергии топлива в тепловую энергию и далее в механическую энергию, необходимую для перемещения ЛА в пространстве [13].



Рисунок 1.1 – Энергетическая концепция современного ЛА

Ко второму уровню относится часть механической энергии, создаваемой авиационным двигателем любого ЛА и отбираемой на определенные нужды, связанные с его функционированием – снабжение энергией систем управления, навигации, жизнедеятельности и т.д. Решение этих важнейших задач осуществляется путем преобразования механической энергии вала авиадвигателя в различные виды энергии: механическую, электромагнитную, тепловую и т.д. При этом практически всегда распределение всей вспомогательной энергии осуществляется только электрическим путем. Все виды вспомогательной энергии при своем транспортировании к потребителю трансформируются в электрическую энергию и обратно. Лишь незначительная часть энергии – не более 1–2% поступает от других автономных источников – вспомогательных силовых установок и аккумуляторных батарей, которые, по сути, являются источниками

энергии для аварийных ситуаций [7, 14, 15]. На современном ЛА применяются для преобразования вспомогательной энергии три вида систем [12, 16]:

1. Гидравлическая система. Основные функции – управление аэродинамическими поверхностями, взлетно-посадочными устройствами, системами авиадвигателя и специальными устройствами. Доля использования достигает 25...30% от всей мощности энергии второго уровня в концептуальной модели ЛА.

2. Пневматическая система, использующая энергию сжатого воздуха. Применяется для защиты аэродинамических поверхностей от обледенения, кондиционирования воздуха в кабине и запуска авиадвигателя (в ряде случаев). Применение данного вида энергии достигает до 50% от мощности энергетического комплекса второго уровня.

3. Электрическая энергия – обеспечение работы всех бортовых электрических и радиоэлектронных комплексов (навигации, связи, управления, освещения и т.д.). Доля использования достигает до 20...25% при отсутствии электрических противообледенительных систем.

Гидравлическая и пневматическая системы имеют три существенных недостатка.

Первым из них является использование в качестве рабочего тела движущегося физического носителя энергии, что вызывает значительные потери при его транспортировке и преобразовании. Уменьшение массы агрегатов этих систем приводит к увеличению удельных нагрузок и, как следствие, к снижению надежности.

Вторым недостатком является сложность регулирования мощности при изменении нагрузки, что приводит к неэффективному использованию энергии [16].

К третьему недостатку относится необходимость управления агрегатами с помощью электрических систем, для которых требуется неоднократное преобразование энергии с определенными потерями.

В связи с вышеизложенным одним из важнейших направлений развития авиации является переход к концепции самолета с единым видом энергии второго уровня, для которой наиболее естественным образом подходит электрическая энергия [4, 6, 7, 11, 12]. Применение электрической энергии в качестве единого вида вспомогательной энергии приведет, по оценкам проведенных исследований, к существенному повышению топливной экономичности ЛА (на 15...20%) за счет уменьшения веса бортового оборудования и, как следствие, к повышению надежности и ресурса [16]. При этом ожидается частичное снижение стоимости эксплуатации при улучшении летно-технических и экологических характеристик, что достигается разработкой нового поколения бортового оборудования, построенных на принципах полностью электрического самолета (ПЭС). Согласно этой концепции, электрическая система энергоснабжения является основным видом вспомогательной энергии для всех систем летательного аппарата [17-19]. Концептуальная модель ЛА в этом случае принимает вид, представленный на рисунке 1.2.



Рисунок 1.2 – Энергетическая концепция ПЭС

Реализация концепции «полностью электрического самолета» приведет к исключению гидравлических и пневматических энергосистем, что в результате

обеспечит снижение взлетной массы самолета на 4...6%, экономию топлива. Переход к энергетической концепции ПЭС позволит снизить стоимость жизненного цикла самолета на 5...10% и увеличить наработку на отказ на 5...6% [5, 20, 21, 117].

Согласно данным, опубликованным НАСА и фирмой «Локхид» еще двадцать лет назад [18], в качестве потенциальных преимуществ внедрения концепции ПЭС могут быть выделены следующие:

а) в эксплуатации:

- понижение прямых эксплуатационных расходов и затрат на топливо;
- снижение стоимости приобретения самолета;
- уменьшение затрат энергии при наземной подготовке;
- более высокая степень использования;
- сокращение времени простоев;
- сокращение времени съема и установки двигателя.

б) при разработке самолета учитываются возможности:

– улучшения летных характеристик и сокращения времени летных испытаний;

- уменьшения срока разработки и изготовления;

в) при разработке авиадвигателя учитываются возможности:

- устранения отбора воздуха;
- уменьшения массы двигателя;
- снижения поперечных составляющих тяги;
- понижения расхода топлива.

В последние 15 лет за рубежом ведутся интенсивные работы не только по исследованию, но уже и по внедрению в перспективную авиационную технику элементов и систем «полностью электрического самолета». В странах Евросоюза и США последовательно выполняются крупные транснациональные исследовательские проекты (таблица 1.1) – прежде всего MEA (More Electric Aircraft, более электрифицированный самолет) [21].

Некоторые элементы концепции МЕА уже частично реализованы на новых пассажирских самолетах А-380, и Боинг 787, что позволило существенно повысить эксплуатационные и технико-экономические показатели этих летательных аппаратов, в том числе снизить расход топлива на одного пассажира на 17...20%, по заявлениям разработчиков.

Таблица 1.1 – Проекты и комплексные НИР по электрификации военных и гражданских летательных аппаратов

Период	Тема	Участники	Результат
1990–1993 гг.	Концепция «более электрифицированного самолета» МЕА	40 организаций Евросоюза	Повышение уровня электрификации ЛА проводится поэтапно
2002–2006 гг.	Европейский проект РОА Самолет, оптимизированный по мощности	40 авиационных компаний, координатор проекта-	Система кондиционирования воздуха, противообледенительная система управления полетом, новая архитектура системы электроснабжения самолета, электрифицированный авиадвигатель
2007–2010 гг.	МОЕТ более открытых электрических технологий	Европа, США	ЛА с повышенным уровнем электрификации: пассажирские самолеты А-380 и Boeing 787 многоцелевой истребитель F-35, «Баракуда»
Конец 1990-х – настоящее время	ПЭС (концепция полностью электрического самолета)	Россия ЦАГИ, авиационная промышленность	Беспилотные ЛА Летающая лаборатория Ту-214Э
2007–2011 гг. 2013–2014 гг.	Концептуальные вопросы создания более (полностью) электрифицированных военных ЛА с применением универсального высокоэффективного электротехнического комплекса (КНИР «Материал-Б», «Качество-ЭЭ»).	Филиал ФГБУ «46 ЦНИИ» Минобороны России, ОАО «Аэроэлектромаш», АО «АКБ «Якорь» ВУНЦ ВВС, ВВА им. проф. Н.Е. Жуковского и Ю.А. Гагарина.	Разработка проекта концепции «Электрифицированные ЛА с применением высокоэффективного универсального электротехнического комплекса»
2008–2010 гг.	«Электрический самолет»	Россия ОАК, ЦАГИ, авиационная промышленность	Разработка программы создания электрического гражданского ближне-средне-магистрального самолета – летающая лаборатория

Даже частичная электрификация оборудования этих ЛА привела к значительному увеличению мощности бортовых источников электрической энергии. Так, на самолете А-380 установленная суммарная электрическая мощность достигает 800 кВт (мощность одного генератора 150 кВА), а на Боинг 787 – 1,5 МВт (мощность одного генератора 250 кВА) [8]. При этом рост мощности системы электроснабжения будет только возрастать, согласно данным технического отчета о перспективном дальнемагистральном самолете Aquila [22]. Стоит заметить, что, как правило, средняя мощность систем электроснабжения летательных аппаратов удваивается каждые 20 лет (рисунок 1.3).

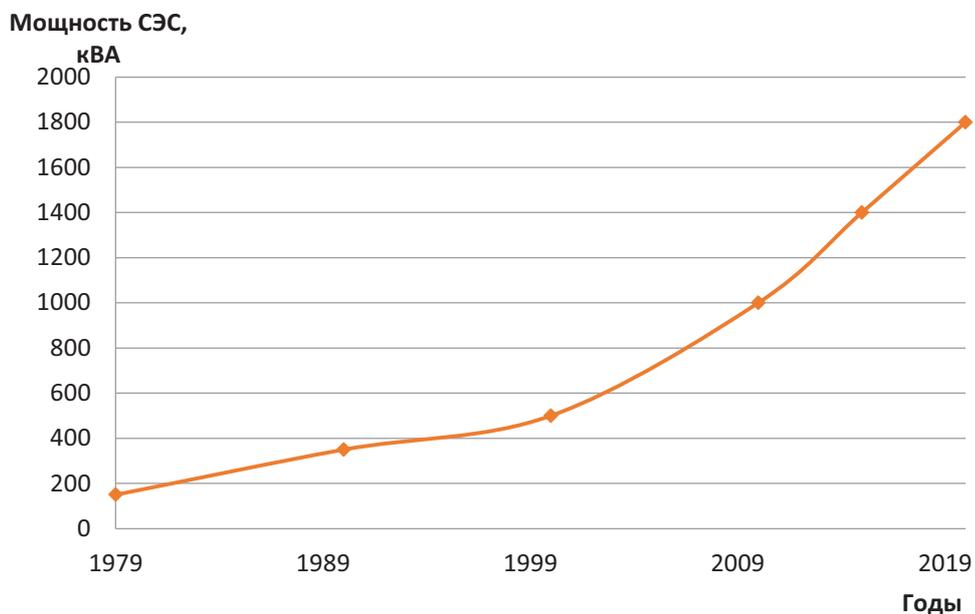


Рисунок 1.3 – Рост установленной мощности систем электроснабжения ЛА

Проведенные ранее исследования концепции ПЭС также подтвердили ее жизнеспособность. На более ранних этапах для анализа использовался тяжелый транспортный самолет ИЛ-86. Основываясь на результатах проведенных исследований, были сделаны следующие выводы:

– применение концепции ПЭС наиболее целесообразно для средних, тяжелых транспортных и пассажирских самолетов;

– использование единой энергетической системы второго уровня предполагает снижение общей массы бортового оборудования тяжелого транспортного самолета в зависимости от варианта системы электроснабжения от 6 до 24%.

Специалистами ведущих отраслевых институтов, таких как ФГБУ «ЦНИИ ВВС» МО РФ, ВУНЦ ВВС «ВВА им. проф. Н.Е. Жуковского и Ю.А. Гагарина», ФГБУ «46 ЦНИИ» МО РФ, а также предприятий-разработчиков ОАО «Аэроэлектромаш», ОАО «АКБ «Якорь», были проведены системные исследования по развитию, унификации и стандартизации военной электроэнергетики. Так, в последние 10 лет были проведены ряд комплексных НИР по электрификации ЛА, такие как «Материал-Б» (2007–2009 гг.), «Качество – ЭЭ» (2013–2014 гг.). Комплексная НИР «Электрический самолет» (2008–2010 гг.) была выполнена по заказу Министерства промышленности и торговли с участием предприятий авиационной промышленности при головной роли АО «Объединенная авиастроительная корпорация», в ходе которой были получены следующие результаты [16]:

– разработаны основные принципы построения системы электроснабжения ПЭС, предложены альтернативные варианты ее реализации в зависимости от типа и размерности летательного аппарата, степени электрификации его систем, исполнения авиадвигателя и т.п.;

– проведена оценка эффективности применения технологий ПЭС на перспективном магистральном самолете;

– определены направления электрификации авиационных двигателей, которые включают в себя применение встроенного стартера-генератора, электрического привода насосов в топливной системе и в масляной системе, ликвидацию отбора воздуха от маршевого авиадвигателя на нужды самолета, топливных и пневматических трубопроводов в системе управления;

– разработаны технические предложения по системам и агрегатам электроэнергетического комплекса ПЭС и по электрификации авиационного двигателя для магистральном самолета.

В результате выполнения указанных работ были разработаны основные принципы построения систем электроснабжения для разных типов самолетов, в том числе для истребителя, истребителя–бомбардировщика, для перспективного магистрального пассажирского самолета [7, 16, 22, 23]. При этом тенденции развития систем электроснабжения прямо вытекают из направлений развития применения ЛА:

1. Для военной и специальной техники – разработка систем электроснабжения с установленной мощностью источников до 1500...2000 кВА в зависимости от применяемого комплекса вооружения.

2. В гражданской авиации существуют два направления [8]:

– снижение цены транспортировки груза за счет увеличения грузоподъемности (А-380);

– минимизация затрат на доставку груза (Боинг 787).

В то же время необходимо отметить, что наиболее полно концептуальные решения и новые перспективные направления, включая стратегическое направление – радикальное увеличение мощности за счет применения сверхпроводящих материалов, – также изложены в [2, 24].

Проведенные работы в области рассмотренной концепции позволили сделать вывод о реальности создания в настоящее время отечественными предприятиями агрегатов и систем для более электрического ЛА, а в последующем и реализации полностью электрического ЛА. Они дают возможность перейти к полномасштабной разработке элементов электротехнического комплекса, включая систему электроснабжения, систему кондиционирования воздуха, электрическую противообледенительную систему, электромеханические рулевые привода, а также электрическую систему запуска маршевого двигателя ЛА.

Следует заметить при этом, что одной из сложных проблем является разработка приемников электрической энергии, работающих при различных уровнях напряжения, что также вытекает из требований рассматриваемой концепции.

По всем совокупным результатам проведенных исследований была разработана Государственная программа Российской Федерации «Развитие авиационной промышленности на 2013–2025 годы» (рисунок 1.4), в рамках которой в том числе проводятся работы по направлению: «Определение технического облика и создание экспериментальных образцов перспективных авиационных систем и агрегатов с опережающим научно-техническим уровнем, обеспечивающим конкурентоспособность перспективных летательных аппаратов в будущем».

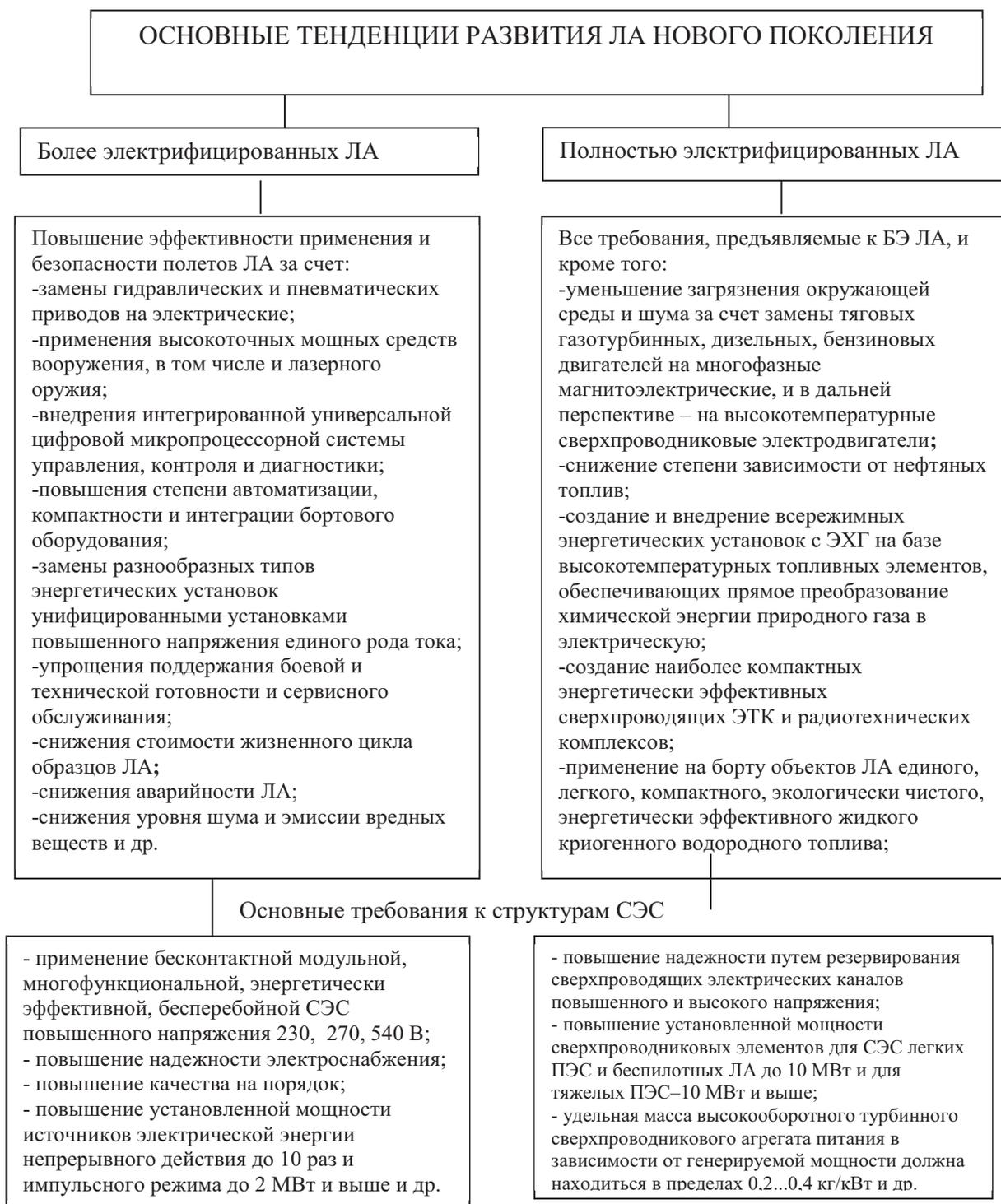


Рисунок 1.4 – Тенденции развития более и полностью электрифицированных ЛА

Одной из важнейших работ, осуществляемых в соответствии данной Государственной программой, является работа по созданию системы электроснабжения для среднемагистрального пассажирского самолета на основе высокоскоростных генераторов переменного тока с номинальной мощностью не менее 120 кВА с прямым приводом от маршевого двигателя (без применения привода постоянной частоты вращения).

Проектирование электрической машины такого типа начинается с установления свойств назначения системы электроснабжения объекта. Суть свойств назначения системы электроснабжения объекта определяется по предназначению летательного аппарата как сложного объекта, которое выражается кортежем

$$Q_{\text{сэс}} = \sum: \{r^+, r, x, M, N, P, V\}y, \quad (1.1)$$

где $r^+ \in R^+$ и $r \in R$ – соответственно наборы и допустимые совокупности используемых и создаваемых свойств объекта;

Установление свойств проектируемой системы электроснабжения и ее состояний осуществляется разработкой логико-трансформационных правил

$$O: \{сэс\} P_i \xrightarrow{U_{kl}(n)} P_j, \quad (1.2)$$

где P_i – описание необходимого состояния системы;

i – отличительный признак (номер) системы;

P_j – описание текущего состояния системы;

j – отличительный признак (номер) текущего состояния системы;

k – отличительный признак (номер) составного объекта системы;

l – отличительный признак (номер) свойства составного объекта системы;

n – число различных признаков объекта;

U_{kl} – метод (метрика) поверочного наблюдения (расчета) объекта системы.

Общая постановка и решение проблемы настоящей работы состоит в сквозном взаимосвязанном цикле процессов и процедур комплексного проектирования, в отличие от многочисленных аналогов проектирования системы, где данные процедуры рассредоточены по объектам системы.

При проектировании применимы различные величины – метрические, физические, количественные, безусловные, математические. Оцениваемые объекты выражаются через средства естественного языка и величины неметрические, качественные, условные. Формальное описание для вычислений свойств проектируемого объекта системы электроснабжения имеет следующее выражение

$$O_i = \{(a_i, A_i | i \in N_n), (b_j, B_j | j \in N_m)\}, \quad (1.3)$$

где $N_n = (1, 2, 3, \dots, n)$ и где $N_m = (1, 2, 3, \dots, m)$ – множество значений натуральных чисел;

a_i, A_i – свойство проектируемого объекта и множество его проявлений;

b_j, B_j – база и множество его элементов.

Содержание задачи структурируется следующим образом:

- а) установление необходимого состава числовых и нечисловых областей определений;
- б) решение задачи согласования левых и правых границ областей определения;
- в) обоснование выбора ведущей области определения, которая является основной базой наблюдения свойств объектов;
- г) составление схемы метрического пространства и ее формальное описание;
- д) разработка методики вычисления величин избранной предметной области.

1.2 Авиационные системы электроснабжения.

Классификация, требования и пути развития

Система электроснабжения любого летательного аппарата осуществляет преобразование механической энергии вала авиадвигателя в электрическую энергию, ее кондиционирование, распределение и доставку потребителям на борту ЛА. При этом для потребления электроэнергии осуществляется ее распределение и трансформация в соответствии с принятыми нормами,

отраженным в государственных и отраслевых стандартах. Таким образом, функционально система электроснабжения представляет собой комплекс преобразователей энергии, взаимодействующих друг с другом (рисунок 1.5):

1. система генерирования – преобразователь механической энергии вала авиадвигателя и химической энергии источников тока в электрическую энергию;
2. система распределения – преобразователь электрической энергии по уровню, роду тока и переходным характеристикам;
3. исполнительная система – преобразователи электрической энергии в энергию другого вида (исполнительная система - это набор приемников электроэнергии, непосредственно в состав СЭС не входит);
4. интегрированная система управления – осуществляет управление функциональными составляющими СЭС.



Рисунок 1.5 – Структура системы электроснабжения ЛА

Система электроснабжения современных ЛА – типичный пример централизованной системы, где управление качеством энергии производится в ее источнике [14]. А для регламентации взаимных влияний введены ГОСТ Р 54073-2017 [128, 129] в Российской Федерации (ранее ГОСТ Р 54073-2010) и стандарт MIL-STD-704F в США, определяющие качество электроэнергии и основные параметры исполнительных систем как приемников электроэнергии [26, 27]. Приведенные стандарты – следствие полностью централизованной системы. Их действие распространяется на системы переменного тока напряжением 115/200 В постоянной частоты 400 Гц, 115/200 и 230/400 В переменной частоты 360...800 Гц, постоянного тока напряжением 27 и 270 В. При этом системы переменного тока 115/200 В постоянной частоты 400 Гц и постоянного тока 27 В являются

традиционными и применяются практически на всех современных самолетах и вертолетах. Однако оборудование, удовлетворяющее новым требованиям для систем переменного тока переменной частоты и постоянного тока повышенного напряжения находятся еще в процессе создания. Частично к системе переменной частоты можно отнести агрегаты системы генерирования самолета АН-70, у которой максимальная частота трехфазного напряжения составляет 480 Гц.

Исследования по выбору типа и параметров системы электроснабжения применительно к среднемагистральному самолету типа МС-21 показали, что по совокупности показателей (масса, потери, надежность СЭС) наилучшие характеристики обеспечивают СЭС трехфазного переменного тока напряжением 230/400 В переменной частоты 360...800 Гц и СЭС постоянного повышенного напряжения 270 В для электроснабжения локальных силовых приводов [28–30]. Необходимо отметить, что на наиболее современных самолетах Боинг 787 и А-380 применяются именно эти системы электроснабжения [8]. На основе систем повышенного напряжения за рубежом проводится дальнейшее развитие концепции более электрического ЛА (на основе опыта эксплуатации Боинг 787), которая будет реализована при проектировании самолета большой дальности вместимостью до 250 пассажиров (проект Aquila). Структурная схема системы электроснабжения для этого самолета приведена на рисунке 1.6.

В соответствии с [16], система электроснабжения перспективного самолета представляет собой многоуровневую СЭС, основными источниками которой являются синхронные бесконтактные генераторы переменной частоты 360...800 Гц напряжением 230/400 В с электромагнитным возбуждением. Номинальная мощность одного такого генератора будет составлять не менее 275 кВА. В качестве аварийных систем будут применяться две системы генерирования типа «переменная скорость – постоянная частота» (ПСПЧ), каждая из которых состоит из магнитоэлектрического генератора мощностью 100 кВА и циклоконвертера с мощностью 75 кВт. Вспомогательным источником является канал генерирования постоянного тока повышенного напряжения 270 В мощностью 440 кВт, построенный также по принципу ПСПЧ [31].

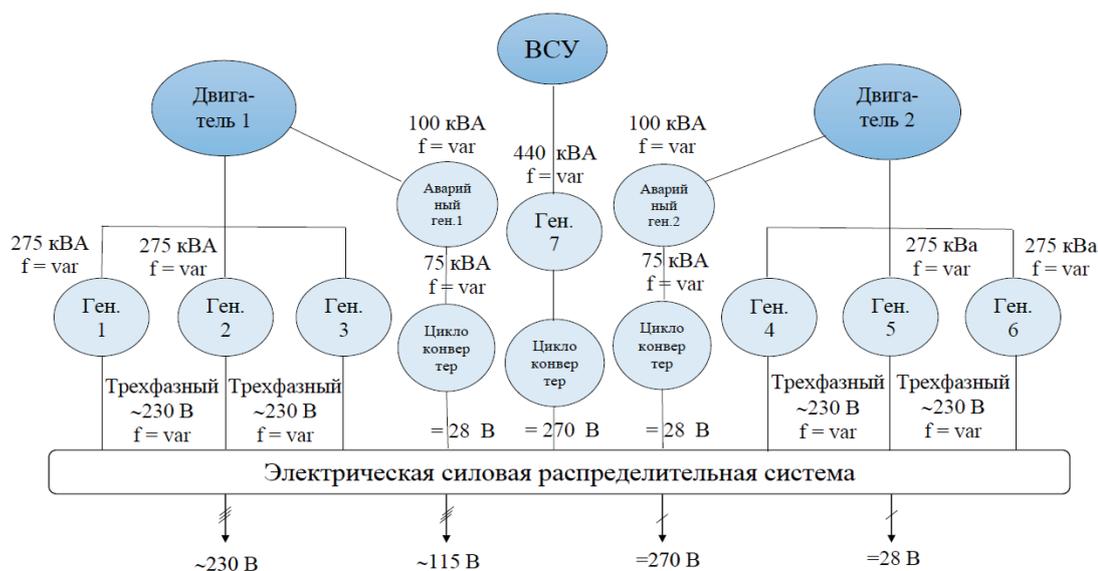


Рисунок 1.6 – Структурная схема системы электроснабжения самолета Aquila

В 2015 г. в рамках начала работ по созданию широкофюзеляжного дальнемагистрального пассажирского самолета были сформулированы основные требования к его системе электроснабжения в двух вариантах исполнения – с отбором воздуха от маршевых двигателей и без отбора [16, 32]. Были проведены предварительные исследования агрегатов для варианта системы электроснабжения без отбора воздуха от маршевого двигателя. Система электроснабжения без отбора воздуха предназначена для питания потребителей перспективного пассажирского широкофюзеляжного дальнемагистрального самолета (ШФДМС) электроэнергией переменным трехфазным током напряжением 230/400 В и 115/200 В нестабильной частоты 360...800 Гц и постоянным током с двумя видами номинальных напряжений 270 и 27 В, в соответствии с требованиями [27, 30].

Система электроснабжения ШФДМС является многоуровневой и состоит из следующих подсистем:

- первичной системы генерирования переменным трехфазным током номинальным напряжением 230/400 В нестабильной частоты 360...800 Гц повышенной мощности (250 кВА на один канал);
- вторичной системы генерирования переменным трехфазным током номинальным напряжением 115/200 В нестабильной частоты 400 Гц;

- вторичной системы генерирования (преобразования) постоянным током с повышенным номинальным напряжением 270 В;
- вторичной системы генерирования (преобразования) постоянным током номинальным напряжением 27 В;
- электрической сети внешнего (аэродромного) питания;
- первичной системы распределения электроэнергии переменного тока 230/400В;
- вторичной системы распределения электроэнергии переменного тока 115/200В;
- вторичной системы распределения электроэнергии постоянного тока 270 В;
- первичной системы распределения электроэнергии постоянного тока 27 В (от аккумуляторных батарей);
- вторичной системы распределения электроэнергии постоянного тока 27 В;
- системы контроля и управления системой электроснабжения самолета.

Система электроснабжения переменного тока переменной частоты является основной и состоит из четырех независимых подсистем по правому и левому борту (по две на каждый маршевый двигатель). Общий вид системы электроснабжения приведен на рисунке 1.7. В качестве первичных источников на маршевые двигатели предполагается устанавливать генераторы переменной частоты 360...800 Гц напряжением 230/400 В мощностью 250 кВА каждый.

Исключение отбора воздуха от всех силовых установок, включая вспомогательную силовую установку (ВСУ), предусматривает применение электрического запуска ВСУ и всех маршевых двигателей. Электрическая система запуска маршевого двигателя включает стартер-генератор мощностью 250 кВА, который работает в стартерном режиме как синхронный электрический двигатель с электромагнитным возбуждением. Электрическая мощность, необходимая для работы генератора в стартерном режиме, составит по предварительным оценкам не менее 100...150 кВА. Вспомогательным источником электропитания переменным током является канал генерирования с двумя синхронными генераторами, установленными на ВСУ. Номинальная мощность одного генератора составляет 225 кВА. Генераторы ВСУ могут

Основным источником постоянного повышенного напряжения 270 В для всех четырех каналов будет статический преобразователь, построенный на базе автотрансформатора. В этом случае снижаются массо-габаритные показатели такого устройства. Мощность одного автотрансформаторного выпрямительного устройства в четырехканальной системе электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения должна составлять не менее 150 кВт. Необходимо отметить, что теоретические принципы создания таких источников были изложены и в трудах отечественных ученых [1, 13, 33-38, 123-127].

Вторичная система электроснабжения постоянного тока напряжением 28 В построена на классической конструктивной схеме, в основе которой – силовой трансформатор, работающий в диапазоне частот 360...800 Гц, и двенадцатипульсный выпрямитель с выходным фильтром.

Проведенный обзор основных вариантов построения системы электроснабжения для двух перспективных энерговооруженных дальнемагистральных самолетов показал, что основным источником электроэнергии является канал генерирования, построенный на основе синхронного генератора переменной частоты вращения с электромагнитным возбуждением. При этом частота вращения такого генератора находится в диапазоне 10800...24000 мин⁻¹, что соответствует частоте напряжения бортовой сети переменного тока 360...800 Гц. Такой подход вызван в первую очередь повышением удельной мощности агрегатов СЭС, так как к их массе предъявляются очень жесткие требования. Известно, что при заданных геометрических размерах электромагнитная мощность пропорциональна частоте вращения [33, 44]

$$C_A = \frac{D_a^2 l \delta n}{P_{эм}} \quad (1.4)$$

Как видно из данной формулы (1.4), полная электромагнитная мощность прямо пропорциональна активному объему машины и частоте вращения при неизменных электромагнитных нагрузках. Таким образом, повышение частоты вращения позволяет увеличить мощность электрического синхронного генератора в существующем объеме [8].

1.3 Система генерирования как составная часть системы электроснабжения

Как известно, первоначальным источником энергии в любой современной автономной системе электроснабжения является тепловой двигатель, в котором тепловая энергия топлива переходит в механическую энергию вращения. Механическая энергия затем передается на электромеханический преобразователь, и тот, в свою очередь, переводит механическую энергию в электрическую энергию с заданным качеством заданной мощности.

Основным элементом любой автономной системы электроснабжения является система генерирования, которая может быть выполнена в виде нескольких идентичных и независимых друг от друга каналов [14]. К устройствам генерирования электроэнергии относится собственно генератор электрической энергии, его привод, а также аппаратура регулирования, управления и защиты.

Более 30 лет назад были разработаны и внедрены в серию авиационные системы генерирования трехфазного переменного тока постоянной частоты 400 Гц с напряжением 115/200 В. Основными источниками электроэнергии такой системы на подавляющем большинстве летательных аппаратов являются интегральные привод-генераторы постоянной частоты вращения. Это связано с тем, что значительная часть приемников электрической энергии воздушных судов требовала для своей работы переменного тока постоянной частоты, и во время их разработки еще не существовало мощной и надежной силовой электроники, позволяющей получить переменное напряжение стабильной частоты без стабилизации частоты вращения генератора [28].

Интегральные привод-генераторы представляют собой объединенные в одном корпусе синхронный генератор непосредственного жидкостного охлаждения и гидравлический дифференциальный привод постоянной частоты вращения (ППЧВ). Роль рабочего тела и хладагента в таком приводе выполняет специальное синтетическое масло [39]. Приводы дифференциального типа преобразуют только часть энергии, а большая часть подводится к генератору через дифференциальный редуктор. Это снижает нагрузки на него, повышает

надежность и энергетические характеристики. В основе дифференциальных приводов ППЧВ, как правило, лежит планетарный редуктор, у которого водило приводится от вала авиационного двигателя, солнечная шестерня – от докручивающего устройства (плунжерной гидромашины), а от эпициклической шестерни приводится генератор. На малых оборотах двигателя докручивающее устройство вращается в прямом направлении, и его обороты складываются с оборотами двигателя, обеспечивая стабильные обороты генератора. По мере роста частоты вращения двигателя система автоматического управления снижает обороты докручивающего устройства вплоть до его полной остановки, поддерживая постоянную частоту вращения генератора. А в некоторых ППЧВ докручивающее устройство при максимальной частоте вращения авиационного двигателя может для расширения диапазона регулирования переходить на обратное вращение; его угловая скорость при этом вычитается из угловой скорости двигателя. Этот тип агрегатов наиболее распространен и отработан как у нас, так и за рубежом. Наибольшей надежностью в эксплуатации отличаются агрегаты с осевым расположением привода и генератора и с частотой вращения генератора 12000 мин^{-1} . Удельная мощность привод-генератора составляет порядка $3,0 \dots 3,5 \text{ кВА/кг}$ (удельная масса $0,33 \dots 0,28 \text{ кг/кВА}$). Такие показатели являются очень высокими, так удельная масса, например, общепромышленных генераторов в лучшем случае составляет не менее $1,5 \text{ кг/кВА}$.

Исследования по возможности дальнейшего снижения удельной массы путем улучшения конструкции – компоновка с параллельным расположением валов генератора и дифференциала гидропривода, а также агрегат с генератором на 24000 мин^{-1} показали, что несмотря на некоторый выигрыш, классический вариант гидропривода остается предпочтительным [40]. При этом мировой лидер отрасли – фирма UTS Hamilton Sundstrand реализовала агрегат на 150 кВА , а по оценкам специалистов верхним целесообразным пределом интегрального привод-генератора можно считать мощность $180 \dots 200 \text{ кВА}$.

Дальнейшее увеличение мощности потребует снижения частоты вращения генератора до 8000 мин^{-1} , что уменьшает эффективность непосредственного

жидкостного охлаждения и увеличивает удельную массу и габариты привод-генератора.

Помимо плунжерных дифференциальных приводов (тип ГП), рассмотренных выше, был разработан уникальный гидролопаточный привод-генератор (ПГЛ), который использует в качестве рабочей жидкости авиационное топливо. Агрегаты типа ПГЛ не имеют аналогов за рубежом. В настоящее время реализованы и эксплуатируются агрегаты ПГЛ-40 и ПГЛ-80 с генераторами ГТ30НЖЧ12Т и ГТ60НЖЧ12Т, а также агрегат ПГЛ-130 с генератором ГТ16НЖЧ12ТК. Этот генератор был спроектирован в АО «Аэроэлектромаш» в начале 2000-х гг.

Основными достоинствами агрегатов типа ПГЛ является меньшая масса, трудоемкость изготовления и стоимость. Их недостатки (по сравнению с ГП): низкая жесткость механической характеристики, зависимость мощности от входных оборотов и, как следствие, неполное удовлетворение требований по качеству энергии.

Ограничение по реализуемой удельной мощности интегральных привод-генераторов привело к тому, что при создании новых авиационных генераторов ведущие зарубежные разработчики отказались от их применения и перешли к СЭС переменной частоты. Этот тип системы генерирования может отличаться наибольшим разнообразием возможных технических решений как по генератору, так и его системе охлаждения. Однако основным генератором является синхронный генератор с электромагнитным возбуждением и стабилизированным напряжением со струйным масляным охлаждением и непосредственным приводом от коробки приводов [8]. Для современных, но уже серийно эксплуатируемых машин А-380 и Боинг 787 разработаны генераторы переменной частоты вращения, работающие в диапазоне частот $10800 \dots 24000 \text{ мин}^{-1}$ ($360 \dots 800 \text{ Гц}$) с номинальной мощностью до 250 кВА (Hamilton Sundstrand) и 150 кВА (Goodrich).

Одной из самых первых систем переменного тока переменной частоты, реализованной еще в 80-х гг. прошлого столетия, была система генерирования

самолета Ан-70. В качестве первичного источника здесь применяется генератор ГТ90НЖЧ12НМ номинальной мощностью 90 кВА, работающий в диапазоне частот вращения $8000...14400 \text{ мин}^{-1}$ (частота переменного тока соответственно $270...480 \text{ Гц}$) с непосредственным охлаждением и объединенной с коробкой приводов маслосистемой. Опытная эксплуатация этой системы генерирования подтвердила перспективность такого технического решения.

В РФ также была реализована впервые в мире система генерирования типа ПСПЧ на основе магнитоэлектрического генератора максимальной мощностью 30 кВА СГ-ПСПЧ-Д1 совместной разработки ОАО «АКБ «Якорь» и Новосибирского государственного технического университета, которая проходит опытную эксплуатацию на ряде самолетов ТУ-214 специального исполнения. Канал генерирования состоит из синхронного генератора воздушного охлаждения переменной частоты и двухканального статического преобразователя (таблица 1.2). Рабочий диапазон частот вращения генератора составляет от 5920 до 10195 мин^{-1} .

Электрическая энергия переменного тока переменной частоты от генератора трансформируется статическим преобразователем в трехфазное напряжение переменного тока 115/200 В постоянной частоты 400 Гц и в напряжение постоянного тока плюс 27 В [113].

Масса генератора составляет 30,8 кг, масса преобразователя – 43 кг.

Таблица 1.2 – Номинальные параметры СГ-ПСПЧ-Д1

Наименование параметра	Канал переменного тока	Канал постоянного тока
Напряжение фазы (на нагрузке), не менее, В	115	27
Частота, Гц	400	-
Номинальная мощность	15 кВА	3 кВт
Коэффициент мощности	0,8–1,0 (отстающий)	-
Число фаз	3	1
Соединение фаз	Звезда с выведенной нейтралью	-
Порядок чередования фаз	Прямой (А-В-С)	-

Таким образом, исходя из приведенных примеров и принимая во внимание оценки [6, 13, 14, 24, 37, 114–117, 122], наиболее перспективными в ближайшее десятилетие остаются два варианта построения канала генерирования. Первый вариант может быть выполнен на основе синхронного генератора с электромагнитным возбуждением без применения привода постоянной частоты вращения (рисунок 1.8). Реализованная мощность такого канала составляет 250 кВА в номинальном режиме работы. Диапазон частот вращения ротора генератора у машин Hamilton Sundstrand лежит в пределах 10800...25000 мин⁻¹, у Goodrich – до 30000 мин⁻¹.

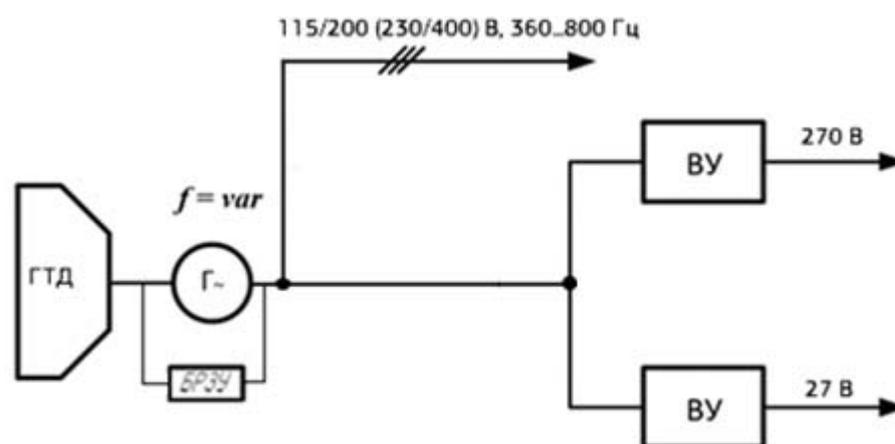


Рисунок 1.8 – Основной канал генерирования ЛА типа В-787

Второй вариант системы генерирования может быть спроектирован на основе магнитоэлектрического (неуправляемого или управляемого) генератора с регулированием мощности при последовательном включении статического преобразователя (рисунок 1.9) или частичном регулировании, при параллельном включении преобразователя.

Необходимо отметить, что системы генерирования переменного напряжения переменной частоты практически не имеет принципиальных ограничений по максимальной мощности – 400 кВА и выше [118, 131–135].

Применение синхронных генераторов непосредственного привода для обоих вариантов позволит использовать их в качестве электростартера авиадвигателя и исключить дополнительные воздушные стартеры, что снизит общий полетный вес ЛА.

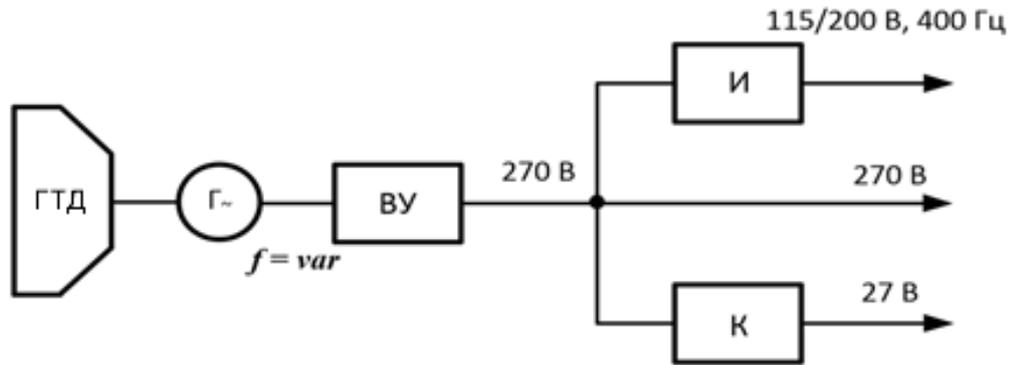


Рисунок 1.9 – Схема канала генерирования на основе МЭГ

Одним из самых перспективных направлений является большая научная и практическая работа, проводимая в Московском авиационном институте (Техническом университете) по созданию систем генерирования на основе электрических машин, имеющих в своей конструкции высокотемпературные сверхпроводящие материалы [24, 92–96].

1.4 Анализ авиационных генераторов и основные направления их развития.

Выбор объекта и постановка задачи исследования

Как отмечалось ранее, для текущей потребной мощности единичного источника в составе канала генерирования (до 300 кВА) в качестве предпочтительных можно выделить два типа системы генерирования и несколько вариантов синхронных генераторов с непосредственным жидкостным охлаждением [25, 40, 41]. Маслосистема для охлаждения генератора может быть как автономной, так и интегрированной с маслосистемой коробки приводов авиадвигателя. Как альтернативное решение может быть применена система непосредственного охлаждения топливом, которая, однако, еще требует целого ряда дополнительных исследований.

В качестве основного источника канала генерирования первичной системы электроснабжения могут быть применены следующие машины [36, 40, 42, 97]:

- вентильно-индукторные синхронные генераторы с соотношением зубцов статора и ротора 6/4 с частотой переменного тока до 2400 Гц;

– индукторные генераторы с аксиальным потоком возбуждения при максимальной частоте вращения до 24000 мин^{-1} , с частотой переменного тока до 1600 Гц ;

– генераторы с постоянными магнитами с нерегулируемым напряжением переменного тока с максимальной частотой вращения до 24000 мин^{-1} , до 1200 Гц .

– генераторы с электромагнитным возбуждением классического типа (бесщеточные с возбудителем и с вращающимся выпрямителем) со стабилизированным напряжением на максимальную частоту вращения до 24000 мин^{-1} , с частотой переменного тока от 360 до 800 Гц .

Основная проблема разработки генераторов, работающих в диапазоне частот вращения $10800 \dots 24000 \text{ мин}^{-1}$ и выше – необходимость проектировать магнитную цепь машины на минимальную частоту вращения, а механическую прочность обеспечивать для максимальной частоты вращения [43].

Вентильно-индукторные генераторы являются самыми простыми по конструкции [135], однако в них имеют место различные магнитные проводимости для основного потока и реакции якоря, что приводит к несимметрии фазных напряжений [19]. Этот недостаток практически исключает применение вентильно-индукторных электрических машин в качестве генераторов в авиационных системах электроснабжения.

Индукторные генераторы просты по конструкции и обладают высокой надежностью, которая вполне обеспечивается тем, что данный тип электрических машин является принципиально бесконтактным [3, 98, 100–102]. В индукторных машинах электромеханическое преобразование энергии происходит за счет изменения взаимной индуктивности между неподвижными обмотками, расположенными на статоре, при перемещении относительно них зубчатого магнитопровода ротора [42, 44]. Опыт проектирования индукторных генераторов мощностью $3 \dots 5 \text{ кВт}$ с частотой вращения $35000 \dots 60000 \text{ мин}^{-1}$ типа ГВПЗВМ и ГВП-5 показал, что эти машины с явно выраженной зубчатостью подвержены повышенному механическому нагреву даже при использовании непосредственного жидкостного охлаждения. Поэтому для рассматриваемого

диапазона предпочтительных мощностей можно выделить два последних варианта – магнитоэлектрический и синхронный генераторы с электромагнитным возбуждением, роторы которых необходимо выполнять в виде максимально гладких цилиндров.

Накопленный опыт проектирования показывает, что магнитоэлектрический генератор по конструкции будет наиболее компактным [91, 98, 99]. По энергетическим характеристикам такой генератор даже на самой низкой частоте вращения (10800 мин^{-1}) превышает 90%.

Однако МЭГ является неуправляемой электрической машиной и индуцируемая в нем электродвижущая сила изменяется в зависимости от величины тока нагрузки и частоты вращения [44, 103-108]. Поэтому для такого генератора необходимо регулирование напряжения во всем диапазоне нагрузок и частот вращения. Регулирование и стабилизация напряжения является наиболее сложной задачей, возникающей при применении генераторов с постоянными магнитами. Для ее решения применяются специальные методы, присущие только этому классу электрических машин, основным из которых является включение на выходе генератора стабилизированного по напряжению и частоте полупроводникового статического преобразователя. Необходимо отметить, что наибольший опыт по созданию статических преобразователей для МЭГ в составе канала генерирования ЛА как в отношении конструкции, так и алгоритмов управления с программным обеспечением, накоплен в Новосибирском государственном университете [45].

Любой авиационный генератор, в том числе и магнитоэлектрический генератор, согласно требованиям, в процессе работы должен выдерживать двукратную перегрузку по току в течение 5 с и трехкратное короткое замыкание в сети в течение 7 с. Поэтому активные размеры генератора выбираются с учетом выдерживания указанных нагрузок на минимальной частоте вращения.

Статический преобразователь, который осуществляет регулирование напряжения в канале генерирования с магнитоэлектрическим генератором, построен, как правило, на основе неуправляемого выпрямителя и управляемого

инвертора со звеном постоянного тока. Поэтому МЭГ практически всегда проектируется как вентильный генератор. Вентильные генераторы представляют собой синхронные электрические машины, объединенные со статическими преобразователями на базе вентильных коммутаторов [38]. Необходимо отметить, что на входе в вентильный коммутатор обычно рассматривают мгновенные значения токов в фазной системе координат, на выходе – средние значения тока и напряжения, которые определяются нагрузкой.

В случае применения мостовой схемы выпрямителя ток через вентиль в трехфазной системе координат проходит в течение $1/3$ периода переменного тока. Для этой схемы в определенный момент времени справедливы следующие соотношения [59]

$$I_{\text{вып}} = i_a + i_b; \quad (1.5)$$

$$e_a - e_b = X_\sigma \frac{di_a}{d(\omega t)} - \omega X_\sigma \frac{di_b}{d(\omega t)}, \quad (1.6)$$

$$e_a = E_a \cos\left(\omega t + \frac{\pi}{m}\right); \quad e_b = E_b \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{m}\right). \quad (1.7)$$

где i_a, i_b – мгновенные токи в фазах А и В;

e_a, e_b – амплитуды ЭДС, наводимые в каждой из фаз;

E_a, E_b – амплитуда ЭДС, причем $E_a = E_b$;

m – число фаз;

X_σ – сопротивление рассеяния фазы.

Особенностью работы синхронного генератора на выпрямительную нагрузку, как отмечал В.А. Балагуров [42], является непрерывно повторяющиеся несимметричные переходные процессы. Непрерывно повторяющиеся замыкания двух фаз чередуются с несимметричной нагрузкой в межкоммутационном интервале. В случае если выпрямленный ток представить в виде постоянного значения и производные токов в фазах будут $di_a/d(\omega t) = -di_b/d(\omega t)$, то получаем однородное дифференциальное уравнение и его решения относительно тока фазы, угла коммутации и напряжения на выходе выпрямителя [59]

$$\frac{di_a}{d(\omega t)} = -\frac{E_a}{X_\sigma} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \sin(\omega t), \quad (1.8)$$

$$i_a = I_{\text{вып}} - \frac{E_a}{X_\sigma} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) (1 - \cos(\omega t)), \quad (1.9)$$

$$\cos\gamma = 1 - \frac{X_{\sigma} I_{\text{вып}}}{E_a \sin\left(\frac{\pi}{m}\right)}, \quad (1.10)$$

$$U_{\text{вып}} = \frac{2m}{\pi} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) E_a - R_{\Sigma} I_{\text{вып}}. \quad (1.11)$$

Эквивалентное сопротивление равно сумме активного сопротивления фазы обмотки якоря и индуктивного сопротивления рассеяния X_{σ} , зависящего от угла коммутации. На коммутационном интервале его значение составляет $1,5X_{\sigma}$, а вне коммутационного интервала – $2 X_{\sigma}$.

Повторяющиеся несимметричные переходные процессы в системе с вентильным генератором, которые образуют фактически квазистационарный процесс работы системы, требуют дополнительных технических решений по обеспечению качества выходного напряжения за счет применения активных и пассивных выходных фильтров.

В 2012 г. в ОАО «Авиационное оборудование» (ранее ОАО «АКБ «Якорь») был спроектирован экспериментальный образец магнитоэлектрического генератора СГ-90/120НП 8ЕЗ.119.016 номинальной мощностью 120 кВА (рисунок 1.10) с непосредственным жидкостным охлаждением, масса которого составила 57 кг. Стартер-генератор может работать в диапазоне частот вращения $8000 \dots 12000 \text{ мин}^{-1}$ без привода постоянной частоты вращения. Это первая разработка в отрасли по системе постоянного тока повышенного напряжения 270 В для перспективных электроэнергетических комплексов в рамках концепции «более электрического самолета».

Наилучшими массовыми характеристиками обладает в настоящее время статический преобразователь постоянного тока повышенного напряжения 270, спроектированный компанией UTC Hamilton Sundstrand [46] мощностью 130 кВт с автономным жидкостным охлаждением, масса которого составила 60 кг. Таким образом, суммарная масса канала генерирования без учета устройств коммутации, если сложить условно массы генератора СГ-90/120НП и статического преобразователя UTC, составляет в настоящее время 117 кг.

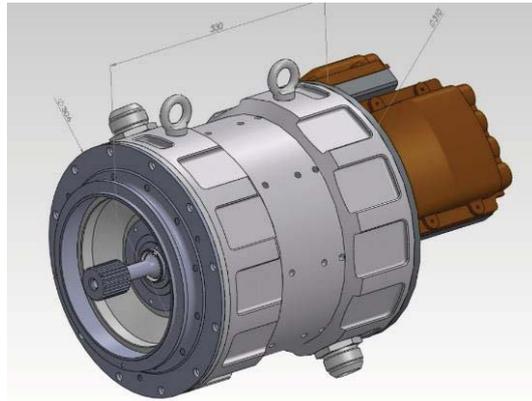


Рисунок 1.10 – Экспериментальный образец МЭГ СГ-90/120НП

Бесконтактный (бесщеточный) трехфазный генератор ГТ30ПЧ8 с вращающимся выпрямителем состоит из трех электрических машин, установленных на одном валу:

- основного генератора классической конструкции;
- возбuditеля – генератора обращенной конструкции;
- подвозбудителя, выполненного в виде магнитоэлектрического генератора.

Массы отдельных образцов генераторов такого типа могут достигать до 70 кг с учетом автономной системы охлаждения, что более чем на 20% больше, чем аналогичный показатель у магнитоэлектрического генератора. Но у синхронного трехкаскадного генератора есть два важнейших преимущества:

- при правильно спроектированном основном генераторе выходное напряжение будет соответствовать требованиям к качеству электроэнергии [26,120,121] без применения дополнительных устройств;
- масса блока регулирования, защиты и управления не превышает 4,5 кг.

Таким образом, несмотря на то что масса магнитоэлектрического генератора ниже массы генератора с электромагнитным возбуждением, полная масса канала генерирования на основе последнего составляет не более 75...80 кг, что фактически на 30% меньше, чем у канала генерирования на основе МЭГ (полная масса канала – не менее 100 кг).

В то же время необходимо отметить, что в ведущих отечественных технических вузах авиационного направления ведется интенсивная научно-исследовательская работа по созданию систем генерирования на основе магнитоэлектрического генератора. Так, например, в Уфимском государственном авиационном техническом университете разрабатывается методология управляемых и неуправляемых МЭГ [1, 37, 47, 48].

В Новосибирском государственном техническом университете проводятся исследования по созданию стартер-генераторов комбинированного возбуждения и систем управления для них [11, 31].

В Московском авиационном институте (Техническом университете) проводятся исследования и разработки в области создания МЭГ как обычного исполнения, так и на основе ВТСП [24].

В заключение сравнительного анализа необходимо рассмотреть показатели безотказности каналов генерирования на основе двух типов генераторов. Оценку надежности двух каналов генерирования можно характеризовать интенсивностями их отказов [14, 49]. Если интенсивность отказа нерегулируемого МЭГ составляет не более $1 \cdot 10^{-6}$ 1/час, то интенсивность отказа стандартного синхронного генератора с возбудителем и вращающимся выпрямителем на порядок хуже: $10 \cdot 10^{-6}$ 1/час. Однако регулируемый вентильный МЭГ с управляемым выпрямителем имеет интенсивность отказа уже $40 \cdot 10^{-6}$ 1/час, а регулируемый по напряжению синхронный генератор – $45 \dots 50 \cdot 10^{-6}$ 1/час. Введение аппаратуры защиты и управления увеличивает интенсивности отказа МЭГ до $100 \cdot 10^{-6}$ 1/час, а синхронного генератора – до $100 \dots 120 \cdot 10^{-6}$ 1/час, что позволяет рассуждать о фактически одинаковом уровне надежности рассматриваемых систем [7].

Из проведенного анализа различных конструктивных схем авиационных генераторов следует сделать однозначный вывод, что удельная мощность канала генерирования трехфазного переменного тока переменной частоты 360...800 Гц при номинальной мощности до 250...300 кВА выше у канала генерирования на основе трехмашинного синхронного бесконтактного генератора с вращающимся

выпрямителем. Это подтверждается применением таких машин в качестве основных источников электроэнергии на новейших самолетах Airbus и Boeing. Поэтому в настоящей работе в качестве объекта исследования рассматривается высокооборотный синхронный трехкаскадный генератор с электромагнитным возбуждением.

Исследования различных вариантов систем генерирования на борту ЛА для реализации концепции ПЭС показали, что одной из главных задач при реализации указанной концепции является создание основных источников электроэнергии, в том числе и высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением мощностью 120...250 кВА с максимальной частотой вращения не ниже 24000 мин^{-1} .

Создание ряда таких генераторов позволит в ближайшее время решить важнейшую государственную задачу по повышению энерговооруженности отечественных ЛА и сократить отставание от ведущих зарубежных производителей [12]. Разработка новых генераторов как первичных источников электроэнергии сможет обеспечить импортозамещение для новейших самолетов типа SSJ-100 и MC-21, у которых системы электроснабжения построены на зарубежных агрегатах [51].

Специфика применения электроэнергетического оборудования ЛА состоит в комплексном воздействии внешних факторов, из которых наиболее существенными являются: резкое изменение температуры, давления, влажности воздуха вследствие изменения скорости и высоты полета, значительные механические нагрузки за счет аэродинамических сил, ускорений и вибраций, воздействия паров топлива, масел и других агрессивных сред.

Поэтому разработка агрегатов авиационных систем, в том числе, и первичных источников электрической энергии, должна осуществляться только путем оптимального проектирования, в процессе которого могут быть получены их предельные показатели [119].

Решение проблемы создания первичных источников электроэнергии повышенной мощности на основе высокооборотных синхронных генераторов,

наиболее важно с точки зрения создания мощных первичных источников электроэнергии для «более электрического самолета», в качестве которых безальтернативно применяются синхронные генераторы специальной конструкции, устанавливаемые на маршевых двигателях [6-8].

Для достижения поставленной во введении цели в дальнейшем необходимо:

1. Разработать концептуальное представление проблемы создания первичных источников электроэнергии на основе высокооборотных синхронных генераторов с параметрами и показателями качества электроэнергии, необходимыми для эффективного преобразования на основе проблемно-целевого анализа и моделирования канала генерирования авиационной системы электроснабжения.

2. Определить новые подходы к анализу статических и динамических режимов синхронного генератора с электромагнитным возбуждением на основе имитационного моделирования, как важнейший этап проектирования высокооборотного генератора.

3. Разработать алгоритмы проектирования синхронных генераторов, в которых обосновано применение методов поиска локальных оптимумов однозначно определенного критерия оптимальности на разных этапах проектирования.

4. Разработать алгоритмы комплексного проектирования конструкции синхронного генератора, которые включают упорядоченную совокупность электромагнитных, тепловых, гидравлических и тепловых расчетов, проводимых на этапе технического проектирования.

5. Систематизировать закономерности этапа технического проектирования электрической машины, в результате которого создается полноценная конструкция на основе 3D-модели.

6. Создать методологию проведения электромагнитных расчетов синхронных генераторов на основе рационального использования аналитических методик и методов конечно-элементного анализа.

Система разработки генераторов СЭС ЛА предназначена для обеспечения процесса эскизного, технического и рабочего проектирования авиационных высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением. Она представляет собой совокупность методов моделирования, расчета, анализа и синтеза электромеханических преобразователей, баз данных и баз знаний в виде алгоритмов и программ, аппаратных средств хранения и обработки информации, свода модифицированных продукционных иерархических правил и рекомендаций принятия решений.

Объект исследования – бесконтактная электрическая машина, компонент авиационной системы электроснабжения – рассматривается как информационная система с обратными связями, целевой функционал оценки качества конструкции и функционирования которой является совокупность значений тактико-технических параметров и технико-экономических показателей.

При разработке генераторов СЭС ЛА должны быть решены следующие технические задачи:

- выбор структуры системы электроснабжения по канальности, роду тока, мощности, величинам номинальных параметров и качеству электроэнергии;
- эскизное и техническое проектирование электромеханических преобразователей электроэнергии, авиационных высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением;
- рабочее проектирование электромеханических преобразователей электроэнергии, авиационных высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением, с применением методов оптимального проектирования;
- проверочные и поверочные расчеты в составе опытно-конструкторское проектирование электромеханических преобразователей электроэнергии;
- верификация математических моделей электромеханических преобразователей электроэнергии, авиационных высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением, и систем электроснабжения в целом;

- верификация 3D-моделей электромеханических преобразователей;
- содержание баз данных по нормативно-технической документации, построенной по иерархическому принципу;
- создание рабочей конструкторской документации в составе: конструкторская документация, конструкторская текстовая документация, конструкторская программная документация.

Выводы по главе 1

1. В первой главе показано, что одним из путей дальнейшего повышения эффективности ЛА является реализация концепции ПЭС, ключевым элементом которой является создание системы электроснабжения повышенной мощности.

2. В соответствии с концепцией более электрического самолета и ее дальнейшим развитием – ПЭС – важнейшей задачей является создание высокооборотных синхронных генераторов мощностью 120...250 кВА с максимальной частотой вращения не ниже 24000 мин^{-1} , без привода постоянной частоты вращения.

3. Исходя из рассмотрения основных проблем в реализации концепции ПЭС, в качестве объекта исследования выбран бесконтактный высокооборотный синхронный генератор как основной источник электроэнергии системы электроснабжения перспективных самолетов.

4. На основе анализа состояния вопроса определен перечень задач, подлежащих рассмотрению в данной работе, главной из которых является создание методологии оптимального проектирования высокооборотных синхронных генераторов.

2 АЛГОРИТМЫ И МЕТОДЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

2.1 Основные положения. Алгоритм и программы классического электромагнитного расчета

Проектирование электрической машины – сложная многоэтапная и многовариантная задача, поэтому при ее решении приходится учитывать большое количество специальных требований и ограничений.

Развитие теории электрических машин (ЭМ) и широкое применение вычислительных систем качественно изменили подход к этому процессу. Однако проектирование специальных ЭМ, в том числе для авиационных систем электроснабжения, по-прежнему остается сложной задачей, на которую приходится затрачивать большое количество различных ресурсов и времени [52, 53].

Процесс проектирования ЭМ функционально представлен на рисунке 2.1. Он включает электромагнитные, тепловые, механические, вентиляционные расчеты с одновременной разработкой конструкции, удовлетворяющей технологическим требованиям ее изготовления при минимальных затратах материалов и максимальной надежности. В настоящее время процесс проектирования в качестве одного из этапов включает создание 3D-модели изделия и его составных частей.

Наиболее трудоемким процессом проектирования является проектирование первичных источников электроэнергии – генераторов электрической энергии. При этом авиационные генераторы должны выполнять свои функции в условиях, соответствующих установленным нормативно-техническим требованиям, изложенным в ОТТ ВВС и других нормативных документах [26, 27, 46].

Авиационные синхронные генераторы, как и другие источники переменного тока, должны вырабатывать электроэнергию с очень жесткими показателями качества, которые однозначно регламентированы в [26, 27, 82, 128].

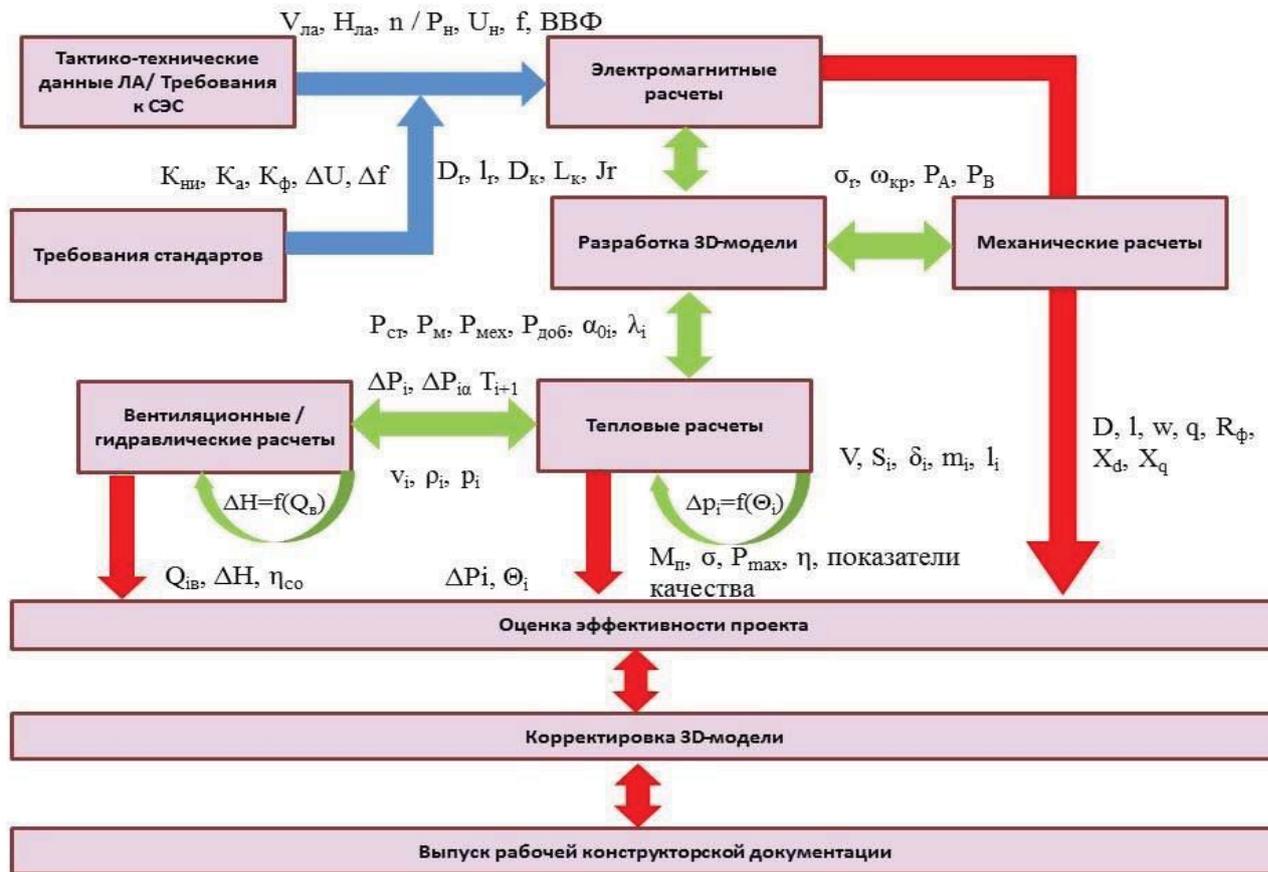


Рисунок 2.1 – Система проектирования синхронного генератора

В связи с этим уже на начальных этапах проектирования основного генератора, а затем возбuditеля и подвозбудителя, необходимо выполнять ряд специфических условий и учитывать их при электромагнитном расчете.

Стоит указать, что общее количество показателей качества электроэнергии составляет 65 показателей для систем переменного тока, и все они должны выполняться безусловно [49].

С точки зрения проектирования одним из главных показателей для авиационного генератора как первичного источника электрической энергии на борту летательного аппарата является электромагнитная мощность, сконцентрированная в магнитном поле воздушного зазора машины.

Так как требования, предъявляемые синхронным генераторам во многом противоречивы, то, как правило, необходим расчет многих вариантов геометрии активной части и изменения конструкции машины в процессе проектирования. При этом необходимо решать комплекс задач и реализовать экономически

целесообразные ресурсосберегающие и экологически безопасные технологии существующего производства.

При эскизном или техническом проектировании всегда вначале выполняют электромагнитный расчет, состоящий из двух взаимосвязанных этапов – проектировочного расчета и поверочного расчета. В процессе проектировочного расчета выбирают главные размеры, определяют обмоточные данные и другие значимые геометрические размеры машины. Проектировочные расчеты, как правило, производятся по разработанным ранее аналитическим методам, которые устанавливают связь между физическими величинами электрической машины и их геометрической интерпретацией [112].

Существенный вклад в развитие теории и практики проектирования авиационных генераторов внесли такие выдающиеся ученые, как В.А. Балагуров, А.Н. Бертинов, Д.А. Бут, В.А. Винокуров, Ф.Ф. Галтеев, Б.С. Зечихин, Б.Н. Калугин, Л.К. Ковалев, М.М. Красношапка, О.Г. Клочков, В.С. Кулебакин, Т.Г. Сорокер, В.А. Савенко, А.Ф. Федосеев, и др. Аналитические подходы и методы проектирования именно авиационных генераторов изложены в трудах признанных специалистов [17, 34, 40, 42, 47, 56, 57, 92, 121, 124–126].

В 70-е гг. прошлого столетия на Московском агрегатном заводе «Держинец» была разработана методика электромагнитного расчета Н8АО.005.606, которая наиболее полно устанавливает порядок расчета авиационных бесконтактных синхронных генераторов с вращающимися выпрямителями [58]. В данной методике были учтены методические наработки ВНИИЭМ, завода «Электросила», Московского авиационного института, Московского энергетического института, ВВИА им проф. Н.Е. Жуковского [97–107]. Методика широко применяется для электромагнитного расчета явнополюсного основного генератора, возбuditеля, подвозбудителя и определяет порядок расчета для каждой из проектируемых машин.

В настоящее время эта методика содержит машинно-ориентированный пакет программ расчета синхронного генератора и позволяет выполнять начальный этап автоматизированного проектирования генераторов с различными системами охлаждения. Результаты, полученные при реализации этих программ,

используются на последующих этапах при разработке математических моделей вентиляционных, гидравлических, тепловых процессов, а также при исследовании динамических режимов работы генератора (тепловых, электромагнитных и пр.).

В качестве примера далее рассмотрен алгоритм (рисунок 2.2) и адаптированный для ЭВМ пакет программ проектирования синхронного генератора ГТ30СЧ12, который изготавливается серийно и установлен на целом ряде летательных аппаратов, таких как Як-130, Ил-112В, Ил-114, во вспомогательной системе генерирования на основе газотурбинного двигателя ТА-14.

Такое построение пакета проектирования обеспечивает дальнейшее его развитие путем подключения других подпрограмм, использующих предыдущую информацию (исходные данные, результаты). Проектирование основного генератора реализуется подпрограммой SUBROUTINE PR_01_01_0.f90 содержит основные математические выражения, приведенные ниже.

Ток фазы якоря

$$I = \frac{S_a}{m \cdot U_H} \quad (2.1)$$

Число зубцов

$$p = \frac{60 \cdot f}{n}; \quad z = 2 \cdot m \cdot p \cdot q \quad (2.2)$$

Линейная нагрузка

$$A = \frac{I \cdot u \cdot z}{a_1 \cdot a_2 \cdot \pi \cdot D_a} \quad (2.3)$$

Полюсное деление

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_a}{2 \cdot p} \quad (2.4)$$

Конструктивные коэффициенты обмотки якоря, улучшающие форму ЭДС

$$K_{СК} = \frac{2 \sin\left(\frac{\pi}{2} \cdot v \cdot \beta_{СК}\right)}{v \cdot \pi \cdot \beta_{СК}}; \quad K_Y = \sin(v \cdot \beta \cdot \pi / 2); \quad K_P = \frac{\sin\left(\frac{v \cdot \pi}{2m}\right)}{C \cdot \sin\left(\frac{\pi}{C \cdot 2m}\right)} \quad (2.5)$$



Рисунок 2.2 – Блок-схема алгоритма проектирования

Обмоточный коэффициент

$$K_w = K_y \cdot K_p \cdot K_{ск} \quad (2.6)$$

Коэффициент воздушного зазора со стороны статора

$$K_{\delta 1} = \frac{t_Z \cdot (1 + 5 \cdot \delta / b_{ш})}{t_Z \cdot (1 + 5 \cdot \delta / b_{ш}) - b_{ш}}; C_{\alpha} = \frac{4 \cdot \delta \cdot K_{\delta} / \tau}{1 + 6 \cdot \frac{\delta \cdot K_{\delta} / \tau}{1 - \alpha}} \quad (2.7)$$

Коэффициент воздушного зазора со стороны ротора и общий коэффициент

$$K_{\delta 2} = \frac{t_{Z\partial} \cdot (1 + 5 \cdot \delta / b_{ш\partial})}{t_{Z\partial} \cdot (1 + 5 \cdot \delta / b_{ш\partial}) - b_{ш\partial}}; K_{\delta} = K_{\delta 1} \cdot K_{\delta 2} \quad (2.8)$$

Коэффициент формы

$$K_{\phi} = \frac{\alpha + C_{\alpha}}{\frac{8}{\pi^2} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot \alpha}{2}\right) + \frac{3}{\pi} \cdot C_{\alpha} \cdot \cos\left(\frac{\pi \cdot \alpha}{2}\right)} \quad (2.9)$$

Число витков фазы обмотки якоря

$$w = \frac{u_{\Pi} \cdot z}{2 \cdot a_1 \cdot a_2 \cdot m} \quad (2.10)$$

Предварительно магнитный поток в воздушном зазоре

$$\Phi_{\delta} = \frac{K_E \cdot K_{\phi} \cdot U_H}{4.44 K_w w f} \quad (2.11)$$

Относительная длина якоря

$$\lambda = \frac{2 \cdot p \cdot \Phi_{\delta}}{\alpha \cdot \pi \cdot B_{\delta} \cdot D_a^2} \quad (2.12)$$

Основные размеры статора и ротора

$$l_a = \lambda \cdot D_a; D_p = D_a - \delta \quad (2.13)$$

Основные параметры паза и пазовой изоляции якоря

$$b'_{\Pi} = \frac{u_{\Pi}}{2} \cdot a_{из} + 2 \cdot \Delta_{1ПAM} + 4 \cdot \Delta_{2ПAM} + \Delta_{ШИХТ} b; \quad (2.14)$$

$$b_{\Pi} = (b'_{\Pi} + \Delta_{Ж} \cdot \sin(\gamma)) / \cos(\gamma) \quad (2.15)$$

Высота паза

$$h_z = \frac{u_{\Pi}}{2} \cdot b_{из} + 1 \cdot \Delta_{1ППА} + 6 \cdot \Delta_{2ППА} + h_{КЛ} + h_{ш} + \Delta_{ПР} + \Delta_{ШИХТ} h \quad (2.16)$$

Ярмо якоря

$$h_a = \frac{\Phi_\delta}{2 \cdot l_a \cdot B_\delta \cdot K_{3c}} \quad (2.17)$$

Наружный диаметр пакета стали ярма и диаметр корпуса генератора

$$D_{NAR} = D_a + 2 \cdot (h_z + h_a); \quad (2.18)$$

$$D_{KORP} = D_{NAR} + 2 \cdot h_{KORP} \quad (2.19)$$

Проектирование геометрии полюса для явнополусного индуктора

$$\tau_{-1}^{KP} = 0.58 \cdot \sigma_{-1}^И; \quad \tau_S^{KP} = \frac{\tau_{-1}^{KP}}{K_{3ПП}}; \quad d_B = K_{DBAL} \cdot \sqrt[3]{\frac{M_{K3}}{0.2 \cdot \tau_S^{KP}}}$$

$$h_m = \frac{1}{2} \cdot \left(D_P - \sqrt{(d_B + 2 \cdot h_J)^2 - b_m^2} \right) - h_P; \quad (2.20)$$

$$a_J = (D_P / 2 - h_m - h_P) \cdot \operatorname{tg} \frac{\pi}{2 \cdot p} - b_m / 2;$$

$$\Delta h_P = h_P - h_{P \min} - 0.5 \cdot (D_P - \sqrt{D_P^2 - b_{PN}^2});$$

$$a_J = (D_P / 2 - h_m - h_P) \cdot \operatorname{tg} \frac{\pi}{2 \cdot p} - b_m / 2; \quad a_P = \frac{b_{PN} - b_m}{2}$$

Предварительно определяется число витков обмотки возбуждения

$$W_B = \frac{F_{B \max}}{2 \cdot m \cdot I_{D \max}}; \quad I_{B \max} = m \cdot I_{D \max}; \quad U_{B \max 0} = K_{DB0} \cdot U_{D \max};$$

$$l_{CPOB} = 2 \cdot (l_m + b_m + l_{кр}) + \pi a_p; \quad S_{BO} = \frac{l_{CPOB} \cdot W_B \cdot 2p \cdot K_{\theta B}}{\gamma_{CU} \cdot R_{B0}} \quad (2.21)$$

Расчет площади окна обмотки возбуждения

$$S_{OOB} = (h_m - 2\Delta_{ПР}) \cdot (a_P - 2\Delta_{ПР}), \text{ если } a_P < a_J;$$

$$S_{OOB} = (h_m - 2\Delta_{ПР}) \cdot (a_J - 2\Delta_{ПР}), \text{ если } a_J < a_P; \quad (2.22)$$

$$S_{MOB0} = W_B \cdot \pi \cdot D_{ИЗОВ}^2 / 4;$$

Раскладка витков в окне полюса и уточнение числа витков обмотки возбуждения

$$P_{VERT} = Ц.Ч. \left((h_m - 2\Delta_{ПР} - 0.5D_{ИЗОВ}) / D_{ИЗОВ} \right);$$

$$\text{If } a_P \leq a_J, \quad P_{GORZ} = Ц.Ч. \left(1 + \frac{2 \cdot (a_P - 2\Delta_{ПР} - D_{ИЗОВ})}{\sqrt{3} \cdot D_{ИЗОВ}} \right); \quad (2.23)$$

$$W_{OB} = P_{VERT} \cdot P_{GORZ}$$

Уточнение значений параметров обмотки возбуждения

$$R_{B20} = \frac{I_{\text{CPOB}}}{\gamma_{\text{CU}} \cdot S_B} \cdot W_{\text{OBRZM}} \cdot 2p; \quad R_{B\theta} = R_{B20} \cdot K_{\theta B};$$

$$I_{\text{Д max}} = \frac{F_{\text{B max}}}{2 \cdot W_{\text{OBRZM}} \cdot m}; \quad I_{\text{B max}} = m \cdot I_{\text{Д max}}; \quad (2.24)$$

$$U_{\text{B max}} = I_{\text{B max}} \cdot R_{B\theta}; \quad K_{\text{DB}} = \frac{U_{\text{B max}}}{U_{\text{Д max}}}; \quad P_{\text{B max}} = U_{\text{B max}} \cdot I_{\text{B max}}$$

Проектирование демпферной обмотки на один полюс

$$t_{\text{Z}\delta} = (0.5 \div 1 \div 1.5) \cdot t_{\text{Z}\delta}; \quad n_{\delta} = \text{Ц.Ч.} \left(\frac{\tau_{\text{Z}} \cdot \alpha}{1.15} - 0.5 \right);$$

$$S_{\text{CT},\delta} = (0.1 \div 0.22 \div 0.28 \div 0.65) \cdot \tau_{\text{Z}} \cdot u_{\text{II}} \cdot S_{\text{IP}} / n_{\delta}; \quad (2.25)$$

$$d_{\text{CT},\delta} = \sqrt{4 \cdot S_{\text{CT},\delta} / \pi}; \quad d_{\text{OTB},\delta} = d_{\text{CT},\delta} + (0.1 \div 0.2) \cdot 10^{-3}$$

В основной программе расчета синхронного генератора в качестве ресурсов используются вложенные процедуры — авторские подпрограммы и стандартные процедуры и функции.

Классические электромагнитные расчеты, изложенные выше, позволяют получить геометрические размеры и провести предварительный анализ основных статических его характеристик, позволяющих уже на этом этапе проектирования частично определить соответствие проекта техническим требованиям и нормативным документам [34, 42, 92].

При рассмотрении классических методов проектирования синхронных генераторов необходимо особо уделить внимание некоторым существенным элементам конструкции, в частности, обмотке якоря генератора. Обмотка якоря авиационного синхронного генератора является одним из наиболее ответственных элементов, так как она должна индуцировать ЭДС синусоидальной формы. Поэтому выбор наиболее рациональной схемы, расчет и оптимизация параметров обмотки якоря для высокооборотного синхронного генератора является важнейшим этапом проектировочного расчета.

В общем случае кривая магнитной индукции B_{mv} не является синусоидальной кривой, каждая v -я гармоническая ее составляющая определяет соответствующую ей v -ю составляющую гармонического потока

$$\begin{aligned}\Phi_1 &= \frac{2}{\pi} \tau l_a B_{m1}, \\ \Phi_3 &= \frac{2}{\pi} \frac{\tau}{3} l_a B_{m3}, \\ &\dots\dots\dots \\ \Phi_v &= \frac{2}{\pi} \frac{\tau}{v} l_a B_{mv}.\end{aligned}\tag{2.26}$$

Эти гармонические составляющие неподвижны относительно полюса и вращаются с той же скоростью, что и индуктор генератора, расположенный на роторе. Следовательно, ЭДС обмотки якоря будет выглядеть следующим образом [60]

$$E_{\Phi} = 4,44 k_{\Phi} \omega f \Phi_{m1} \sqrt{1 + k_{m3}^2 + \dots + k_{mv}^2},\tag{2.27}$$

где k_{mv} – коэффициенты, равные отношению амплитуд высших гармонических к амплитуде основной волны индукции в воздушном зазоре.

Снижение влияния высших гармонических составляющих возможно укорочением шага обмотки, как правило, в сторону уменьшения диаметрального шага. Действительно, при укорочении второго проводника витка катушки на величину $\beta\tau/2$, введя множитель β , выражающий ширину витка в долях полюсного деления, тогда для двух сторон одного витка справедливо выражение

$$\begin{aligned}e_1 - e_2 &= \sum_{v=1}^{\infty} E_{mv} \left[\sin v(\omega t - \varphi_v + \frac{\beta\pi}{2}) - \sin v(\omega t - \varphi_v - \frac{\beta\pi}{2}) \right] = \\ &= 2 \sum_{v=1}^{\infty} E_{mv} \cos v(\omega t - \varphi_v) \sin \frac{v\beta\pi}{2},\end{aligned}\tag{2.28}$$

Последний множитель $\sin \frac{v\beta\pi}{2}$ называется коэффициентом укорочения обмотки k_y . Поиск наилучшего значения этого коэффициента является одним из эффективных решений для приведения формы кривой к синусоидальному значению. Так, например, при укорочении шага на 4/5 исчезнет гармоническая

составляющая пятого порядка и кратные ей составляющие более высоких порядков [99, 100, 102].

В авиационных синхронных генераторах мощностью от 30 кВА и выше в качестве обмоток якоря применяются двухслойные распределенные шестизонные трехфазные обмотки (рисунок 2.3) с высокой степенью распределения, как целым, так и дробным числом q на полюс и фазу.

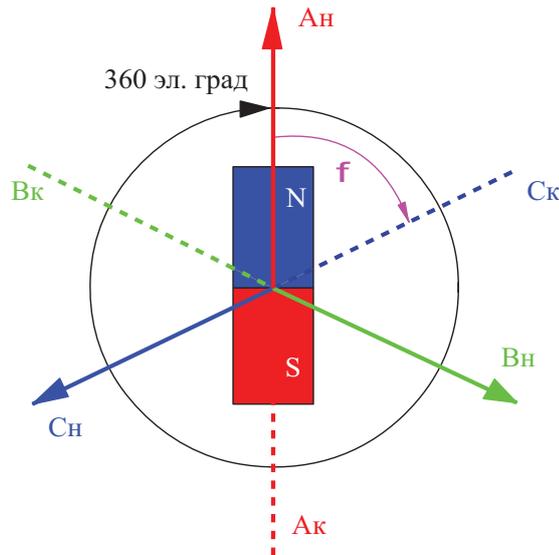


Рисунок 2.3 – Шестизонная модель трехфазной обмотки

При распределении обмотки одной ЭДС катушечной группы можно представить как геометрическую сумму векторов ЭДС каждого из проводников, уложенных в пазах, наклоненных друг к другу под некоторыми углами. Количественно такая совокупность ЭДС определяется отношением модуля геометрической суммы к арифметической сумме ее составляющих и носит название коэффициента распределения, который для целого q будет иметь вид (2.5).

Обобщенный коэффициент, равный произведению всех коэффициентов, носит название обмоточного коэффициента и приведен в выражении (2.6), а выражение определения ЭДС принимает вид

$$E_{\Phi} = 4,44k_w wf \Phi_{ml}. \quad (2.29)$$

Проектировочный расчет основного генератора однозначно определяет основные геометрические размеры и его обмоточные данные, которые вносятся в

расчетный формуляр машины, однако электромагнитный расчет на основе классических алгоритмов и методик выполняется только по первой гармонике.

Статические характеристики, как результат поверочного расчета, являются недостаточными для полного анализа проектируемой машины, так как не отвечают на вопрос о качестве создаваемой генератором электроэнергии, как в статических режимах работы, так и протекании переходных процессов.

Однако уже на этапе проектировочного расчета синхронного генератора необходимо задавать параметры, влияющие на качественные показатели.

Так, оценку качества проектируемой машины здесь можно рассматривать упрощенным способом с помощью относительных реактивных сопротивлений по осям d и q , а также с помощью постоянных времени обмоток, входящих в синхронный генератор.

Для построения схем замещения и аналитического исследования проектируемой машины необходимо привести все гальванически несвязанные между собой обмотки к одному виду, соблюдая при этом неизменность энергетических соотношений. Традиционно обмотки ротора приводят к обмоткам статора. Приведение обмоток заключается в том, что роторные обмотки пересчитываются на число фаз и число витков статорной обмотки. Коэффициент приведения по току определяется из равенства основных гармонических МДС, а коэффициенты по напряжению и сопротивлению – исходя из равенства полной мощности реальной и приведенной обмоток [60]

$$m_i = \frac{I_{m2}}{I'_{m2}} = \frac{m_1 k_{об1} w_1}{m_2 k_{об2} w_2}, \quad (2.30)$$

$$m_u = \frac{U'_2}{U_2} = m_i \frac{m_1}{m_2}, \quad (2.31)$$

$$m_z = \frac{R'_2}{R_2} = m_i m_u. \quad (2.32)$$

Приведение параметров обмотки возбуждения к обмотке статора позволяет аналитически рассматривать переходные процессы, протекающие в них [61,102]. Например, при коротком замыкании в фазе А ЭДС в ней создается только за счет изменения потокосцеплений этой фазы и обмотки возбуждения. Если пренебречь активными сопротивлениями, результирующая ЭДС должна равняться нулю [60]

$$L_d \frac{di_a}{dt} + L'_{ad} \frac{di'_f}{dt} = 0 \quad (2.33)$$

Определяя это уравнение, получаем индуктивность обмотки якоря L'_d , эквивалентную ее индуктивности рассеяния с учетом трансформаторных связей с обмоткой возбуждения

$$L'_d = L_d - \frac{L_{ad}^2}{L_f} = L_{\sigma d} + \frac{1}{\frac{1}{L_{ad}} + \frac{1}{L_{\sigma f}}}. \quad (2.34)$$

Реактивное сопротивление, получаемое с помощью этой индуктивности, называется переходным сопротивлением обмотки якоря по продольной оси $X'_d = \omega L'_d$. Это сопротивление определяет постоянную времени затухания апериодической составляющей тока короткого замыкания в обмотке якоря и периодической составляющей в токе обмотки возбуждения [54, 55, 60]

$$T_a = \frac{L'_d}{r_a}. \quad (2.35)$$

Апериодическая составляющая короткого замыкания в токе обмотки возбуждения возникает при замкнутых обмотках статора и определяется как

$$T'_d = \frac{L'_f}{r_f} \quad (2.36)$$

Этот параметр является одним из важнейших для определения качества переходных процессов и носит название переходной составляющей.

В этом аспекте необходимо рассмотреть еще один параметр, который называется постоянной времени обмотки возбуждения при разомкнутой обмотке статора и имеет высокую практическую значимость [60, 62]

$$T_{d0} = \frac{L_f}{r_f}, \quad (2.37)$$

$$L_f = L_{\sigma f} + L_{ad}. \quad (2.38)$$

Авиационные синхронные генераторы всегда имеют демпферные обмотки на полюсах, в которой при переходных процессах возникают токи, замедляющие уменьшение результирующего потока. Они носят название сверхпереходных токов, а постоянная времени этого процесса называется сверхпереходной постоянной времени и обычно определяется как

$$T''_d = \frac{1}{8} T_a. \quad (2.39)$$

Синхронные индуктивные сопротивления по продольной и поперечной оси, переходные индуктивные, сверхпереходные индуктивные сопротивления и соответствующие им постоянные времени обмоток однозначно определяются при проектировочном расчете. С помощью этих параметров можно предварительно оценивать максимальные значения токов в обмотках основного генератора при переходных процессах, которые в дальнейшем можно применять в качестве начальных граничных условий в моделях более высокого уровня.

Более подробно анализ трансформаторных связей можно проводить методом суперпозиции, согласно которому принято считать, что все составляющие статорных токов имеют свои связи с обмотками ротора [60– 62].

Если включить цепь возбуждения на некоторую ЭДС, то при разомкнутой статорной обмотке (при отсутствии демпферных обмоток), уравнение для тока возбуждения будет согласно [60] будет иметь вид

$$L_f \frac{di_f}{dt} + r_f i_f = E_f \quad (2.40)$$

$$I_f = \frac{E_f}{r_f} \left(1 - e^{-\frac{r_f t}{L_f}} \right) = I_{f0} \left(1 - e^{-\frac{1}{T_{d0}} t} \right) \quad (2.41)$$

Если при воздействии той же ЭДС в обмотке возбуждения обмотку статора замкнуть накоротко, то в ней возникнет система периодических токов. Амплитуда этих токов изменяется с постоянной времени T'_d

$$\begin{aligned} L_f \frac{di_f}{dt} + L_{1f} \frac{di_1}{dt} + r_f i_f &= E_f \\ L_{1f} \frac{di_f}{dt} + L_1 \frac{di_1}{dt} &= 0 \end{aligned} \quad (2.42)$$

Проведя несложные преобразования системы уравнений (2.42) можно получить решение относительно тока возбуждения

$$I_f = \frac{E_f}{r_f} \left(1 - e^{-\frac{r_f - \frac{L_1^2}{L_{1f}}}{L_f} t} \right) = I_{f0} \left(1 - e^{-\frac{1}{T'_d} t} \right) \quad (2.43)$$

Если принять ток в обмотке возбуждения постоянным, на статорные обмотки включить на некоторую синусоидальную ЭДС, то система (2.42)

преобразуется к виду. При этом активным сопротивлением обмотки возбуждения можно пренебречь согласно [60]

$$\begin{aligned} L_f \frac{di_f}{dt} + L_{1f} \frac{di_1}{dt} &= 0 \\ L_{1f} \frac{di_f}{dt} + L_1 \frac{di_1}{dt} + i_1 r_1 &= E_0 \sin(\omega t + \psi) \end{aligned} \quad (2.44)$$

Определяя из первого уравнения $\frac{di_f}{dt}$ и подставляя его во второе уравнение, получается следующее выражение

$$\left(L_1 - \frac{L_{1f}^2}{L_f}\right) \frac{di_1}{dt} + i_1 r_1 = E_0 \sin(\omega t + \psi) \quad (2.45)$$

Решение этого уравнения относительно тока статора с переходом от индуктивностей к индуктивному сопротивлению, учитывая что $X'_d = \left(L_1 - \frac{L_{1f}^2}{L_f}\right)$

$$i_1 = \frac{E_0 \sin(\omega t + \psi - \varphi')}{\sqrt{r_1^2 + (X'_d)^2}} - \frac{E_0 \sin(\psi - \varphi')}{\sqrt{r_1^2 + (X'_d)^2}} e^{-\frac{t}{T'_d}} = i'_d + i''_d \quad (2.46)$$

В этом выражении ток i'_d представляет симметричную составляющую, а ток i''_d – апериодическую составляющую полного тока фазы.

При коротком замыкании в обмотке статора, ток возбуждения можно определить с помощью (2.47), которое может быть получено из системы (2.42)

$$I_f = \frac{E_f}{r_f} \left(1 + \frac{X_d - X'_d}{X_d} e^{-\frac{t}{T'_d}}\right) \quad (2.47)$$

При наличии демпферной обмотки система уравнений трансформаторных связей по продольной оси следующий вид

$$\begin{aligned} L_f \frac{di_f}{dt} + L_{1f} \frac{di_1}{dt} + L_{Df} \frac{di_D}{dt} + i_f r_f &= 0 \\ L_{1f} \frac{di_f}{dt} + L_1 \frac{di_1}{dt} + L_{D1} \frac{di_D}{dt} + i_1 r_1 &= E_0 \sin(\omega t + \psi) \\ L_{Df} \frac{di_f}{dt} + L_{D1} \frac{di_1}{dt} + L_D \frac{di_D}{dt} + i_D r_D &= 0 \end{aligned} \quad (2.48)$$

Приняв активные сопротивления роторных цепей равными нулю, и исключив роторные токи, положив, что $L_{Df} = L_{1f} = L_{1Df}$ система уравнений приводится к виду

$$X''_d \frac{di_1}{dt} + i_1 r_1 = E_0 \sin(\omega t + \psi)$$

где

$$X_d'' = (L_1 - L_{1Df}) + \frac{1}{L_{1Df} + (L_f - L_{1Df}) + (L_D - L_{1Df})} \quad (2.49)$$

Решение этого уравнения позволяет получить ток фазы статора

$$i_1 = \frac{E_0 \sin(\omega t + \psi - \varphi'')}{\sqrt{r_1^2 + (X_d'')^2}} - \frac{E_0 \sin(\psi - \varphi'')}{\sqrt{r_1^2 + (X_d'')^2}} e^{-\frac{t}{T_a}} = i_d'' + i_a'' \quad (2.50)$$

Достигнутый мгновенный всплеск свободных токов в роторных цепях должен затухать из-за наличия в этих цепях активных сопротивлений. Значение всплеска тока в демпферной цепи можно получить, положив равными активные сопротивления статора и обмотки возбуждения

$$i_D = I_{D0} e^{-r_D \frac{L_1 L_f - L_{1Df}^2}{L_1 L_f L_D - L_{1Df}^2 (L_1 + L_f + L_D) + 2L_{1Df}^3} \frac{-1}{T_d'} t} = I_{D0} e^{\frac{-1}{T_d'} t} \quad (2.51)$$

Выражения для начальных значений статорного и роторного токов и их постоянных времени позволяют составить полные уравнения мгновенных значений при внезапном коротком замыкании. Для наиболее общего случая эти уравнения подробно рассматриваются в [60]

$$i_A = -I_{dm} \cos(t + \psi) - (I_{dm}' - I_{dm}) \cos(t + \psi) e^{-\frac{t}{T_d'}} - (I_{dm}'' - I_{dm}') \cos(t + \psi) e^{-\frac{t}{T_d''}} \quad (2.52)$$

$$+ \frac{1}{2} [(I_{dm}'' + I_{qm}'') \cos(t + \psi) + (I_{dm}'' - I_{qm}'') \cos(t + \psi)] e^{-\frac{t}{T_a}}$$

$$i_B = -I_{dm} \cos\left(t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right) - (I_{dm}' - I_{dm}) \cos\left(t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right) e^{-\frac{t}{T_d'}} \quad (2.53)$$

$$- (I_{dm}'' - I_{dm}') \cos\left(t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right) e^{-\frac{t}{T_d''}}$$

$$+ \frac{1}{2} [(I_{dm}'' + I_{qm}'') \cos\left(t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right) + (I_{dm}'' - I_{qm}'') \cos\left(t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right)] e^{-\frac{t}{T_a}}$$

$$i_C = -I_{dm} \cos(t + \psi) - (I_{dm}' - I_{dm}) \cos(t + \psi) e^{-\frac{t}{T_d'}} \quad (2.54)$$

$$- (I_{dm}'' - I_{dm}') \cos\left(t + \psi + \frac{2\pi}{3}\right) e^{-\frac{t}{T_d''}}$$

$$+ \frac{1}{2} [(I_{dm}'' + I_{qm}'') \cos\left(t + \psi + \frac{2\pi}{3}\right) + (I_{dm}'' - I_{qm}'') \cos\left(t + \psi + \frac{2\pi}{3}\right)] e^{-\frac{t}{T_a}}$$

$$+ (I_{dm}'' - I_{qm}'') \cos(t + \psi) + \frac{2\pi}{3} e^{-\frac{t}{T_a}}$$

Полученные в результате проектировочного расчета данные дают возможность построить геометрическую модель активной части основного синхронного генератора и приступить к разработке его конструкции. Такие же данные определяются в результате последующих проектировочных расчетов возбудителя и подвозбудителя [130].

Геометрическая модель активной зоны генератора позволяет перейти к разработке конструкции машины, однако не позволяет окончательно оценить качество проекта, которое определяется на начальном этапе только статическими характеристиками изделия и оценочными расчетами показателей качества. Поэтому для анализа характеристик спроектированного генератора и проверки соответствия его параметров требованиям ТЗ необходимо выполнить корректировочные этапы электромагнитного расчета, к которым относятся также итерационные поверочные расчеты, уточняющие свойства электрической машины при заданной ее геометрии.

При проведении поверочных расчетов для основного генератора и возбудителя на их параметры устанавливаются ограничения, выставляемые в соответствии с требованиями нормативных документов и опытными данными, полученными для ранее спроектированных синхронных генераторов такого типа [89, 90].

В дальнейшем приводится обсуждение этапов поверочных расчетов, развивающих этот важнейший этап при реализации методологии комплексного проектирования и разработки авиационных синхронных генераторов повышенной мощности при переменной частоте вращения вала маршевого двигателя ЛА.

2.2 Поверочные расчеты и способы анализа электромагнитных характеристик

Задачи, связанные с проведением поверочных расчетов электромеханических преобразователей энергии – электрических машин, представляют собой математическое моделирование процессов, протекающих в

них. В первую очередь это относится к получению установившихся номинальных режимов работы и переходных процессов, происходящих при переходе от одного установившегося режима к другому. Количественно все процессы, протекающие в электрических машинах, сводятся к определению перемещений вращающихся частей машин, изменений токов и напряжений во времени [44, 54, 111, 112].

Важнейшим расчетом, определяющим правильность проекта, является расчет магнитной цепи спроектированного генератора, который проводится для основных режимов работы машины в установившемся режиме. Расчет магнитной цепи в настоящее время может производиться по аналитическим методикам, подробно изложенным в [42, 58]. В основе аналитического расчета магнитной цепи используется закон полного тока для замкнутой магнитной цепи

$$F_M = \oint \mathbf{H} d\mathbf{l} \quad (2.55)$$

Элементы магнитопроводов и зазоры, по которым проходит основной магнитный поток на пару полюсов (или один полюс), называют магнитной цепью машины. Расчет магнитной цепи заключается в определении суммарного магнитного напряжения всех ее участков, соответствующего определенному значению потока. Поэтому правая часть выражения (2.55) разбивается на участки, на которых напряженность принимается одинаковой, и представляется в виде суммы

$$F_M = \sum_{i=1}^n H_i l_i, \quad (2.56)$$

где n – число участков, на которые подразделена магнитная цепь;

l_i – длина средней магнитной линии в пределах каждого из участков;

H_i – расчетное значение напряженности магнитного поля на i -м участке.

Магнитное напряжение на каждом из участков цепи определяют приближенно, принимая напряженность поля в пределах границ участка неизменной и равной расчетному для данного участка ее значению H_i . Тогда суммарная МДС магнитной цепи [42, 54]

$$F_M = \sum_{i=1}^n H_i l_i = \sum_{i=1}^n F_i. \quad (2.57)$$

Методы расчета магнитных напряжений различных участков цепи имеют особенности, обусловленные размерными соотношениями, характером распределения потока, необходимостью учета влияния потоков рассеяния.

Для проведения расчета магнитная цепь машины делится на ряд последовательно расположенных вдоль силовой линии участков, каждый из которых имеет простую геометрию и состоит из материала с однородной магнитной проницаемостью. Предполагается также, что на участках известно основное направление магнитных линий потока. Для синхронных генераторов такими участками являются ярмо якоря, зубцовые зоны якоря, сердечники полюсов, воздушный зазор и ярмо индуктора в плоскости расточки машины. При этом в качестве допущения принимается, что магнитный поток вдоль оси машины отсутствует в связи с шихтовкой якоря и индуктора генератора.

Расчет магнитной цепи проектируемого генератора производится для разных режимов ее работы. Так, например, рассчитывается характеристика холостого хода – зависимость ЭДС в ее обмотках от тока обмотки возбуждения: $E = f(I_B)$. Ток возбуждения обмотки соответствует напряжению магнитной цепи машины, а ЭДС обмотки якоря при постоянной частоте вращения пропорциональна потоку возбуждения, поэтому характеристика холостого хода при этом условии эквивалентна зависимости $\Phi = f(F_M)$, которую называют магнитной характеристикой машины, которая определяет достаточность объема активного железа для проведения необходимого магнитного потока. При работе генератора в различных нагрузочных режимах, вплоть до режима короткого замыкания, из-за увеличения тока электромагнитное поле в нем будет изменяться, так как МДС тока нагрузки создаст поле, называемое полем реакции якоря. Под действием реакции якоря результирующий поток в авиационном генераторе, исходя из условий его работы, будет уменьшаться.

Поэтому влияние реакции якоря на характеристики машины всегда учитывают при расчете нагрузочных режимов, а для авиационного генератора

обязательно проверяют работу в предельных режимах, где оценивается достаточность геометрического объема для проведения необходимого магнитного потока.

В синхронных машинах различают продольную и поперечную реакции якоря, то есть отдельно рассматривают составляющие поля реакции: совпадающую с осью поля возбуждения и нормальную к нему. И продольная, и поперечная реакции якоря оказывают влияние на поле машины и, как следствие, на качество генерируемой энергии. Необходимо отметить, что методики поверочного расчета, основанные на аналитическом представлении электромагнитного поля, имеют существенные недостатки и дают большие погрешности – до 15...20% для синхронных электрических машин, однако они достаточно легко внедряются в автоматизированный расчет и обладают малым временем расчета отдельной итерации.

К системам автоматизированного поверочного расчета, лишенным недостатков методов аналитического расчета относится методика электромагнитного расчета магнитной системы машины, основанная на конечно-элементном анализе электромагнитных процессов.

В настоящее время существует ряд методов различной степени сложности, позволяющих получить частное решение системы уравнений Максвелла для синхронных генераторов численными методами, причем наибольшее распространение получил метод конечных элементов.

Как известно, авиационный синхронный генератор представляет собой электрическую машину с электромагнитным возбуждением, и в связи с этим, ограничимся только рассмотрением стационарного магнитного поля, первопричиной возникновения которого являются сторонние токи (возбуждения), постоянные во времени, причем положение проводников в пространстве не изменяется.

Принимая во внимание постоянные и изменяющиеся во времени электромагнитные поля и пренебрегая токами смещения (квазистационарное поле), получим следующую запись уравнений Максвелла [59]

$$\begin{aligned}
 \operatorname{rot} \mathbf{H} &= \mathbf{J}_s, \\
 \operatorname{rot} \mathbf{E} &= -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \\
 \operatorname{div} \mathbf{B} &= 0,
 \end{aligned}
 \tag{2.58}$$

где \mathbf{H} – напряженность магнитного поля,

\mathbf{J}_s – вектор токов источников,

\mathbf{E} – напряженность электрического поля,

\mathbf{B} – индукция магнитного поля.

Расчетная область для решения электромагнитной задачи может быть разбита на несколько подобластей:

Ω_0 – немагнитная подобласть с источниками тока (μ_0, \mathbf{J}_s);

Ω_1 – магнитная непроводящая подобласть (μ, M_0);

Ω_2 – проводящая подобласть с источниками тока ($\mu, \sigma, \mathbf{J}_s$),

где $\mu = \mu_0 \begin{bmatrix} \mu_{rx} & 0 & 0 \\ 0 & \mu_{ry} & 0 \\ 0 & 0 & \mu_{rz} \end{bmatrix}$ – матрица магнитных проницаемостей, в общем

случае являющаяся функцией H ,

$\mu_{rx}, \mu_{ry}, \mu_{rz}$ – относительная магнитная проницаемость в направлениях x, y и z соответственно,

M_0 – матрица коэрцитивной силы постоянных магнитов,

$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$ – матрица проводимостей,

$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$ – проводимость в направлениях x, y и z соответственно.

Во всей расчетной области Ω искомое решение для электромагнитного поля должно удовлетворять уравнениям системы (2.58). Решение может быть получено путем введения потенциалов, позволяющих выразить магнитное поле \mathbf{B} и электрическое поле \mathbf{E} следующим образом:

$$\mathbf{B} = \operatorname{rot} \mathbf{A}, \tag{2.59}$$

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \nabla V, \tag{2.60}$$

где \mathbf{A} – вектор магнитных потенциалов;

∇V – градиент скалярного электрического потенциала.

Соблюдение этих условий обеспечивает выполнение двух уравнений Максвелла, второго и третьего уравнений в (2.58). Остается решить уравнение закона Ампера вместе с уравнением непрерывности [30]. Итоговые дифференциальные уравнения выглядят следующим образом [64]:

$$\operatorname{rot} \boldsymbol{\vartheta} \operatorname{rot} \mathbf{A} + \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \nabla V - \mathbf{v} \times \sigma \operatorname{rot} \mathbf{A} = 0 \text{ для } \Omega_2 \quad (2.61)$$

$$\operatorname{div} \left(\sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \sigma \nabla V + \mathbf{v} \times \sigma \operatorname{rot} \mathbf{A} \right) = 0 \text{ для } \Omega_2 \quad (2.62)$$

$$\operatorname{rot} \boldsymbol{\vartheta} \operatorname{rot} \mathbf{A} = \mathbf{J}_S + \operatorname{rot} (\mu_0 \boldsymbol{\vartheta} \mathbf{M}_0) \text{ для } \Omega_0 \text{ и } \Omega_1, \quad (2.63)$$

где $\boldsymbol{\vartheta} = \begin{Bmatrix} \vartheta_x \\ \vartheta_y \\ \vartheta_z \end{Bmatrix}$ – вектор скоростей,

$\mathbf{v} = \mu^{-1}$ – матрица магнитных сопротивлений.

Решение этих уравнений требует определения граничных условий для магнитного и электрического полей. Для метода конечных элементов основное решаемое уравнение может быть представлено в виде:

$$\mathbf{C}u' + \mathbf{K}u = \mathbf{J}_i. \quad (2.64)$$

Матрицы коэффициентов \mathbf{C} и \mathbf{K} этого уравнения и методика их вывода приведены в [30].

Степени свободы:

$$u = \begin{Bmatrix} \mathbf{A}_e \\ \mathbf{V}_e \end{Bmatrix}, \quad (2.65)$$

где \mathbf{A}_e – вектор магнитных потенциалов;

\mathbf{V}_e – вектор интегрированных по времени скалярных электрических потенциалов ($v = \int V dt$). Использование интегрированных по времени величин позволяет работать с симметричными матрицами.

Прикладываемые нагрузки:

$$\mathbf{J}_i = \begin{Bmatrix} \mathbf{J}^A \\ \mathbf{I}^t \end{Bmatrix},$$

$$\mathbf{J}^A = \mathbf{J}^S + \mathbf{J}^{pm},$$

$$\begin{aligned}
J^S &= \int_{vol} J_S N_A^T d(vol), \\
J^{pm} &= \int_{vol} (rot(N_A^T))^T H_c d(vol), \\
I^t &= \int_{vol} J_t N_A^T d(vol),
\end{aligned} \tag{2.66}$$

где N_A – матрица функций формы элемента для A ($A = N_A^T A_e$);

J_t – вектор общей плотности тока (вводится при задании граничных условий);

vol – объем элемента;

H_c – вектор коэрцитивных сил.

Вектор коэрцитивных сил зависит от вектора постоянной собственной намагниченности как:

$$H_c = \mu_0 \vartheta M_0. \tag{2.67}$$

Наконец, вариационные уравнения равновесия могут быть записаны следующим образом:

$$\begin{aligned}
A_e^T \left(K^{AA} A_e + K^{AV} V_e + C^{AA} \frac{d}{dt} A_e + C^{AV} \frac{d}{dt} V_e - J^A \right) &= 0, \\
V_e^T \left(K^{VA} A_e + K^{VV} V_e + C^{VA} \frac{d}{dt} A_e + C^{VV} \frac{d}{dt} V_e - I^t \right) &= 0,
\end{aligned} \tag{2.68}$$

где $K^{AA}, K^{AV}, K^{VA}, K^{VV}, C^{AA}, C^{AV}, C^{VA}, C^{VV}$ – фрагменты матриц коэффициентов C и K согласно [30].

Известно [7, 41, 102], что статические индуктивности зависят от геометрических параметров, определяющих форму, размеры и взаимное расположение контуров, от магнитной проницаемости самих контуров и окружающей среды. Если магнитная проницаемость постоянна, то индуктивность контуров не зависит от токов в них.

Особо стоит обратить внимание на то, что индуктивности и взаимные индуктивности тесно связаны с потокосцеплением обмотки Ψ , т. е. для вычисления индуктивности электромагнитного контура необходимо найти полное число сцеплений единичных линий магнитной индукции с контуром. Также необходимо отметить еще одно замечательное свойство индуктивности: контур с током является накопителем электрической энергии, причем величина

индуктивности характеризует способность накапливать в магнитном поле электрическую энергию. Накопленная в стационарном магнитном поле электрическая энергия W_M определяется известными соотношениями [60]

$$W_M = \frac{L \cdot i^2}{2} = \frac{\Psi \cdot i}{2}, \quad (2.69)$$

$$W_M = \frac{1}{2} \int_V A \cdot J dV. \quad (2.70)$$

Если разбить проводник с током i на малые кубические объемы ΔV и положить постоянными векторный потенциал A и плотность тока J в пределах этого объема, то уравнение (2.70) может быть записано в виде

$$W_M = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n A_k \cdot J_k \cdot \Delta V = \frac{\Delta V}{2} \sum_{k=1}^n (A \cdot J)_k, \quad (2.71)$$

где n – количество объемов.

С другой стороны, энергия, запасенная в магнитном поле, выражается формулой (2.69). Поэтому, приравняв (2.69) и (2.71), получим

$$\frac{\Psi \cdot i}{2} = \frac{\Delta V}{2} \sum_{k=1}^n (A \cdot J)_k. \quad (2.72)$$

Ток, протекающий через проводник, может быть выражен при равенстве всех элементарных площадей S , нормальных вектору плотности тока J

$$i = \Delta S \sum_{p=1}^q J_p, \quad (2.73)$$

где q – количество элементарных площадей, составляющих площадь проводника S . Исходя из ранее рассмотренных уравнений, величина потокосцепления определяется как

$$\Psi = \frac{\Delta V \sum_{k=1}^n (A \cdot J)_k}{\Delta S \sum_{p=1}^q J_p} = \frac{\Delta l \sum_{k=1}^n (A \cdot J)_k}{\sum_{p=1}^q J_p}. \quad (2.74)$$

Получив значение потокосцепления при отсутствии других контуров с током, определяется собственная индуктивность обмотки

$$L = \frac{\Psi}{i} = \frac{\sum_{k=1}^n (A \cdot J)_k}{\Delta l \left(\sum_{p=1}^q J_p \right)^2}. \quad (2.75)$$

Для определения взаимной индуктивности двух обмоток необходимо рассчитать магнитное поле, создаваемое протекающими в них токами. Затем, используя уравнения потокосцеплений Ψ_1 и Ψ_2 соответствующих обмоток, а также выражения для запасенной в них энергии, найти значения собственных индуктивностей L_1 и L_2 , а также взаимных индуктивностей контуров $M_{12}=M_{21}$.

Таким образом, исходя из приведенных выше рассуждений для расчета электромагнитного поля методом конечных элементов в плоскости ротора основного генератора должна быть составлена численная модель генератора на основе его геометрической модели, полученной в результате проекторочного расчета. Расчет может проводиться с помощью разных программных комплексов, например, коммерческого программного пакета ANSYS Mechanical APDL. В этом пакете используется решатель переходного процесса в плоской постановке с четырехугольными конечными элементами второго порядка типа PLANE53, имеющими 8 узлов. На каждом расчетном шаге в модели происходит решение системы уравнений Максвелла. Модель основного генератора состоит из якоря и индуктора, смещающегося при каждом шаге расчета на заданный угол вокруг центральной оси модели. Сетка конечных элементов ротора поворачивается вместе с геометрией модели без перестроения. На каждом шаге расчета накладываются новые уравнения связи степеней свободы для узлов сетки, прилегающих к границе раздела сетки ротора и статора. Новые уравнения связи рассчитываются исходя из положения узлов одной сетки относительно элементов другой через их функции формы.

Общий вид модели основного генератора с представлением его электрической схемой представлен на рисунке 2.4. Элементы, соответствующие токоведущим частям, соединены в электрические цепи индуктора, трех фаз якоря и демпферной обмотки при помощи элементов электрической цепи. Обмотка возбуждения включена на источник постоянного тока.

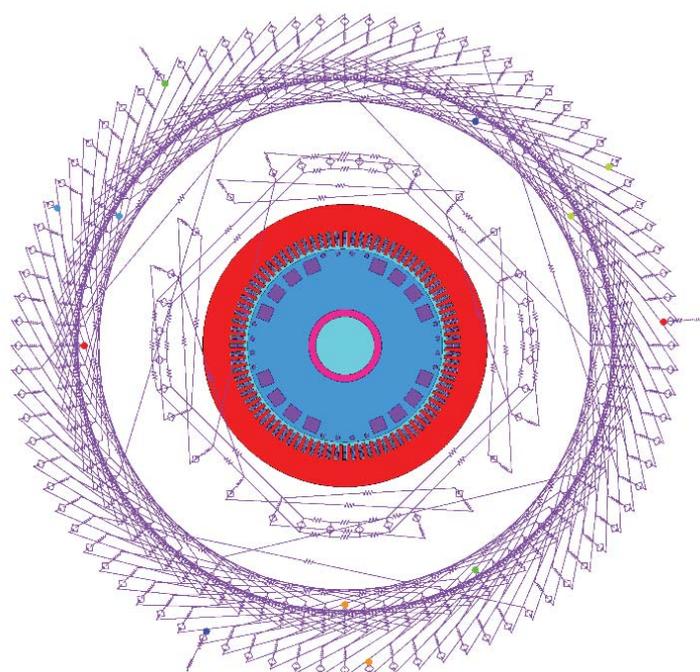


Рисунок 2.4 – Общий вид электрической цепи модели основного генератора

Обмотки индуктора заданы катушками с равномерным распределением тока по сечению с учетом коэффициента заполнения активной медью. Стержни демпфера и проводники якорной обмотки заданы массивными проводниками с учетом затухания магнитного поля вследствие наличия вихревых токов в переменном магнитном поле. Здесь же учтена проводимость вала генератора. Шихтованная сталь пакетов ротора и статора задана материалом с соответствующими кривыми намагничивания без учета проводимости, так как сечение расчетной модели соответствует плоскости листа шихтовки. Кривые намагничивания стали скорректированы с учетом коэффициентов заполнения, а также разницы длин ротора и статора. Активные сопротивления и индуктивности лобовых частей обмоток рассчитываются по известным формулам и введены в модель в виде элементов электрической цепи.

Математическая модель возбудителя создана на аналогичных подходах, изложенных выше для основного генератора. Геометрическая модель возбудителя с электрической цепью представлена на рисунке 2.5.

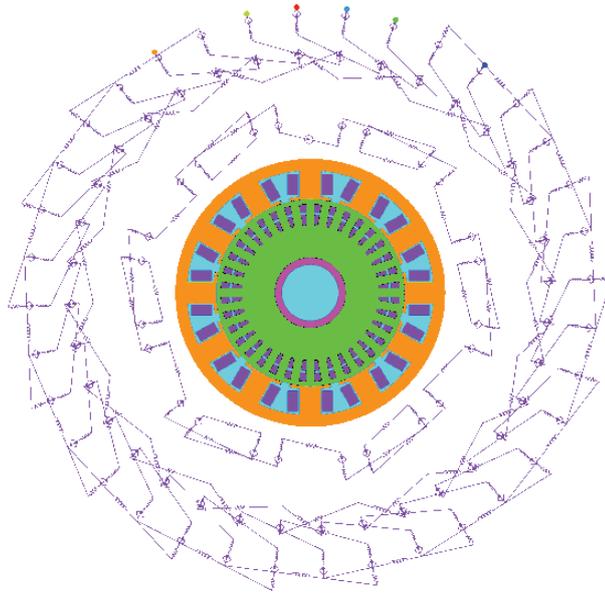


Рисунок 2.5 – Общий вид электрической цепи модели основного генератора

Однако отдельное рассмотрение геометрических моделей основного генератора и возбудителя методами конечных элементов не полностью решает задачу расчета параметров синхронного генератора в целом. Известно, что индуктор основного генератора и якорь возбудителя связаны между собой гальванически, и для оценки качества переходных процессов необходимо исследовать обе машины совместно. Поэтому для полноты расчета электромагнитных параметров и характеристик проектируемого синхронного генератора разработана методика, позволяющая выполнить расчет статических нагрузочных режимов и переходных процессов в гальванически связанной системе «основной генератор – возбудитель» путем одновременного численного моделирования непосредственно в нагрузочном режиме в составе системы генерирования. Для проведения поверочных расчетов была разработана численная модель генератора, состоящая из основного генератора, обмотка возбуждения которого через двухполупериодный диодный выпрямитель подключена в качестве нагрузки к трем фазам якорной обмотки возбудителя.

При совместном моделировании возбудителя и основного генератора электрические цепи расчетных моделей соединялись посредством диодов, смоделированных в среде ANSYS. Расчетная модель представлена на рисунке 2.6.

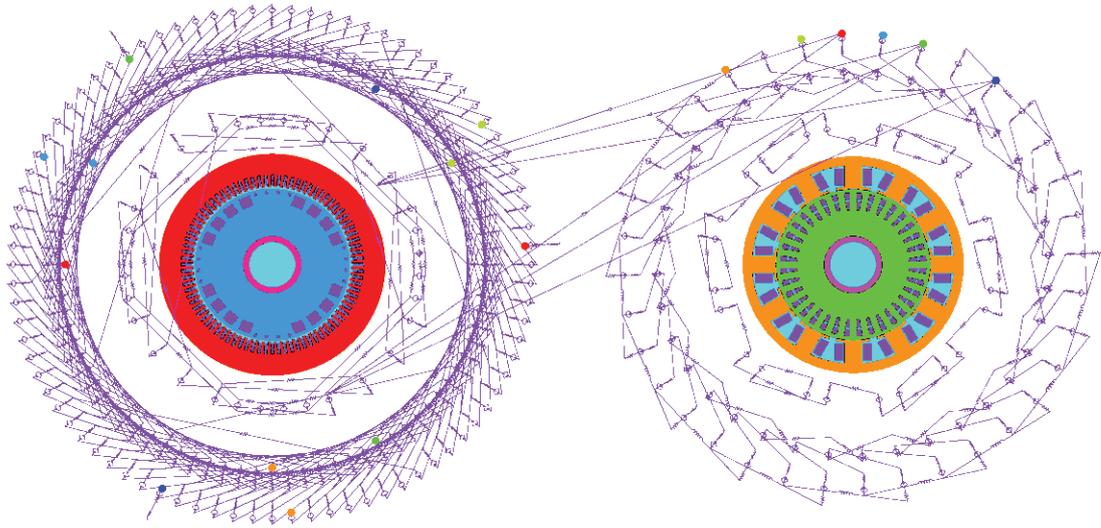


Рисунок 2.6 – Общий вид модели «основной генератор - возбудитель»

Имитационная совмещенная модель позволяет получать полные динамические и статические характеристики проектируемой машины для всех режимов работы. Так, мгновенные значения напряжений фазы основного генератора и возбудителя, полученные в результате моделирования с помощью имитационной модели, приведены на рисунках 2.7, 2.8. На этих рисунках показан переходный процесс, происходящий в основном генераторе ГСР-90/120 и его возбудителе, который реализуется при включении нагрузки из режима холостого хода до 500 А при частоте вращения 10800 мин^{-1} . Заданное действующее значение в точке регулирования составляет 115 В. Аналогичные зависимости можно получить и для токов генератора.

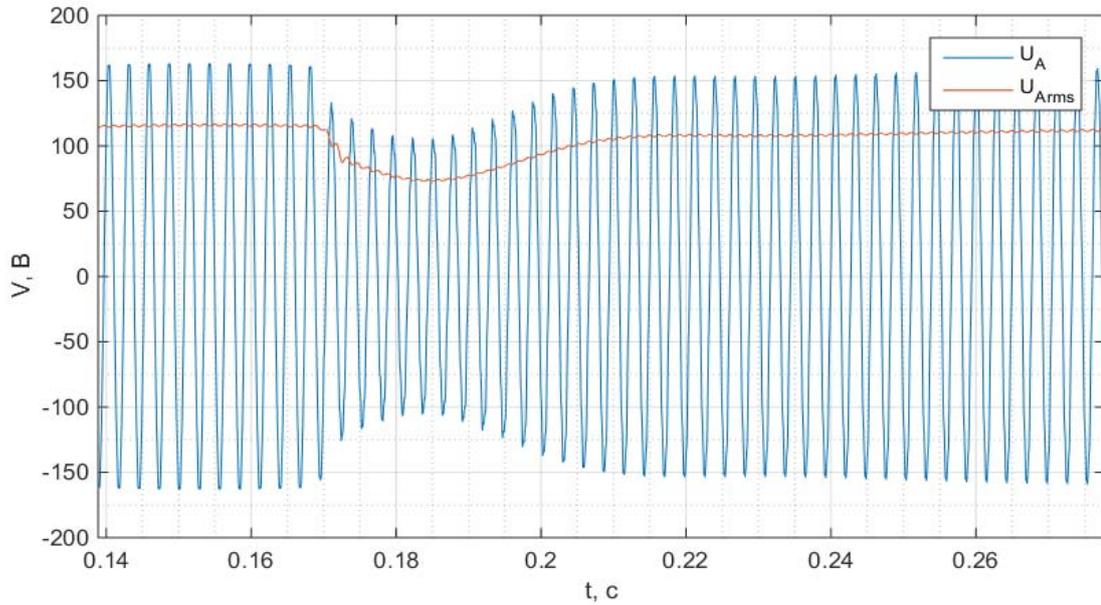


Рисунок 2.7 – Напряжение фазы А в точке регулирования

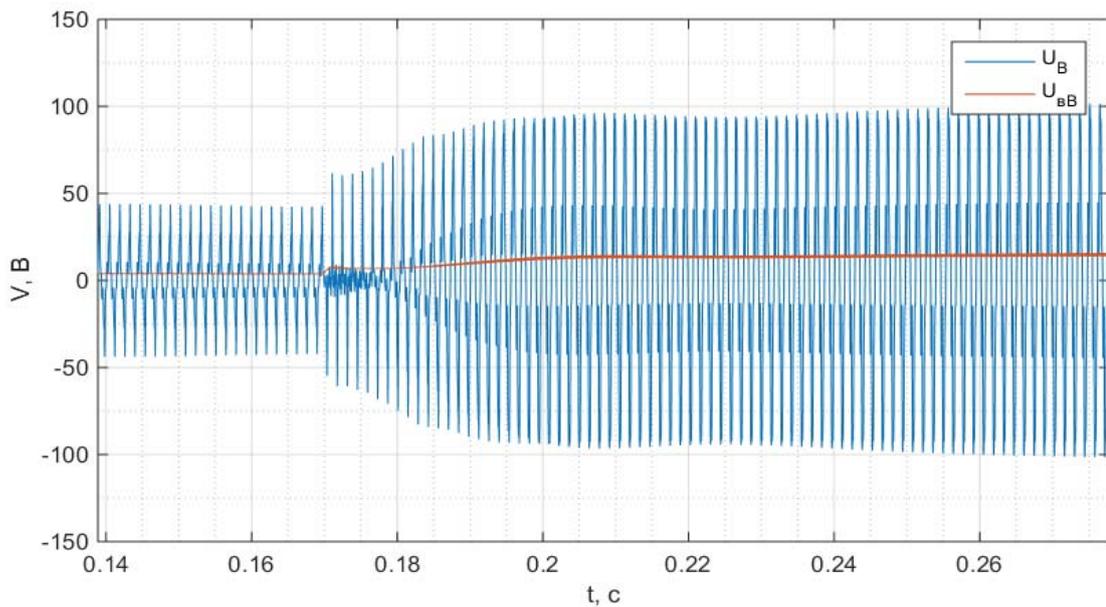


Рисунок 2.8 – Напряжение возбуждения возбудителя

Применение этой методики позволяет получить во всех режимах работы формы напряжения и токов нагрузки, их гармонический состав, амплитудные и действующие значения, как для основного генератора, так и для возбудителя. Пример расчета напряжения в установившемся режиме для генератора типа ГСР-90/120 приведен на рисунке 2.9.

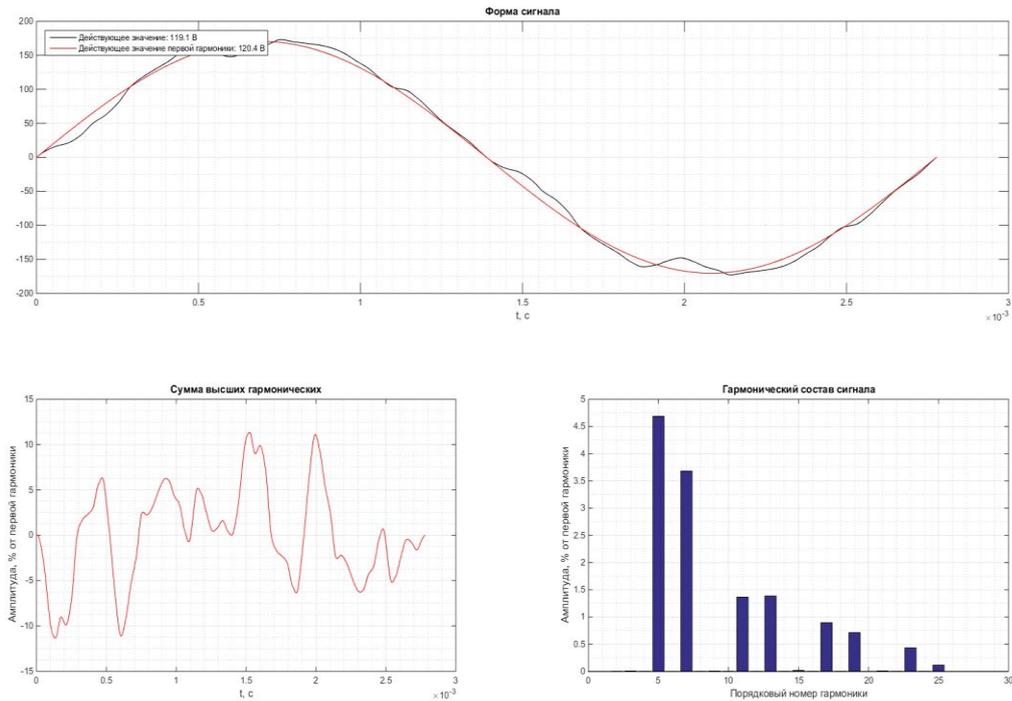


Рисунок 2.9 – Расчетное напряжение нагрузки в установившемся режиме

Совмещенная численная модель основного генератора и возбудителя авиационного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением является новейшей разработкой и не имеет аналогов в Российской Федерации [43].

Методы поверочного расчета, основанные на аналитическом представлении электромагнитного поля, используются, как правило, при анализе текущих вариантов генератора при итерационном проекторочном расчете.

Метод полевого электромагнитного расчета магнитной системы машины применяется для более точного поверочного расчета и полного анализа характеристик качества изделия в статических и динамических режимах работы.

2.3 Динамическая модель системы с электромеханическим преобразователем энергии для анализа качества переходных процессов

Поверочные расчеты установившихся режимов работы синхронного генератора рассматривают только стационарные условия. Однако нормативные документы в Российской Федерации [128] и в США [46] предъявляют весьма жесткие требования к качеству генерируемой электроэнергии. Качество определяется как формой и пиковыми значениями переходных характеристик приведенных параметров, так и заданным временем, в течение которого переходный процесс должен завершиться.

Следует отметить, что синхронный генератор является электрической машиной с взаимно перемещающимися осями обмоток, однако при некоторых допущениях, принятых в части протекающих электромагнитных процессов, такая электрическая машина может быть представлена системой дифференциальных уравнений, с помощью которой определяются параметры, характеризующие установившиеся и переходные режимы ее работы. Система уравнений для синхронной машины с взаимно перемещающимися осями обмоток была разработана для синхронной электрической машины независимо друг от друга выдающимися инженерами-электромеханиками А.А. Горевым и Р.Х. Парком в первой половине прошлого столетия [61].

С точки зрения электротехники многофазная обмотка статора представляет собой электрическую цепь переменного тока с параметрами, изменяемыми во времени. А обмотка ротора – электрическую цепь, параметры которой изменяются в зависимости от пространственного (углового положения) относительно статора. Поэтому в соответствии со вторым законом Кирхгофа для каждой из фаз и обмотки возбуждения можно записать следующие уравнения

$$\begin{cases} U_a = E_a - i_a \cdot r_a \\ U_b = E_b - i_b \cdot r_b \\ U_c = E_c - i_c \cdot r_c \\ U_f = E_f - i_f \cdot r_f \end{cases} \quad (2.76)$$

При этом в воздушном зазоре наводятся для каждой из фаз соответствующие электродвижущие силы

$$E_x = -\frac{d\Psi}{dt} = -w \frac{d\Phi}{dt} = -\frac{dLi}{dt} \quad (2.77)$$

Для применения этих уравнений необходимо ввести несколько допущений в отношении сложно учитываемых параметров:

- статорные обмотки и обмотка возбуждения конструктивно симметричны относительно своих осей;
- потери на перемагничивание и гистерезис отсутствуют;
- магнитная система не насыщена и основные индуктивности машины не зависят от токов;
- в воздушном зазоре действуют только первые гармоники намагничивающей силы и индукции, при этом ЭДС статора являются синусоидами основной частоты.

С учетом принятых допущений уравнения равновесия для синхронной машины могут быть представлены как (2.78). При этом параметры, изменяемые по синусоидальному закону, можно представить в виде проекции вращающегося вектора, проецируя который на три оси, каждая из которых совпадает с магнитной осью соответствующей фазы. Такой вектор принято называть обобщенным вектором трехфазной системы (рисунок 2.10).

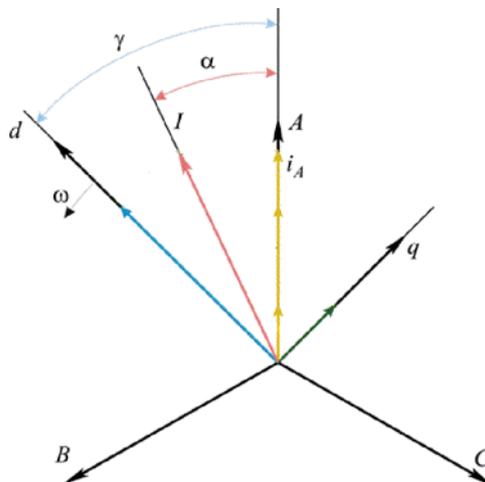


Рисунок 2.10 – Обобщенный вектор тока симметричной трехфазной системы катушек

$$\begin{cases} U_a = -\frac{d\Psi_a}{dt} - i_a \cdot r_a \\ U_b = -\frac{d\Psi_b}{dt} - i_b \cdot r_b \\ U_c = -\frac{d\Psi_c}{dt} - i_c \cdot r_c \\ U_f = -\frac{d\Psi_f}{dt} - i_f \cdot r_f \end{cases} \quad (2.78)$$

$$\begin{cases} \Psi_a = L_{aa}i_a + L_{ab}i_b + L_{ac}i_c + L_{af}i_f \\ \Psi_b = L_{ba}i_a + L_{bb}i_b + L_{bc}i_c + L_{bf}i_f \\ \Psi_c = L_{ca}i_a + L_{cb}i_b + L_{cc}i_c + L_{cf}i_f \\ \Psi_f = L_{fa}i_a + L_{fb}i_b + L_{fc}i_c + L_{ff}i_f \end{cases} \quad (2.79)$$

При этом считаем, что взаимные индуктивности соответствующих фаз равны при условии, $\alpha = \omega t$, а $\gamma = \Omega t$.

$$\begin{cases} i_a = I_m \cos(\omega t - \alpha_0) \\ i_b = I_m \cos(\omega t - \alpha_0 - \frac{2\pi}{3}) \\ i_c = I_m \cos(\omega t - \alpha_0 + \frac{2\pi}{3}) \end{cases} \quad (2.80)$$

$$L_{ab} = L_{ba}, L_{ac} = L_{ca}, L_{cb} = L_{bc}. \quad (2.81)$$

$$L_{af} = L_{mf} \cos \gamma, L_{bf} = L_{mf} \cos(\gamma - \frac{2\pi}{3}), L_{cf} = L_{mf} \cos(\gamma + \frac{2\pi}{3}). \quad (2.82)$$

Развернутая система уравнений (2.79) будет иметь следующий вид

$$\begin{aligned} \frac{d\Psi_a}{dt} &= L_{aa} \frac{di_a}{dt} + L_{ab} \frac{di_b}{dt} + L_{ac} \frac{di_c}{dt} + L_{af} \frac{di_f}{dt} + i_f \frac{dL_{af}}{d\gamma}, \\ \frac{d\Psi_b}{dt} &= L_{aa} \frac{di_a}{dt} + L_{ab} \frac{di_b}{dt} + L_{ac} \frac{di_c}{dt} + L_{bf} \frac{di_f}{dt} + i_f \frac{dL_{bf}}{d\gamma}, \\ \frac{d\Psi_c}{dt} &= L_{aa} \frac{di_a}{dt} + L_{ab} \frac{di_b}{dt} + L_{ac} \frac{di_c}{dt} + L_{cf} \frac{di_f}{dt} + i_f \frac{dL_{cf}}{d\gamma}, \\ \frac{d\Psi_f}{dt} &= L_{af} \frac{di_a}{dt} + L_{bf} \frac{di_b}{dt} + L_{cf} \frac{di_c}{dt} + i_a \frac{dL_{af}}{d\gamma} + i_b \frac{dL_{bf}}{d\gamma} + i_c \frac{dL_{cf}}{d\gamma} + L_f \frac{di_f}{dt}. \end{aligned} \quad (2.83)$$

Как видно из системы уравнений (2.83) идеализированной синхронной машины, часть параметров изменяется только от времени, а часть – от углового положения ротора, то есть параметры являются периодическими, которые справедливы для случая, если ротор вращается с постоянной угловой скоростью. Заметим, что в данном случае электромагнитные процессы, происходящие в электрической машине, по существу приведены к статору и выражены в фазных координатах. Преобразования Парка–Горева сводятся к тому, что фазные токи статоров проектируются на две взаимно-перпендикулярные оси, жестко связанные с ротором и направленные по магнитным осям обмотки возбуждения. Ось, совпадающая с осью полюсов, при конструкции электрической машины с явно выраженными полюсами называется продольной осью d , а ось, перпендикулярная ей, – осью q . Смысл данного преобразования, называемого преобразованием Blondеля, состоит в том, что осуществляется переход от неподвижной трехфазной системы отсчета к вращающейся вместе с ротором в декартовой системе координат [64]. При этом стоит отметить, что положительное направление поперечной оси q принимается опережающим продольную ось d на угол 90 градусов. Однако некоторые авторы [53, 62] поперечную ось откладывают в сторону отставания для удобства построения векторной диаграммы, такой подход отражается только на знаках соответствующих составляющих, входящих в эти уравнения.

Впервые систему координат, связанную жестко с ротором синхронной электрической машины предложил А. Blondель для учета реакции якоря в явнополюсных машинах, в которых рабочий зазор не является постоянным вследствие большого воздушного промежутка между полюсами. Для количественного учета воздействия реакции якоря в соответствии с предложенным методом принято, что МДС возбуждения и результирующая МДС реакции создают в статорных обмотках самостоятельные магнитные потоки. При этом амплитуда поля реакции якоря будет зависеть не только от величины собственно реакции якоря, но и от угла сдвига между вектором МДС поля возбуждения и вектором МДС собственно реакции якоря. В этом случае МДС

$$\begin{cases} i_0 = \frac{1}{3}(i_a + i_b + i_c) \\ i_d = \frac{2}{3}(i_a \cos(\gamma) + i_b \cos(\gamma - \frac{2\pi}{3}) + i_c \cos(\gamma + \frac{2\pi}{3})) \\ i_q = \frac{2}{3}(i_a \sin(\gamma) + i_b \sin(\gamma - \frac{2\pi}{3}) + i_c \sin(\gamma + \frac{2\pi}{3})) \end{cases} \quad (2.84)$$

Математическая модель трехфазной синхронной машины в системе d, q координат состоит из уравнений в развернутом виде для генераторного режима с учетом обмотки возбуждения и без учета демпферных контуров

$$\begin{cases} U_d = -L_d \frac{di_d}{dt} - L_{fd} \frac{di_f}{dt} + \omega L_q i_q - i_d \cdot r_d \\ U_q = -L_q \frac{di_q}{dt} - \omega L_d i_d - i_q \cdot r_q \\ U_f = L_f \frac{di_f}{dt} + L_{fd} \frac{di_d}{dt} + i_f \cdot r_f \end{cases} \quad (2.85)$$

При этом учитывается факт, что нулевая составляющая в случае симметричного режима одинакова во всех фазах и не влияет на обобщенный вектор и его проекции на оси d и q .

Система уравнений (2.85) состоит из дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами, которые могут быть решены относительно токов при исследовании установившихся и переходных процессов в синхронной электрической машине.

Известно, что авиационный синхронный генератор состоит из трех электрических машин – основного генератора, возбудителя и подвозбудителя. Если основной генератор и возбудитель являются синхронными генераторами с электромагнитным возбуждением и в общем случае описываются рассмотренной системой уравнений, то подвозбудитель или генератор управления – классический синхронный генератор с возбуждением от постоянных магнитов. В то же время основной генератор и возбудитель непосредственно связаны между собой гальванически – обмотка возбуждения основного генератора является нагрузкой обмотки якоря возбудителя через вращающийся выпрямитель. При этом постоянные времени обмотки возбуждения основного генератора и возбудителя имеют практически один порядок и влияют на переходные процессы,

происходящие во всей машине. Нагрузкой генератора управления является обмотка возбуждения возбудителя, однако она подключается через регулятор напряжения со звеном постоянного тока. К тому же мощность подвозбудителя практически не превышает 1...2% мощности основного генератора, поэтому при исследовании переходных процессов его можно не учитывать, так как существенного влияния на переходные характеристики всей системы подвозбудитель не оказывает.

Полная система уравнений основного генератора как синхронной электрической машины с электромагнитным возбуждением

$$\left\{ \begin{array}{l} -U_d = L_d \frac{di_d}{dt} + L_{fd} \frac{di_f}{dt} + L_{Dd} \frac{di_D}{dt} - \omega L_q i_q + i_d \cdot r_d \\ -U_q = L_q \frac{di_q}{dt} + L_{Qq} \frac{di_Q}{dt} + \omega L_d i_d + \omega L_{fd} i_f + i_q \cdot r_q \\ U_f = L_f \frac{di_f}{dt} + L_{fd} \frac{di_d}{dt} + L_{fD} \frac{di_D}{dt} + i_f \cdot r_f \\ 0 = L_D \frac{di_D}{dt} + L_{Dd} \frac{di_d}{dt} + L_{fD} \frac{di_f}{dt} + i_D \cdot r_D \\ 0 = L_Q \frac{di_Q}{dt} + L_{Qq} \frac{di_q}{dt} + i_Q \cdot r_Q \\ M_e = p(i_q \Psi_d - i_d \Psi_q) \\ J \frac{d\Omega}{dt} = -M_e - M_{ев} + M_{вс} \end{array} \right. \quad (2.86)$$

Эта система дифференциальных уравнений Горева-Парка для основного генератора может быть решена относительно токов (2.87 – 2.90)

$$\frac{di_d}{dt} = \frac{(U_f - r_f \cdot i_f) \cdot (L_{fd}^2 - L_{fd} \cdot L_D) + L_{fd}(L_f - L_{fd}) \cdot r_D \cdot i_D}{L_d L_D L_f + 2L_{fd}^3 - L_{fd}^2(L_d + L_D + L_f)} + \frac{(U_d - r_d i_d + L_q \omega i_q + L_{Qq} \omega i_Q) \cdot (L_D L_f - L_{fd}^2)}{L_d L_D L_f + 2L_{fd}^3 - L_{fd}^2(L_d + L_D + L_f)} \quad (2.87)$$

$$\frac{di_q}{dt} = \frac{L_Q \cdot (U_q - L_d \omega i_d - L_{fd} \omega (i_f + i_D) - r_d i_q) + L_{Qd} \cdot r_Q \cdot i_Q}{L_q L_Q - L_{Qq}^2} \quad (2.88)$$

$$\frac{di_f}{dt} = \frac{(U_f - r_f \cdot i_f) \cdot (L_d \cdot L_D - L_{fd}^2) + L_{fd}(L_d - L_{fd}) \cdot r_D \cdot i_D}{L_d L_D L_f + 2L_{fd}^3 - L_{fd}^2(L_d + L_D + L_f)} + \quad (2.89)$$

$$\frac{(U_d - r_d i_d + L_q \omega i_q + L_{Qq} \omega i_Q) \cdot L_{fd} \cdot (L_f - L_{fd})}{L_d L_D L_f + 2L_{fd}^3 - L_{fd}^2 (L_d + L_D + L_f)}$$

$$\frac{di_D}{dt} = \frac{-L_{fd} (U_f - r_f \cdot i_f) \cdot (L_d - L_{fd}) + (L_d \cdot L_D - L_{fd}^2) \cdot r_D \cdot i_D}{L_d L_D L_f + 2L_{fd}^3 - L_{fd}^2 (L_d + L_D + L_f)} + \frac{(-U_d + r_d i_d - L_q \omega i_q - L_{Qq} \omega i_Q) \cdot L_{fd} \cdot (L_f - L_{fd})}{L_d L_D L_f + 2L_{fd}^3 - L_{fd}^2 (L_d + L_D + L_f)} \quad (2.90)$$

Стоит указать, что в систему уравнений включены два уравнения – уравнение электромагнитного момента генератора и дифференциальное уравнение движения ротора, где $M_{вс}$ – это приводной момент внешних сил, создаваемый авиационным двигателем. Полная система уравнений возбудителя, который является обращенной синхронной электрической машиной, во многом похожа на систему уравнений основного генератора (2.86). Отличием является отсутствие демпферной системы в конструкции возбудителя

$$\begin{cases} -U_{dв} = L_{dв} \frac{di_{dв}}{dt} + L_{fdв} \frac{di_{fв}}{dt} - \omega L_{qв} i_{qв} + i_{dв} \cdot r_{dв} \\ -U_{qв} = L_{qв} \frac{di_{qв}}{dt} + \omega L_{dв} i_{dв} + \omega L_{fdв} i_{fв} + i_{qв} \cdot r_{qв} \\ U_{fв} = L_{fв} \frac{di_f}{dt} + L_{mdв} \frac{di_d}{dt} + L_{fdв} \frac{di_D}{dt} + i_{fв} \cdot r_{fв} \\ M_{ев} = p_{в} (i_{qв} \Psi_{dв} - i_{dв} \Psi_{qв}) \end{cases} \quad (2.91)$$

Системы уравнений (2.86) и (2.91) описывают электрические машины, которые входят в бесконтактный синхронный генератор повышенной частоты вращения, предназначенный для применения в системах генерирования ЛА.

Для совместного решения систем уравнений «синхронный генератор – возбудитель с вращающимся выпрямителем» была разработана динамическая модель канала генерирования для автономной системы электроснабжения ЛА в программном пакете Matlab Simulink [32]. Общая структурная схема канала генерирования показана на рисунке 2.12.

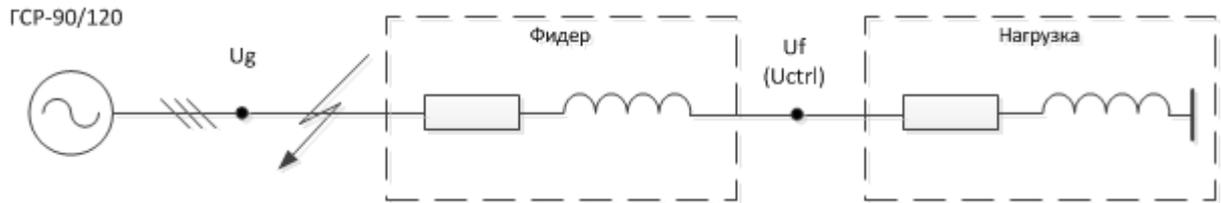


Рисунок 2.12 – Общая структурная схема канала генерирования

На рисунке обозначено:

- U_g – напряжение на зажимах генератора;
- Фидер – линия передачи от генератора до точки регулирования;
- $U_f (U_{ctrl})$ – напряжение в точке регулирования (на фидере);
- Нагрузка – эквивалентная нагрузка.

Общий вид динамической модели приведен на рисунке 2.13. Адекватность модели подтверждена моделированием ряда статических режимов, результаты которого показали высокую степень соответствия как теоретически рассчитанным параметрам, так и данным функциональных испытаний генераторов [67].

В качестве основного алгоритма регулирования для номинального режима работы генератора принято одноканальное пропорционально-интегральное регулирование по отклонению напряжения в точке регулирования. В соответствии с выбранным алгоритмом напряжение возбуждения формируется математической моделью регулятора по следующей формуле, являющейся классическим ПИ-регулятором

$$U_{\text{возб}} = k_{\text{п}} \cdot (U_0 - U_T) + k_{\text{и}} \cdot \int_{t=0}^T (U_0 - U_t) dt, \quad (2.92)$$

где $U_{\text{возб}}$ – напряжение возбуждения возбудителя;

$U_0 = 115 \text{ В}$ – эталонное напряжение;

U_T – напряжение в точке регулирования в текущий момент времени;

$k_{\text{п}} = 0,3$ – коэффициент перерегулирования;

$k_{\text{и}}$ – коэффициент, обратный постоянной времени регулятора.

Выбранный алгоритм регулирования обеспечивает стабильную работу в режимах работы генератора, удовлетворяющих требованиям [68, 69]. Модель

реализует следующие режимы управления системой «возбудитель – основной генератор»:

- работа в режиме регулятора напряжения;
- переход на регулятор тока;
- блокировка регулятора.

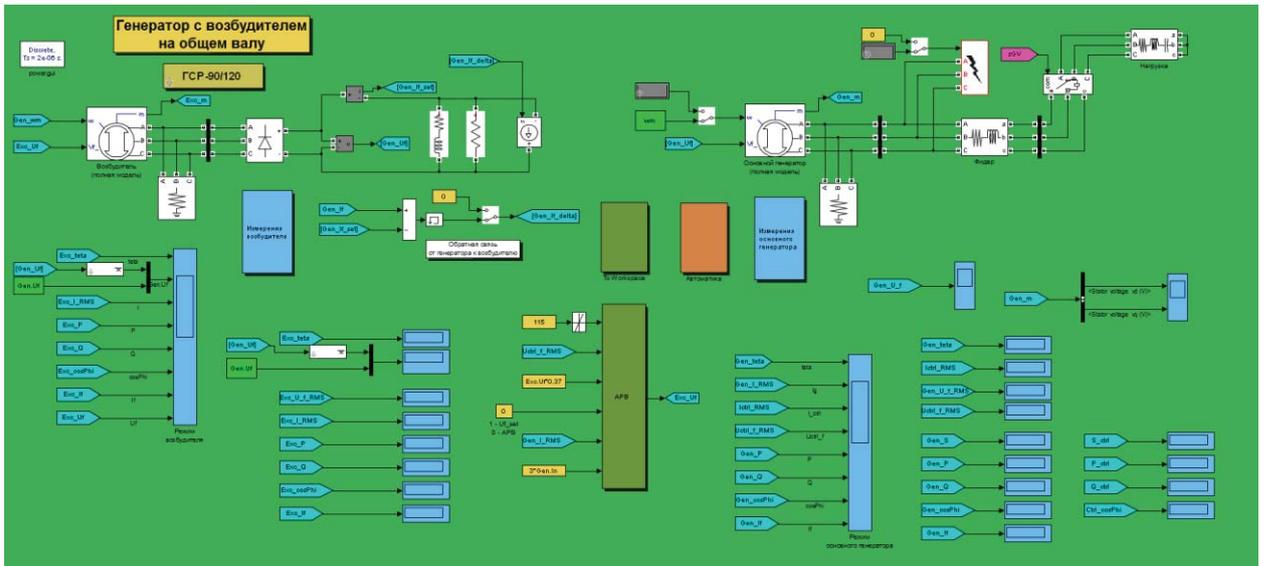


Рисунок 2.13 – Имитационно-динамическая модель в программном пакете Matlab Simulink

В номинальном режиме работы генератора на вход ПИ-регулятора подается сигнал разницы напряжения в точке регулирования и эталонного напряжения, на основании которого формируется необходимый ток возбуждения возбудителя.

Под переходом на регулятор тока понимается следующее. Если в номинальном режиме на вход ПИ-регулятора подается разница между эталонным напряжением и фактическим напряжением в точке регулирования, то по факту короткого замыкания вход ПИ-регулятора переключается на разницу между током якоря основного генератора и заданным значением тока КЗ. При этом изменяются также коэффициенты ПИ-регулятора. При снятии КЗ происходит обратный переход на регулирование напряжения.

Под блокировкой регулятора по факту КЗ понимается подача на вход ПИ-регулятора нулевого сигнала. При этом пропорциональная часть регулятора

обнуляется, а интегральная сохраняет на выходе то значение, которое у нее было в момент, предшествующий короткому замыканию. При снятии КЗ вход ПИ-регулятора переключается с нулевого сигнала на сигнал разницы напряжения в точке регулирования и эталонного напряжения.

Разработанная динамическая модель синхронного генератора и возбудителя с вращающимся выпрямителем была проверена в части обеспечения стабильной работы согласно требованиям к переходным процессам действующего ГОСТ Р 54073-2017 и утратившего действие ГОСТ 19705-89 при проектировании синхронных генераторов ГСР-40НЧ (рисунки 2.14, 2.15). На этих рисунках показан выход из режима КЗ генератора на номинальную нагрузку.

Приведенные осциллограммы переходных процессов для синхронного генератора ГСР-40НЧ показывают, что действующее значение напряжения укладывается в допустимые пределы во всем диапазоне рабочих частот вращения (от 7600 до 8800 мин⁻¹) и удовлетворяют требованиям обоих нормативных документов.

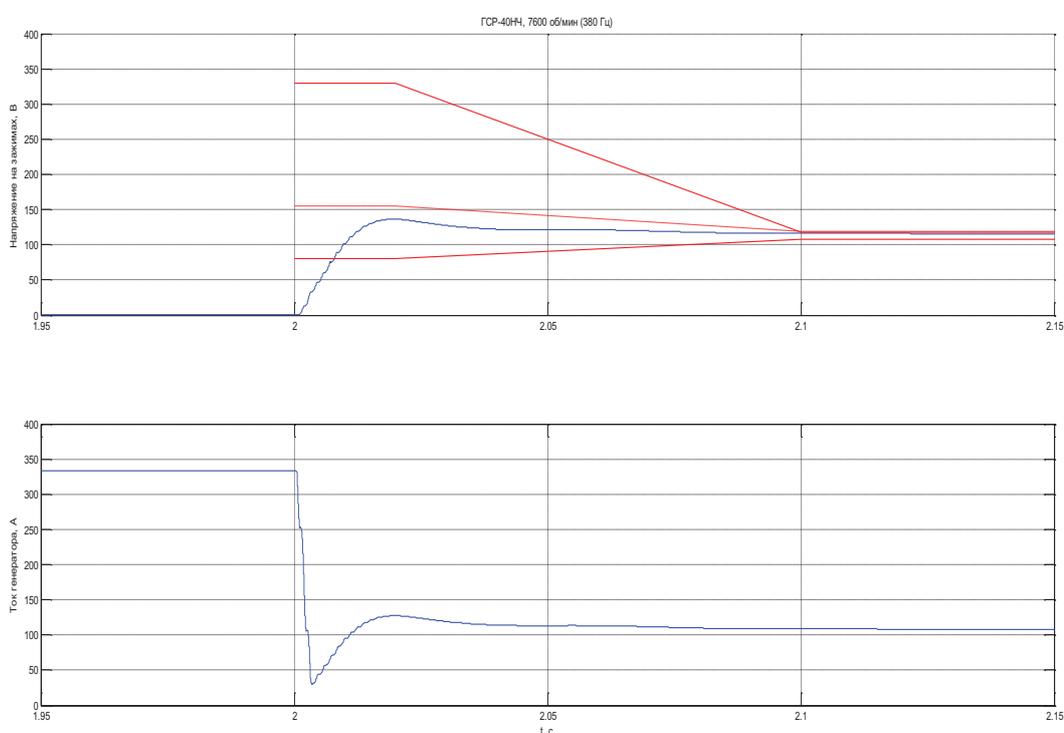


Рисунок 2.14 – Переходный процесс генератора ГСР-40НЧ при частоте вращения 7600 мин⁻¹

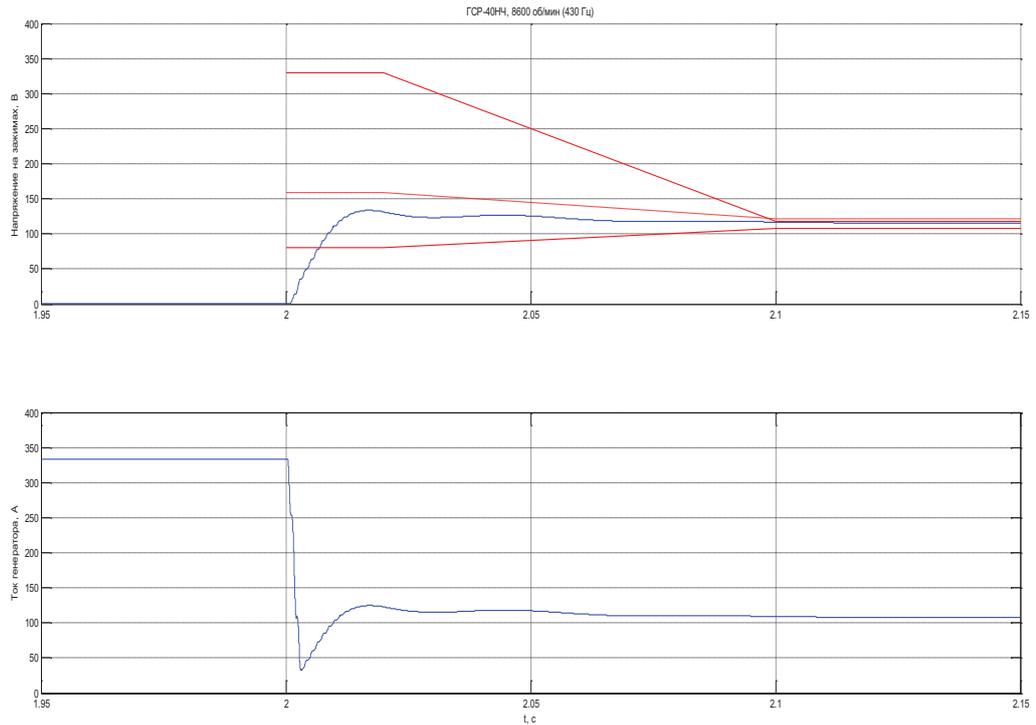


Рисунок 2.15 – Переходный процесс генератора ГСР-40НЧ
при частоте вращения 8800 мин^{-1}

Разработанная имитационно-динамическая модель синхронного генератора применялась и при проектировании высокооборотного синхронного генератора ГСР-90/120. На рисунке 2.16 приведены результаты моделирования режима перехода на регулятор тока при выходе из КЗ, при котором ток фазы якоря составляет 1000 А, в номинальном режиме ток фазы снижается до 330 А. Максимальная амплитуда напряжения не превышает 250 В, длительность переходного процесса составляет не более 0,06 секунд [128]. Ток возбуждения снижается с 23 А до 10 А при напряжении возбуждения 20 В.

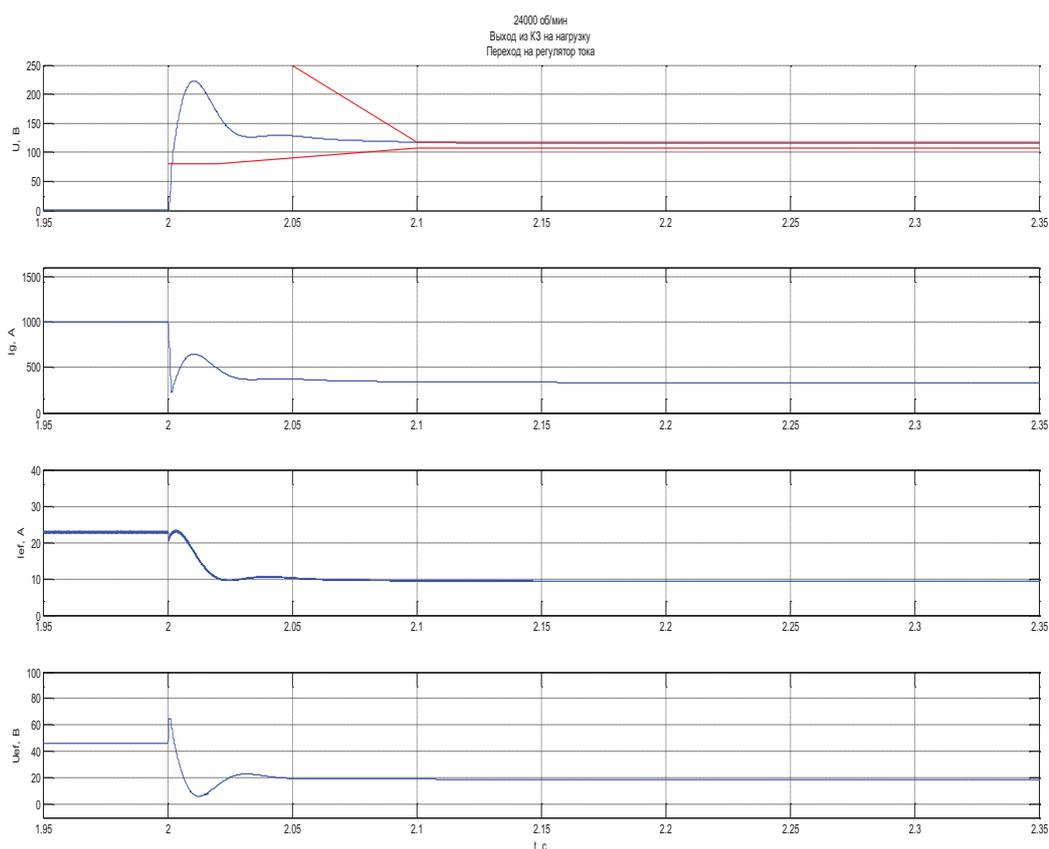


Рисунок 2.16 – Выход ГСР-90/120 из КЗ на нагрузку
при регуляторе тока

2.4 Методы имитационного моделирования электрических машин

Рассмотренные выше методы проведения электромагнитных расчетов позволяют с высокой точностью определять параметры разрабатываемой электрической машины, однако в виду их практической взаимосвязи процесс проектирования является длительным и не всегда однозначным. Так, например, проект генератора может иметь хорошие динамические свойства, но при этом не иметь возможность обеспечивать двукратную перегрузку вследствие недостаточного активного объема магнитной цепи или наоборот, машина может иметь избыточную мощность и неудовлетворительные динамические свойства. Для исключения неопределенности проектирования на стадии технического проектирования высокооборотного синхронного генератора необходимо проводить математическое моделирование его режимов работы.

Действительно, любая математическая модель – это фактически первый этап натуральных испытаний создаваемого объекта, однако любая математическая модель принципиально не полна, так как имеет ограничения и упрощения. Так, например, в моделях, используемых для определения электромагнитных характеристик, учитываются электромагнитные процессы, пренебрегая остальными [89, 90, 93, 106, 115, 119, 120, 134]. Поэтому для получения объективных параметров проектируемого изделия на этапе поверочных расчетов наиболее целесообразно использовать несколько математических моделей проектируемого изделия для получения объективной информации до начала изготовления опытных образцов. Такой подход позволяет существенно сократить ресурсы проекта, необходимые для изготовления и испытаний макетов.

Методика имитационного моделирования предполагает двухуровневое моделирование при проведении поверочных электромагнитных расчетов [43]. В ходе процесса имитационного моделирования применяются в итерационном цикле два основных типа динамического моделирования: «снизу вверх» (от частного к общему) и «сверху вниз» (от общего к частному). У каждого типа моделирования свои ограничения и свои преимущества.

Тип модели «сверху вниз» подразумевает следующий подход – изначально создается более общая модель системы в первом приближении, в которую входит проектируемое изделие, затем постепенно увеличивается детализация отдельных элементов. Такие модели строятся в основном на основе систем дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами, для решения которых используется среда Matlab Simulink. Основные ограничения здесь – значительные упрощения. Область применения – изучение совокупности многих режимов работы проектируемого изделия в составе системы. Разработанная имитационно-динамическая модель трехкаскадного синхронного генератора была рассмотрена ранее.

Реализация подхода «сверху вниз» в среде Matlab Simulink определяется в следующей последовательности:

- 1) описание объекта моделирования (канал генерирования);

- 2) параметрическая схема для моделирования;
- 3) основные режимы для моделирования;
- 4) представление элементов их математическими моделями (системами уравнений);
- 5) функциональная структура модели, принятые упрощения в представлении элементов.

Моделирование «снизу вверх» реализуется путем создания подробной модели одного элемента системы, затем вокруг нее наращиваются менее детализированные модели прочих элементов. Основным ограничением является резко нарастающее количество необходимых ресурсов при увеличении числа элементов. Область применения – детальное изучение одного конкретного режима работы системы либо ее части. Реализация подхода «снизу вверх» на примере ANSYS:

- 1) описание объекта моделирования (геометрическая модель электрической машины);
- 2) схема системы, в которую входит объект моделирования;
- 3) основные режимы для моделирования;
- 4) используемый метод – метод конечных элементов и описание возможностей этой модели;
- 5) структура модели, геометрическая модель и модель цепи.

Между рассмотренными математическими моделями в обязательном порядке устанавливается итерационная связь, то есть моделирование рабочих режимов осуществляется только совместной их работой. При этом модель «снизу вверх» в качестве входных параметров принимает результаты модели «сверху вниз», а результаты модели «снизу вверх» позволяют детализировать модель «сверху вниз». Как правило, после определенного числа итераций результаты обоих типов моделей совпадают.

Методика имитационного моделирования (рисунок 2.17) впервые была применена при разработке синхронного генератора ГСР-40НЧ – основного источника электроэнергии для системы электроснабжения Ил-112В.



Рисунок 2.17 – Структурная схема методики имитационного моделирования режимов работы синхронного генератора

Необходимо отметить, что имитационная модель для системы «основной генератор – возбудитель» для трехкаскадного синхронного генератора и, в принципе, может применяться для проектирования любой электрической машины.

Моделью «сверху вниз» является имитационно-динамическая модель в программном пакете Matlab Simulink, рассмотренная ранее как динамическая модель канала генерирования, совместно описывающая систему «синхронный генератор – возбудитель генератора с вращающимся выпрямителем». Моделирование трехкаскадного синхронного генератора методом «снизу вверх» осуществляется с помощью совмещенной численной модели основного генератора и возбудителя [23, 43].

2.5 Методы конструирования электрических машин, прочностные расчеты

Конструкция авиационного синхронного генератора, как и любой электрической машины, определяется электромагнитной схемой, родом тока, видом охлаждения и т.д. Рассмотренные ранее методы проектирования относятся к электромагнитным расчетам, формальное завершение которых дает старт этапу непосредственного конструирования как составной части проектирования изделия такого типа. Однако опыт разработки [48, 58, 59, 92] показывает, что проектирование авиационного генератора начинается сразу с конструкторской работы уже на этапе проектировочного электромагнитного расчета – разработки компоновки машины, размеров вала, способа охлаждения. Такой подход во многом позволяет надеяться на эффективное решение задачи создания высокотехнологичной продукции, которой являются авиационные генераторы. Необходимо отметить, что компоновка генератора является одним из важнейших этапов проектирования трехмашинного синхронного генератора. Одновременное сочетание электромеханических, механических и тепловых процессов при работе такой машины выдвигает в качестве основного принцип совмещения функций конструкции [41, 56].

После успешного проведения электромагнитных расчетов, включая имитационное моделирование режимов работы, проектируется его компоновка, на основании которой создается полная 3D-модель машины со всеми узлами и деталями. В процессе проектирования машины может изменяться как компоновка, так и конструкция в целом, исходя из требований прочности, условий охлаждения и обеспечения технологичности изготовления.

Разработкой трехмерной модели электрической машины называется ее геометрическое моделирование и является одним из основных элементов автоматизированного конструирования, которое осуществляется в среде системы автоматизированного проектирования (САПР), принятой на предприятии. Всего в САПР выделяется пять основных уровней [65, 70]:

- сборка;

- узел;
- деталь;
- структурный элемент;
- поверхность.

Геометрическая 3D-модель определяется как совокупность ограничивающих его поверхностей. Она также структурируется комбинацией конструктивных элементов, таких как призма, конус, пирамида, цилиндр и сфера. Модель определяется теоретико-множественными операциями над конструктивными элементами (например, геометрическое объединение, пересечение, разность).

Изначально при разработке 3D-модели любой электрической машины по результатам электромагнитных расчетов уточняются и добавляются электротехнические и конструкционные материалы в базу данных САПР. Затем строятся эскизы деталей по принципам замкнутости контуров, при этом устанавливаются связи между отдельными отрезками или точками. Данные связи позволяют изменять пропорционально размеры детали, не разрушая при этом эскиз и его трехмерную модель. Несколько 3D-моделей объединяются в сборку в соответствии с принципами базирования и методов конструирования. После изготовления всех сборочных единиц осуществляется окончательная сборка спроектированного генератора (рисунок 2.18).

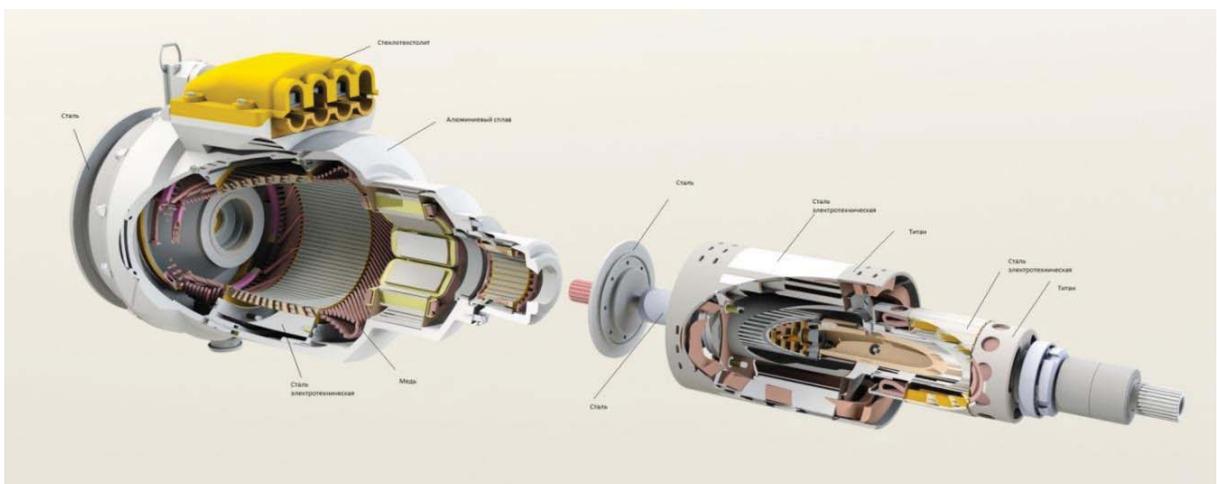


Рисунок 2.18 – Окончательная сборка синхронного генератора

Разработка деталей и сборочных единиц генератора сопровождается их механическими расчетами, поэтому информация о геометрических характеристиках изделий используется не только для получения графического изображения, но и для расчета различных характеристик, таких как анализ кинематики, динамических механических свойств и прочности конструкции.

В настоящее время как для электромагнитных расчетов, так и для механических и тепловых расчетов электрических машин применяются программы, основанные на методе конечно-элементного анализа и 3D-модели проектируемой электрической машины. При разработке конструкции синхронного генератора в обязательном порядке производятся следующие виды механических расчетов [41, 56]:

- расчет подшипниковых узлов;
- расчет критических частот вращения вала и консольных моментов;
- расчет крутильных колебаний и шлицевых соединений;
- прочностной расчет ступиц и корпуса.

Еще на начальном этапе проектировании до электромагнитных расчетов создаваемого генератора проводятся предварительные компоновочные работы – определяется порядок чередования основного генератора, возбuditеля и подвозбудителя по оси машины по отношению к приводу. Предварительная компоновка проводится с помощью критериальных моделей на основе анализа требований технического задания и объекта применения.

Электромагнитные расчеты электрических машин, входящих в состав высокооборотного синхронного генератора, однозначно определяют геометрические размеры активных элементов, полученные в результате параметрического поиска оптимального варианта, имеющего минимально возможную массу активных элементов при заданных ограничениях. На основе расчетных данных разрабатываются активные элементы конструкции – статоры, роторы, графические виды обмоток, уточняются вылеты лобовых частей и определяются допуски на геометрические размеры. Далее начинается непосредственное конструирование генератора. Конструированием называют

процесс создания изделия, отраженного в 3D-модели и чертежах, на основе технических расчетов, установленных норм и правил с учетом конструкторского, технологического и эксплуатационного опыта. При разработке конструкции высокооборотного генератора необходимо руководствоваться основными общими принципами конструирования, такими как:

- выбор наиболее рациональной схемы конструкции, реализующей высокие скорости;
- снижение материалоемкости при создании компактных конструкций для снижения массы машины;
- условие равнопрочности всех элементов конструкции;
- достаточное назначение точности и шероховатости деталей для обеспечения работоспособности и требуемого ресурса.

Необходимо отметить, что этап разработки конструкции является не менее важным, нежели этапы электромагнитных расчетов и имитационного моделирования. Данный процесс носит итерационный характер и не все его этапы поддаются формализации.

Разработку конструкции высокооборотного синхронного генератора следует начинать с поиска оптимального варианта вала, который проектируется совместно с подшипниковыми узлами. Локальным критерием оптимальности на данном этапе является максимально возможное значение критической частоты при условии применения жестких опор, а переход к поиску минимума массы как основного критерия оптимизации осуществляют при проектировании корпусных элементов и подшипниковых щитов и ступиц. Обязательным требованием для всех типов авиационных электрических машин является превышение критической частоты вращения вала над максимальной рабочей частотой вращения.

При проектировании подшипниковых узлов, в которые входят, помимо подшипников, шейки вала, посадочные втулки и запирающие элементы, предъявляются повышенные требования. Для расчета подшипников выбирается следующая схема. Внутренние кольца подшипников вращаются вместе с валом, наружные кольца, установленные в корпусе, неподвижны. Радиальная нагрузка

постоянна по величине и не меняет своего положения относительно корпуса. В этом случае внутреннее кольцо воспринимает радиальную нагрузку последовательно всей окружностью дорожки качения, такой вид нагружения кольца называется циркуляционным [71, 81]. Важно добавить, что для авиационных генераторов, как правило, применяются только подшипники легких и особо легких серий.

Управляемыми параметрами при совместном конструировании вала и подшипников являются погонные длины основных участков вала и их диаметры. Ограничениями выступают следующие параметры:

- статический передаваемый момент должен быть больше удвоенного момента короткого замыкания $M_{кз}$;
- допустимый прогиб вала должен быть не более 10% от длины воздушного зазора основного генератора;
- момент инерции вала.

В формализованном виде задачу оптимального проектирования вала и подшипниковых опор можно представить в формализованном виде

$$\omega_{кр\ max} = f(d_B; L) + k_i(P_{ш}; y_B; \sigma_\sigma). \quad (2.93)$$

Основными расчетными нагрузками для вала являются крутящий момент и изгибающий момент, критериями работоспособности – прочность и жесткость. В то же время длина вала и расстояние между опорами существенно влияют как на работоспособность подшипников, так и на массу машины в целом. Расчет валов проводится в два этапа: проектировочный – только под действием крутящего момента и проверочный расчет с учетом крутящего и изгибающего моментов. Проектировочный расчет вала проводят по формуле:

$$d_B = \sqrt[3]{\frac{M_k}{0,2[\tau_k]}}, \quad (2.94)$$

где M_k – крутящий момент, $M_k = T$;

T – вращающий момент на валу;

d – диаметр вала;

$[\tau_k]$ – допускаемое напряжение при кручении, $[\tau_k] = 20...30$ МПа.

Предварительное значение диаметра вала для индуктора основного генератора получают на этапе электромагнитных расчетов. Здесь же уточняют форму и его размеры. При совместном проектировании вала с подшипниковыми опорами проводят проверочный расчет вала на каждом итерационном цикле. Проверочный уточненный расчет на сопротивление усталости заключается в определении расчетных коэффициентов запаса прочности в опасных сечениях, выявленных по эпюрам моментов с учетом концентрации напряжений. При задании длины вала между опорами, на каждом итерационном цикле определяется условие допустимого значения момента инерции вала J_B [41]

$$J_B \geq 0,46 \cdot \frac{10^{-3} Q_p L^3 n_{\text{НОМ}}^2}{E}, \quad (2.95)$$

$$\sigma_a = \frac{M_{\text{и}}}{W_{\text{ос}}}, \quad (2.96)$$

где $M_{\text{и}}$ – изгибающий момент;

$W_{\text{ос}}$ – момент сопротивления изгибу и кручению сечений вала соответственно.

Запас прочности вала по нормальным напряжениям определяется следующим выражением [57]

$$\sigma_{\sigma} = \frac{\sigma_{-1}}{K_{\sigma D} \sigma_B}, \quad (2.97)$$

где σ_{-1} – предел выносливости при расчете на изгиб;

$K_{\sigma D}$ – общий коэффициент концентрации напряжений при изгибе.

$$K_{\sigma D} = \left(\frac{K_{\sigma}}{K_d} + \frac{1}{K_F} - 1 \right) \frac{1}{K_v}, \quad (2.98)$$

где K_{σ} – коэффициент снижения предела выносливости за счет местных концентраторов — галтелей, выточек, поперечных отверстий, шпоночных пазов (эффективный коэффициент концентрации напряжений);

K_d – коэффициент влияния абсолютных размеров;

K_F – коэффициент влияния обработки поверхности;

K_v – коэффициент упрочнения поверхности; значения перечисленных коэффициентов приведены в специальной литературе.

Следующим этапом является расчет прогиба вала под воздействием распределенной нагрузки, принимая, что a есть расстояние от опоры до нагруженного участка, L – расстояние между опорами

$$y_B = \frac{P}{48 EJ} \frac{L^4}{(L-2a)} \left[\frac{5}{8} - 3 \frac{a^2}{L^2} + 2 \frac{a^4}{L^4} \right]. \quad (2.99)$$

Современные методы динамической балансировки позволяют балансировать роторы с точностью остаточного смещения центра масс ротора от оси вращения (иначе эксцентриситета $e_{ост}$) с точностью не менее 5–10 мкм. Задав эти значения, можно определить предварительно нагрузку от остаточной неуравновешенности ротора

$$P_{ост} = M_p \omega^2 e_{ост}. \quad (2.100)$$

Основу расчета подшипников качения положены два критерия: расчет на статическую грузоподъемность по остаточным деформациям и расчет на ресурс (долговечность). Выбор подшипника осуществляется методом расчета по каталожным данным, основным варьируемым параметром является посадочный диаметр внутреннего кольца. При этом выбранный типоразмер подшипника должен быть проверен на работоспособность по динамической грузоподъемности [56]

$$L_h = a_1 \left(\frac{C_r}{P_r} \right)^p 10^6, \quad (2.101)$$

где a_1 – коэффициент надежности, для авиационных подшипников принимают $a_1 = 3$;

n – частота вращения вала, мин⁻¹;

P_r – полная эквивалентная динамическая нагрузка, которая помимо (2.100) включает силы одностороннего магнитного тяжения, создаваемые основным генератором и возбудителем.

Динамическая нагрузка для каждой из опор определяется, в общем случае, по формуле

$$P_r = (XV F_r + Y F_a) k_\sigma k_\tau \quad (2.102)$$

здесь F_r и F_a – соответственно радиальная и осевая силы в опоре;

V – коэффициент вращения, зависящий от того, какое кольцо подшипника вращается, при вращении внутреннего кольца $V = 1$;

k_{σ} – коэффициент безопасности, учитывающий характер нагрузки, при умеренных толчках $k_{\sigma} = 1,3 \dots 1,5$;

k_{τ} – температурный коэффициент для температуры подшипникового узла; X и Y – коэффициенты радиальной и осевой нагрузок на подшипник. Они назначаются в зависимости от параметра осевого нагружения подшипника. При малой осевой силе по сравнению с радиальной действие осевой силы в расчет не принимается, то есть $X = 1$ и $Y = 0$.

Основные параметры вала, необходимые для расчета вала и подшипников на рисунке 2.19. Здесь основным варьируемыми параметрами являются длина вала L_a и длина шеек вала $L_{ш}$.

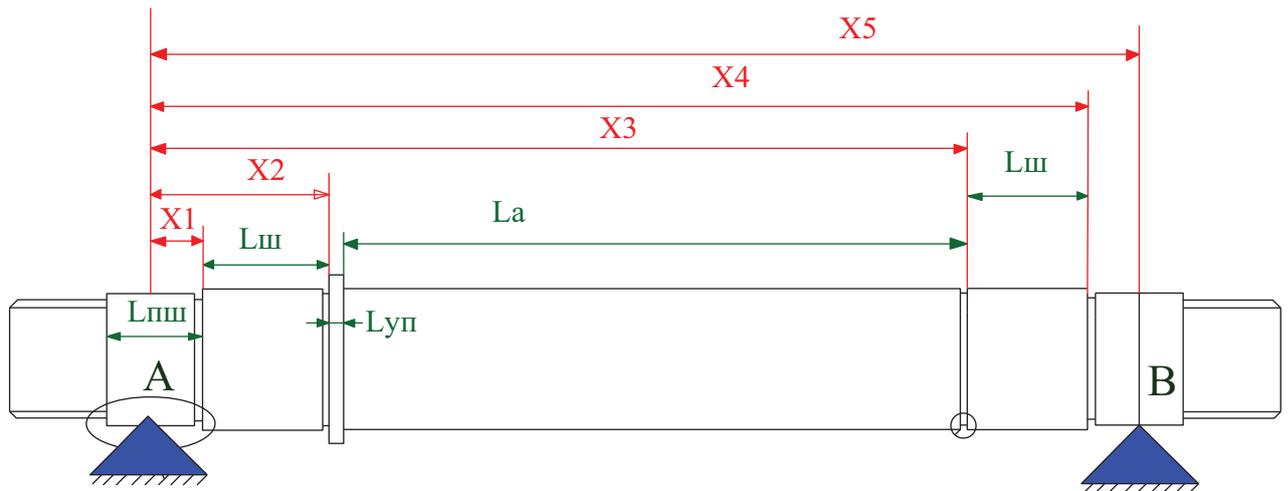


Рисунок 2.19 – Эскиз вала ротора основного генератора

При расчете динамических нагрузок учитывается одностороннее магнитное тяжение от основного генератора, которое определяется по известным формулам [56, 57]. При расчете вала и подшипников в одном итерационном цикле определяется вероятность безотказной работы подшипникового узла, которая должна быть не менее 0,9999 и является барьерной функцией. Для ее определения для проектируемого подшипника назначаются или вычисляются допуски на вал между внутренним диаметром подшипника и диаметром шейки вала, допуски на зазор подшипника, допуски между посадочным диаметром корпуса и посадочным

диаметром щита, допуски между посадочным диаметром гнезда и наружным диаметром подшипника. Кроме того, определяются биения поверхности диаметра ротора относительно поверхности диаметра вала и биение поверхности диаметра расточки статора относительно поверхности корпуса. Очень важно понимать, что посадки подшипников качения осуществляют: в корпус – по системе вала, на вал – по системе отверстия, поэтому предельные отклонения зависят от посадок. По назначенным допускам определяются: ΔA_1 – максимальный зазор в месте посадки подшипника А на вал; ΔA_2 – максимальный радиальный зазор в подшипнике; ΔA_3 – максимальный зазор в месте посадки подшипника в щит; ΔA_4 – максимальный зазор в месте посадки корпуса в щит. Здесь уточняется фактический эксцентриситет для каждого из подшипников. Так, для подшипника А

$$e_A = \frac{1}{2}(\Delta A_1 + \Delta A_2 + \Delta A_3 + \Delta A_4 + k(\alpha + \beta + \gamma)), \quad (2.103)$$

где α, β, γ – радиальные биения посадочных мест щита, подшипника и корпуса; k – коэффициент, учитывающий не полную величину радиальных биений, входящих в результирующий эксцентриситет.

Средний эксцентриситет для двух опор А и В исходя из (2.100) составляет

$$e_0 = e_A + \frac{1}{L}|e_A - e_B| \left(a + \frac{l}{2} \right), \quad (2.104)$$

где l – длина пакета индуктора основного генератора;

L – задаваемое расстояние между опорами.

Вероятность безотказной работы одного подшипника

$$P_{\text{ш}} = \frac{1}{\sigma_{\text{пр}}\sqrt{2\pi}} \int_0^{R_{\text{max}}} e^{-\frac{(r-mr)^2}{2\sigma_{\text{пр}}^2}} dr, \quad (2.105)$$

где $\sigma_{\text{пр}}$ – среднеквадратичное отклонение рабочего внутреннего зазора подшипника;

R_{max} – максимально допустимый радиальный зазор подшипника.

Завершением одного итерационного цикла является определение критической частоты вала, вызываемую изгибными колебаниями, с учетом сил магнитного тяжения. Упрощенно, критическая частота определяется согласно [41]

$$\omega_{кр}^2 = \frac{g}{y_B} \left[1 - \frac{P_M/e_0}{M_p/y_B} \right], \quad (2.106)$$

где P_M – сила магнитного тяжения;

M_p – суммарная масса ротора.

Блок-схема алгоритма поиска локального критерия оптимальности на этапе конструирования приведен на рисунке 2.20.



Рисунок 2.20 – Блок-схема алгоритма оптимального проектирования конструкции генератора

Далее осуществляются механические расчеты щитов и корпуса после выбора расстояния между опорами. Конструкторские расчеты этих элементов сводятся к расчету действующих на них усилий. При этом на этапе проектировочных расчетов расчет производится только на статические нагрузки, а при поверочных расчетах методами конечно-элементного анализа учитываются и динамические нагрузки (рисунок 2.21), при которых осуществляется переход от жестких опор к опорам с фактической податливостью.

Завершением конструирования является отсутствие улучшения критерия оптимальности при максимально возможном значении критической частоты.

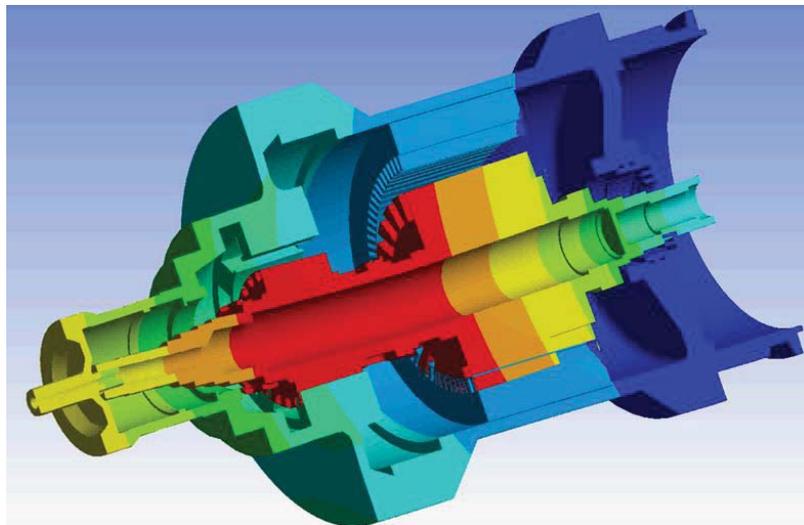


Рисунок 2.21 – Поверочный механический расчет высокооборотного генератора методами конечно-элементного анализа

Для окончательного поверочного расчета подшипниковых узлов и критических частот вращения используется разработанная полная трехмерная модель машины. Расчет выполняется в системе конечно-элементного анализа с учетом податливости корпуса и характера установки на авиационный двигатель – консольное крепление за фланец. При этом трехмерная модель генератора приводится к определенному виду (рисунок 2.22). В ней элементы, существенно влияющие на жесткость конструкции (вал, корпус, пакеты статора, пакеты ротора и т.д.), присутствуют в явном виде. Для остальных элементов (обмотки, держатели обмоток, блок диодов и т.д.) учитывался только их инерционный вклад

в общую картину колебаний. В модели они определяются как массовые элементы с заданной массой и моментами инерции относительно осей расчетной системы координат. Введение этих элементов конструкции в модель в явном виде привело бы к неоправданному увеличению расчетной жесткости конструкции и, как следствие, завышению частот колебаний. Вместе с тем принятый вариант упрощения расчетной модели несколько занижает значение частот колебаний, что в процессе проектирования подразумевает некоторый запас по критическим частотам вращения. Исследования этих упрощений на существующих машинах, например на высокооборотном двигателе ДСВ-140, ротор которого вращается с частотой $35\,000\text{ мин}^{-1}$ показали, что влияние такого допущения на критические частоты вращения ротора не превышает 10%. Подшипники моделируются упругими связями корпуса и ротора с жесткостью, соответствующей расчетной жесткости подшипников. Необходимо отметить, что данная методика механических расчетов была также отработана при проведении поверочных расчетов серийных синхронных генераторов типа ГТ с частотой вращения 12000 мин^{-1} .

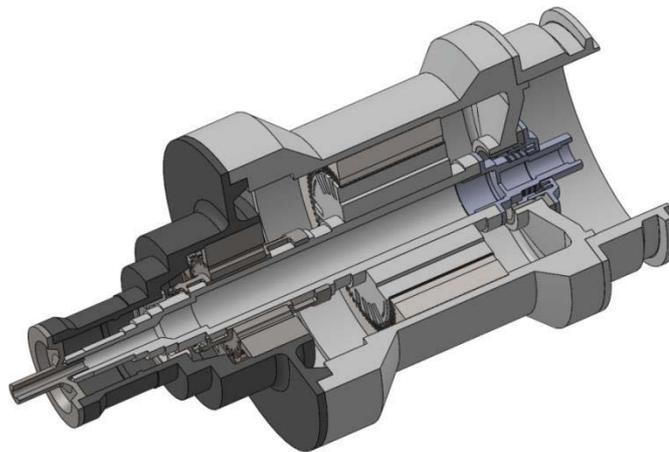


Рисунок 2.22 – Трехмерная модель генератора для механических расчетов

В заключение этапа разработки конструкции высокооборотного синхронного генератора производится его окончательная сборка и осуществляется в обязательном порядке расчет размерных цепей, который определяет правильность назначения допусков, также определяются основные конструкторские базы для всех узлов нового изделия.

2.6 Методы и алгоритмы вентиляционных расчетов авиационных генераторов

Сборочные узлы и детали высокоскоростного генератора с электромагнитным возбуждением должны обеспечивать максимальную механическую прочность конструкции. Помимо выполнения механических функций, элементы конструкции должны проектироваться с обязательным учетом типа системы охлаждения, заданной в ТТ или в ТЗ.

Для высокоиспользуемых электрических машин, какими являются авиационные генераторы, применяются в основном интенсивные методы охлаждения [40].

Наиболее распространенными на начальном этапе развития авиации (вплоть до 50-х годов прошлого столетия) являлись воздушные системы охлаждения (ВСО) за счет продува генераторов при полете ЛА встречным (набегающим) потоком воздуха.

ВСО генераторов характеризуются простотой конструктивного исполнения, но обладают существенными ограничениями по температуре нагрева активных элементов, зависящими от высоты H и числа M полета ЛА. Вместе с тем ВСО широко применяются и в настоящее время, если условия полета ЛА позволяют их применение, например, на самолете ТУ-160 в системе генерирования постоянного тока. При малых скоростях полета, например, в вертолетной авиации, а также в условиях стоянки и руления авиационные генераторы, как правило, снабжаются встроенными вентиляторами, т.е. организуется процесс охлаждения, называемый «самовентиляция».

В связи с увеличением высоты и скорости полета ЛА в АКБ «Якорь» были разработаны СО, где указанные ограничения применения ВСО снимались за счет перехода на кратковременное воздушно-испарительное охлаждение (ВИСО) или комбинированное испарительное охлаждение (КИСО). Система КИСО до сих пор применяется на ряде ЛА военного назначения.

Параллельно с разработками генераторов с ВСО стали интенсивно разрабатываться генераторы с жидкостными системами охлаждения (ЖСО).

К ним относятся генераторы интегральной конструкции с масляным охлаждением путем прокачки специального масла, используемого в гидромеханических приводах (ГП) постоянной частоты вращения, или путем прокачки авиационного топлива в системах с гидролопаточными приводами (ПГЛ).

Наилучшими характеристиками теплоотвода при этом обладают системы непосредственного жидкостного охлаждения (в отличие от канального), которые создаются на основе непосредственного распыления синтетического масла на наиболее теплонагруженные активные элементы генератора с помощью специальных жиклеров.

Следует заметить, что организация таких систем охлаждения приводит к существенному усложнению конструкции, однако жидкостная система масляного охлаждения не имеет ограничений по высоте и скорости полета ЛА и находит широкое применение на современных ЛА как военного, так и гражданского назначения [114, 115].

Методы вентиляционных или гидравлических расчетов, а также взаимосвязанные с ними методы тепловых расчетов авиационных генераторов, имеют много общего, они описаны многими авторами, созданы и создаются соответствующие методики, с помощью которых проводятся исследования тепловых процессов генераторов различных конструкций.

В соответствии с представляемой в данной работе методологией комплексного проектирования генераторов, необходимо использование апробированных или разработка новых перспективных универсальных методов и методик анализа процессов тепломассопереноса, которые бы отвечали эффективному решению поставленных задач.

Далее на примере генератора типа ГСР-20-БК, разработанного АКБ «Якорь» и выпускаемого серийно, рассмотрены универсальный метод и алгоритм вентиляционного расчета, которые в полной мере удовлетворяют одному из

важных этапов комплексного проектирования авиационных генераторов с ВСО [113].

Метод базируется на решении нелинейной задачи вентиляционного расчета с использованием известных аналогий электрических и вентиляционных (гидравлических) схем замещения (ВСЗ). Пример схемы замещения приведен на рисунке 2.23.

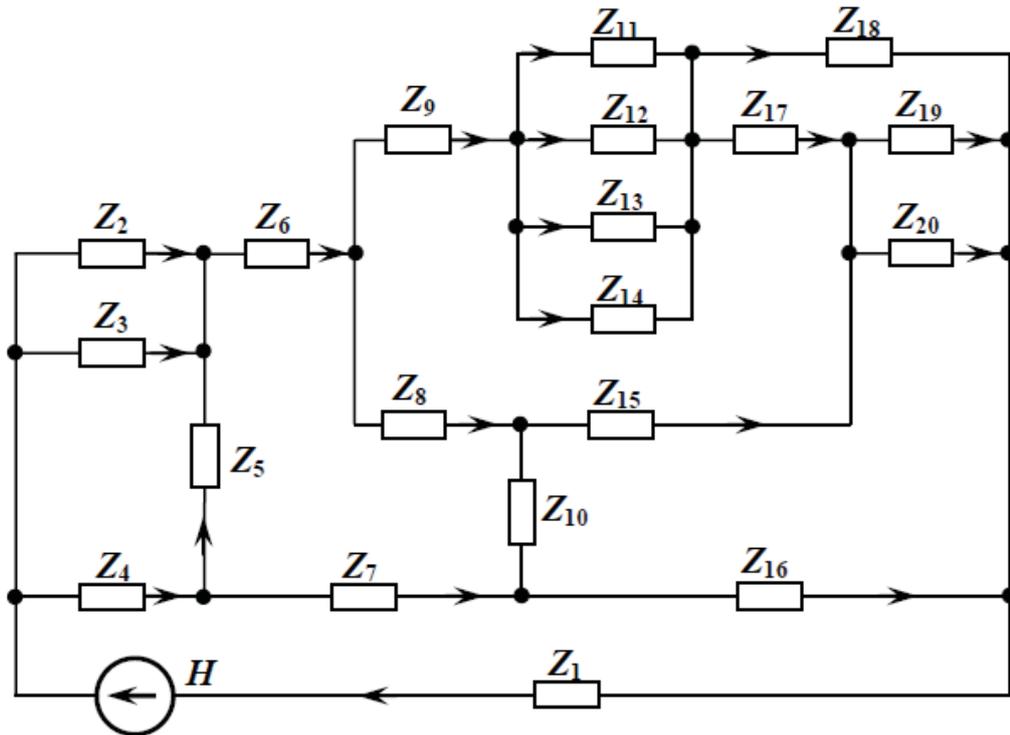


Рисунок 2.23 — Вентиляционная схема замещения

Здесь $Z_1 \dots Z_{20}$ – гидравлические сопротивления ветвей схемы замещения, эквивалентные электрическим сопротивлениям участков электрической цепи. Стрелками указаны условные положительные направления расходов Q_i в каждой i -й ветви (токов электрической цепи).

Источник напора H схемы замещения – эквивалент ЭДС схемы электрической цепи. Каждой ветви с аэродинамическим (гидравлическим) сопротивлением Z_i соответствует падение давления h_i , эквивалентное падению электрического напряжения.

Описание процессов в ВСЗ основано на матрично-топологическом методе представления ее структуры [38, 112], в соответствии с которым строится

направленный связный граф схемы и его дерево (рисунок 2.24). Граф содержит все узлы ВСЗ ($q=10$) и все ветви ($p=20$), стрелки на которых имеют направления, совпадающими с направлениями расходов ВСЗ.

Дерево графа – это направленный связный подграф, который содержит все узлы и ветви и не содержит ни одного контура. Дерево графа выделено на рисунке 2.24 утолщенными линиями. Дерево содержит 9 ветвей и 11 хорд, изображенных штриховыми линиями. Хорды дополняют дерево графа до полного графа и задают число m независимых контуров.

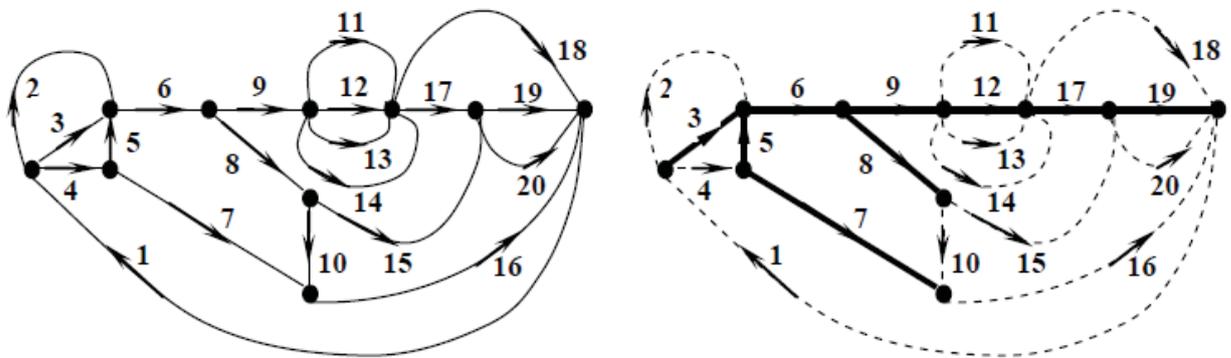


Рисунок 2.24 — Граф ВСЗ и дерево графа ВСЗ

Числа узлов и ветвей однозначно определяют число независимых контуров m при расчете ВСЗ методом контурных токов: $m = p - (q - 1) = 20 - (10 - 1) = 11$.

На основании графа и его дерева определяется матрица $[B_f]$ инцидентий (соответствия) направленных ветвей и контуров, представленная в таблице 2.1.

Элементы матрицы $[B_f]$ равны 0, если контур не содержит ветви, равные 1, если ветвь входит в контур и ее направление совпадает с направлением хорды (направлением обхода контура); равные минус 1, если направление ветви противоположно направлению хорды.

Матрица $[B_f]$ однозначно определяет топологию схемы цепи, т.е. позволяет составить систему уравнений по законам Кирхгофа, связывая напоры H_k , давления h_k и расходы Q_k контуров с соответствующими им характеристиками ветвей H_i , h_i , Q_i

$$[H_k] = [H_i] \cdot [B_f]^T; \quad (2.107)$$

$$[h_k] = [h_i] \cdot [B_f]^T; \quad (2.108)$$

$$[Q_i] = [Q_k] \cdot [B_f]. \quad (2.109)$$

Таблица 2.1 – Матрица [Bf] инциденций ветвей и контуров размерностью m×p

		В Е Т В И																					
К О Н Т У Р Ы	№ К	№ Хорд	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	
	1	1	1		1				1			1			1					1		1	
	2	2		1	-1																		
	3	4			-1	1	1																
	4	10					1	1	-1	1		1											
	5	11												1	-1								
	6	13													-1	1							
	7	14													-1		1						
	8	15									1	-1			-1			1		-1			
	9	16					-1	-1	1		-1				-1				1	-1		-1	
	10	18																		-1	1	-1	
	11	20																				-1	1

Как известно, кроме законов Кирхгофа, которые определяют только топологию схемы цепи, необходимо ввести параметры ветвей и контуров – гидравлические сопротивления, участвующие в законах Ома

$$[h_i] = [Q_i] \cdot [R_i]; \quad (2.110)$$

$$[H_k] = [Q_k] \cdot [R_k]. \quad (2.111)$$

Из (2.111) следует $[Q_k] = [H_k] \cdot [R_k]^{-1}$. (2.112)

На основании второго закона Кирхгофа (2.107) и (2.108), с учетом (2.109) и (2.110), получим уравнение связи сопротивлений ветвей $[R_i]$ с сопротивлениями контуров $[R_k]$

$$\begin{aligned} [H_k] &= [h_i] \cdot [B_f]^T = [Q_i] \cdot [R_i] \cdot [B_f]^T = [Q_k] \cdot [B_f] \cdot [R_i] \cdot [B_f]^T = \\ &= [Q_k] \cdot [R_k]. \end{aligned} \quad (2.113)$$

Тогда из (2.109) получим

$$[Q_i] = [Q_k] \cdot [B_f] = [H_k] \cdot [R_k]^{-1} \cdot [B_f] = [H_i] \cdot [B_f]^T \cdot [R_k]^{-1} \cdot [B_f]. \quad (2.114)$$

Окончательно вектор-строка потоков ветвей

$$[Q_i] = [H_i] \cdot [B_f]^T \cdot ([B_f] \cdot [R_i] \cdot [B_f]^T)^{-1} \cdot [B_f]. \quad (2.115)$$

Здесь заданными являются матрица $[B_f]$ размерностью $m \times p$, вектор-строка напоров $[H_i]$ размерностью $1 \times p$ и диагональная матрица гидравлических сопротивлений $[R_i]$ размерностью $p \times p$. Вычисляемыми являются вектор-строка $[Q_i]$ расходов ветвей размерностью $1 \times p$ и вектор-строка падений напряжений на элементах ВСЗ $[h_i]$ размерностью $1 \times p$.

Полученное выражение (2.115) является универсальным для расчетов линейных цепей, заданных схемой, аналогичной схеме на рисунке 2.25.

Вентиляционные (гидравлические) цепи являются нелинейными. На практике течение в каналах авиационной электрической машины характеризуется большими числами Re , т.е. имеет место турбулентный режим движения, при котором силы инерции доминируют над силами вязкости. Действительно, ранее введенные падения давления h_i в (2.110) имеют следующий вид

$$h_i = \xi_i \cdot \frac{\rho_i}{2} \cdot v_i^2, \quad (2.116)$$

где ξ_i – безразмерная величина, называемая коэффициентом гидравлического (аэродинамического) сопротивления канала;

ρ_i – плотность среды в канале, кг/м^3 ;

v_i – средняя скорость движения среды в канале.

Выражение (2.120) принято выражать в виде так называемого закона Аткинсона [38]

$$h_i = Q_i^2 \cdot Z_i, \quad (2.117)$$

где Q_i – расход среды в канале, кг/с ;

$Z_i = \frac{\xi_i}{2 \cdot \rho_i \cdot S_i^2}$ – видоизмененный коэффициент аэродинамического сопротивления,

называемый аэродинамическим (гидравлическим) сопротивлением, $1/\text{кг м}$;

S_i – площадь сечения канала, м^2 .

Таким образом, в отличие от закона Ома в линейной цепи, эквивалентный ему «закон Ома» гидравлической цепи имеет квадратичную форму (2.117).

Если представить выражение (2.117) в виде

$$h_i = (Q_i \cdot Z_i) \cdot Q_i = R_i \cdot Q_i, \quad (2.118)$$

то оно по форме подобно линейному закону Ома, но аэродинамическое (гидравлическое) сопротивление является нелинейной функцией нескольких переменных

$$R_i = f \{v_i, \rho_i, \xi_i(\text{Re}_i)\}. \quad (2.119)$$

Поэтому задача определения расходов Q_i ветвей ВСЗ решается методом итерационной линеаризации параметров, при реализации которого на каждом шаге итерации решается линейное уравнение (2.115) с уточнением значений R_i в соответствии с (2.118) и учетом изменяющейся функции (2.119).

Решение выполняется в соответствии с алгоритмом, представленным на рисунке 2.25, и соответствующей программой на ЭВМ.

В соответствии с представленным на схеме алгоритмом вычисление расходов Q_i ветвей ВСЗ осуществляется для нескольких высот полета ЛА – H_n (счетчик циклов по высотам $K=1\dots 5$). Для каждой из высот полета осуществляется изменение скорости полета ЛА – V с определенным шагом по скорости – ΔV , чем обеспечивается заданный диапазон чисел M полета: $0 \leq M \leq 3$.

На каждом итерационном цикле уточняются значения сопротивлений Z_i с учетом функциональной зависимости (2.119), которая реализуется путем вычисления заторможенных значений температуры, плотности и давления в каналах. Выход из соответствующих итерационных циклов осуществляется при достижении заданной точности ε вычисления параметров.

Результаты моделирования расходных характеристик $Q = f(M, H_n)$ воздушной системы охлаждения генератора тип ГСР-20-БК приведены на рисунке 2.26.

Анализ приведенных результатов моделирования показывает, что они достаточно хорошо совпадают с результатами экспериментов, которые выполнялись для высотных условий $H_n = 16$ км, воспроизводимых в условиях, обеспечивающих расходы воздуха в диапазоне от 0,1 до 0,25 кг/с.

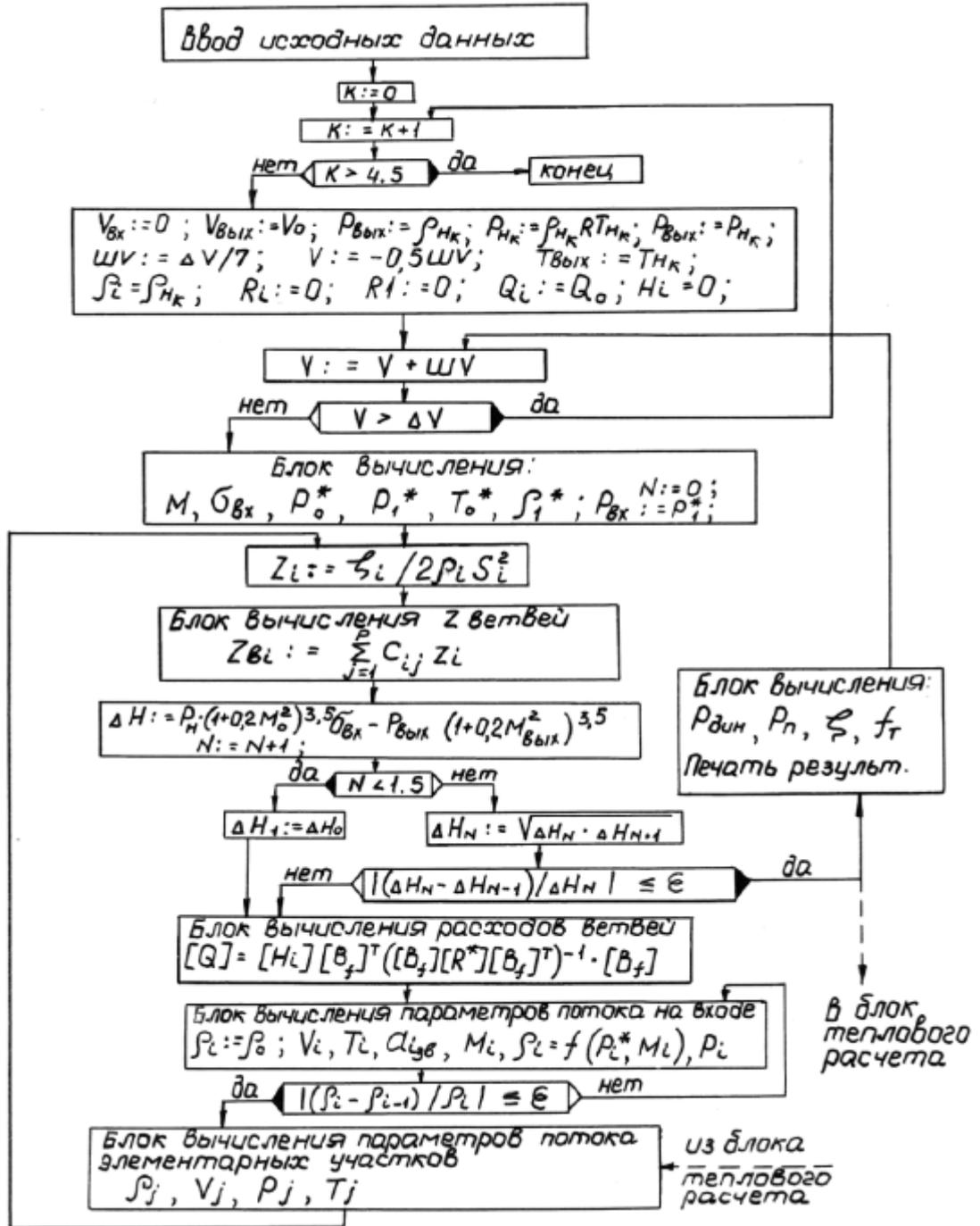


Рисунок 2.25 — Блок-схема алгоритма определения расходов методом итерационной линеаризации параметров R_i

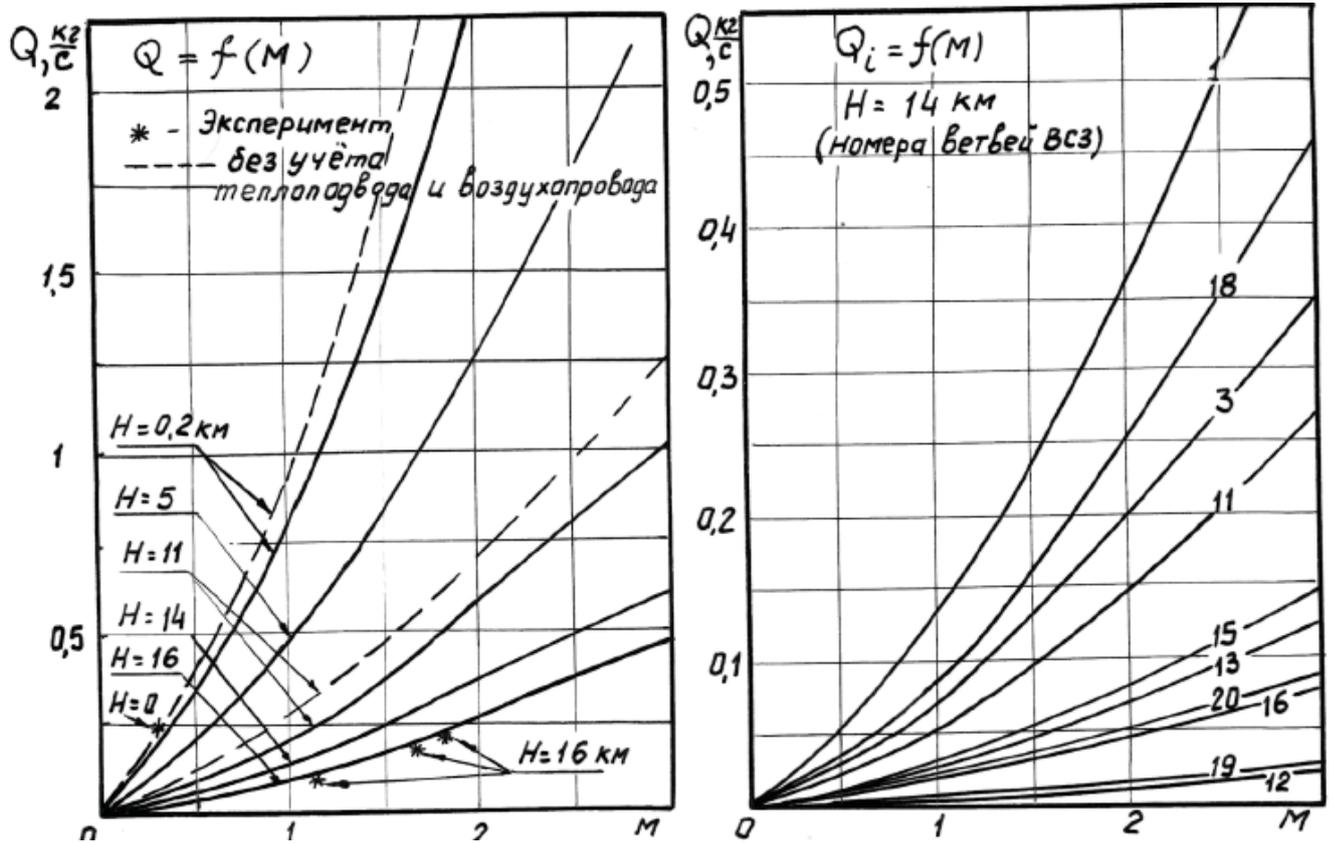


Рисунок 2.26 — Общие расходы воздуха через генератор
и расходы через отдельные каналы генератора

В заключение следует заметить, что матрично-топологический метод анализа гидравлических и вентиляционных схем дает возможность выявить наиболее «узкие» места систем вентиляции и устранить их, если это возможно, еще на этапе проектировочных расчетов генераторов с ВСО.

Этот метод обеспечивает высокую степень формализации решения, связанную с возможностью использования универсальной системы нелинейных уравнений и алгоритмов, независимо от конструкции электрической машины. При этом задача расчета сводится лишь к вводу конкретных данных, т.е. без составления уравнений и разработки алгоритмов.

Как, правило, рассмотренный метод используется при решении задачи синтеза совместных вентиляционных и тепловых расчетов авиационных генераторов.

2.7 Методы и алгоритмы тепловых расчетов авиационных генераторов

Тепловые расчеты авиационных генераторов делятся на два больших направления, связанных с видом хладагента. Поэтому рассмотрим сначала тепловые расчеты авиационных электрических машин с воздушным охлаждением. При этом исследований вентиляционных процессов недостаточно для окончательной оценки качества проектирования генератора.

Между вентиляционными и тепловыми процессами очевидна физическая взаимосвязь, обусловленная, с одной стороны, подогревом воздуха в каналах за счет тепла потерь, выделяемых активными элементами, а с другой — зависимостью потерь от температуры воздуха в каналах машины, а также и температуры окружающей среды.

Последнее обстоятельство особенно важно учитывать при моделировании тепловых процессов, т.к. входящий в машину воздух может достигать значительных температур, зависящих от числа M полета. С другой стороны, при изменении высоты полета $H_{п}$ существенно изменяется плотность $\rho_{н}$ воздуха, от которой зависит его расход Q и температура подогрева в каналах машины.

Указанные особенности влияния внешних воздействующих факторов при проектировании генераторов с ВСО, очевидно, должны найти отражение в адекватных математических моделях, использующих как схемы замещения, так и современные программные инструменты (пакеты программ) специального назначения, например, базирующиеся на методах конечных элементов и им подобных.

В работе рассматриваются аналитические методы исследования с использованием тепловых схем замещения (ТСЗ), которые, в отличие от общеизвестных схем, приводимых в литературе, существенно отличаются тем, что учитываются указанные выше обстоятельства (M , $H_{п}$, $\rho_{н}$ и пр.) уже на самом начальном этапе комплексного проектирования генераторов в системной взаимной связи вентиляционных и тепловых процессов.

Указанные обстоятельства учитываются уже на этапе составления ТСЗ, которая имеет ряд принципиальных особенностей, основными из которых являются:

– тепловая схема замещения (рисунок 2.27) представляется в виде замкнутой схемы электрической цепи, что исключает всяческие попытки составления расчетных уравнений в форме, исключающей универсальность ее применения для исследования тепловых процессов различных объектов;

– схема в явном виде содержит источники тока, токи которых эквивалентны тепловым потерям, значения которых в общем случае являются изменяющимися;

– схема в явном виде содержит источники ЭДС, напряжения которых эквивалентны изменяющимся температурам хладагента у соответствующих теплостоков;

– схема содержит псевдоузлы, что требуется для реализации универсальности описания системы уравнений при решении поставленной задачи.

Для связной схемы электрической цепи (аналога ТСЗ) справедлива следующая система уравнений в матричной форме, записанная на основании законов Кирхгофа и Ома

$$[A] \cdot [I] = 0; \quad (2.120)$$

$$[B] \cdot [U] = 0; \quad (2.121)$$

$$[U] = [E] + [R] \cdot [I]. \quad (2.122)$$

Здесь $[A]$ – матрица вершин (узлов) графа;

$[B]$ – матрица контуров;

$[U]$ – вектор падений температур (напряжений) ветвей;

$[E]$ – вектор температур теплостоков (ЭДС) ветвей;

$[I]$ – вектор тепловых потоков (токов) ветвей;

$[R]$ – диагональная матрица тепловых сопротивлений ветвей.

Система (2.120), (2.121), (2.122) имеет однозначное решение для $[I]$ и $[U]$, если существует такое дерево графа, что источники тока являются хордами дерева, а источники ЭДС — его ветвями.

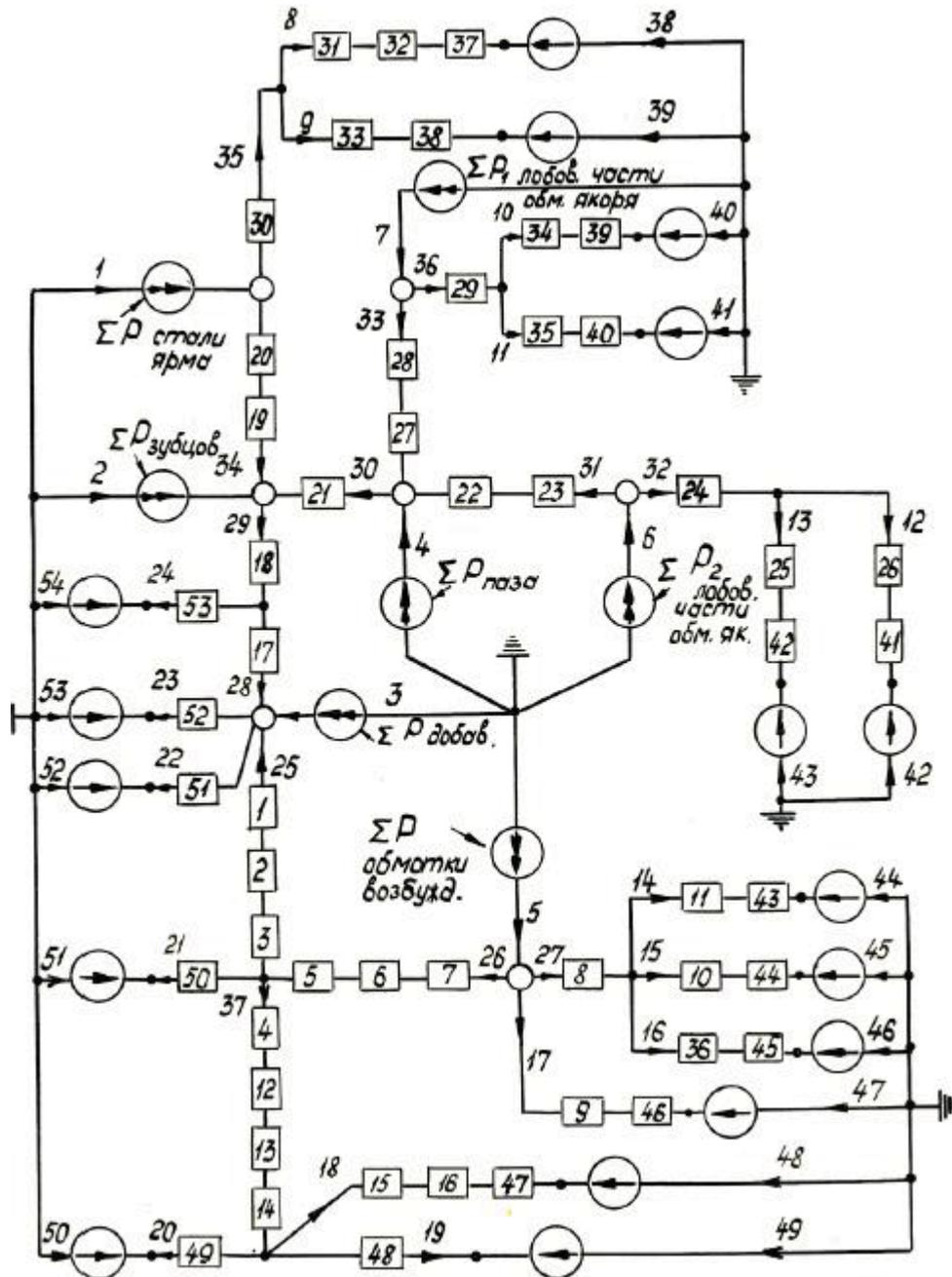


Рисунок 2.27 — Тепловая схема замещения генератора с воздушным охлаждением

Введем следующие обозначения:

- индекс «1» относится к ветвям с источниками тока (тепловыми потоками);
- индекс «2» относится к пассивным ветвям (с тепловыми сопротивлениями);
- индекс «3» относится к ветвям с источниками ЭДС (температурами теплостоков).

Тогда матрицу $[B]$ из (2.121) можно разбить на блоки и записать второй закон Кирхгофа в следующем виде:

$$\begin{bmatrix} u & B_{12} & B_{13} \\ 0 & B_{22} & B_{23} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (2.123)$$

Контурные преобразования с использованием матрицы $[B]$ представим так:

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u & 0 \\ B_{12}^T & B_{22}^T \\ B_{13}^T & B_{23}^T \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{k1} \\ I_{k2} \end{bmatrix}. \quad (2.124)$$

Здесь $[u]$ – единичная матрица; $[I_k]$ – вектор контурных токов.

Уравнение (2.122) представим в следующем виде:

$$\begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_1 \\ 0 \\ E_3 \end{bmatrix}. \quad (2.125)$$

Система уравнений (2.123), (2.124), (2.125) должна быть разрешена относительно неизвестных токов и напряжений $[I_2]$, $[I_3]$, $[I_{k2}]$, $[U_1]$ и $[U_2]$.

Известными величинами являются $[I_{k1}]$ – источники потерь и $[U_3]$ – температуры теплостоков.

Получим решение этой системы относительно вектора тока $[I_{k2}]$. Для этого представим каждую из систем (2.123), (2.124), (2.125) в следующем виде

Из (2.123) следует

$$[u] \cdot [U_1] + [B_{12}] \cdot [U_2] + [B_{13}] \cdot [U_3] = 0; \quad (2.126)$$

$$[B_{22}] \cdot [U_2] + [B_{23}] \cdot [U_3] = 0. \quad (2.127)$$

Из (2.124) следует

$$[I_1] = [I_{k1}]; \quad (2.128)$$

(2.129)

$$[B_{12}^T] \cdot [I_{k1}] + [B_{22}^T] \cdot [I_{k2}] = [I_2];$$

$$[B_{13}^T] \cdot [I_{k1}] + [B_{23}^T] \cdot [I_{k2}] = [I_3]. \quad (2.130)$$

Из (2.125) имеем

$$[U_1] = [E_1]; \quad (2.131)$$

$$[R_{22}] \cdot [I_2] = [U_2]; \quad (2.132)$$

$$[U_3] = [E_3]. \quad (2.133)$$

Подставив $[U_2]$, а затем $[I_2]$ — в полученное выражение, после простых преобразований окончательно получим

$$[I_{k2}] = - ([B_{22}] \cdot [R_{22}] \cdot [B_{22}]^T)^{-1} \cdot ([B_{22}] \cdot [R_{22}] \cdot [B_{12}]^T \cdot [I_{k1}] + [B_{23}] \cdot [U_3]). \quad (2.134)$$

Зная $[I_{k2}]$, получаем $[I_2]$ из (2.129), затем $[I_3]$ из (2.130), затем $[U_2]$ из (2.132) и, наконец, $[U_1]$ из (2.130), завершая решение исходной системы уравнений.

Для реализации согласования процессов тепломассообмена разработан специальный алгоритм, который представлен на рисунке 2.28. В одном из блоков алгоритма реализуется вычислительный процесс, описанный ранее для вентиляционной схемы замещения. Далее следует блок решения критериальных уравнений, где определяются значения коэффициентов теплоотдачи и значения тепловых сопротивлений ТСЗ. Затем последовательно решается система матричных уравнений (2.137), (2.133), (2.134), (2.136) и (2.130). В результате формируются результирующие потоки тепла, которые вводятся в блок вентиляционного расчета.

Вычисления организуются в процессе ряда итерационных циклов, уточняющих параметры и переменные тепловых процессов при моделировании.

В качестве примера на рисунке 2.29 показано, что «горячая точка» имеет тенденцию перехода от одной лобовой части обмотки к другой.

Не менее важной является оценка эффективности генераторов с ВСО, исходя из зоны допустимых ограничений параметров полета в сравнении с зоной возможных границ полета ЛА (рисунок 2.30). Рассматривается зона допустимых полетов самолета F-4C «Фантом», где показано, что при температуре нагрева 250°C генератор обеспечивает полет самолета до высоты 15 км, а при температуре 300°C — до высоты 20 км, т.е. ограничений применения генератора нет, с учетом того, что при моделировании рассматривался только установившийся режим нагрева.

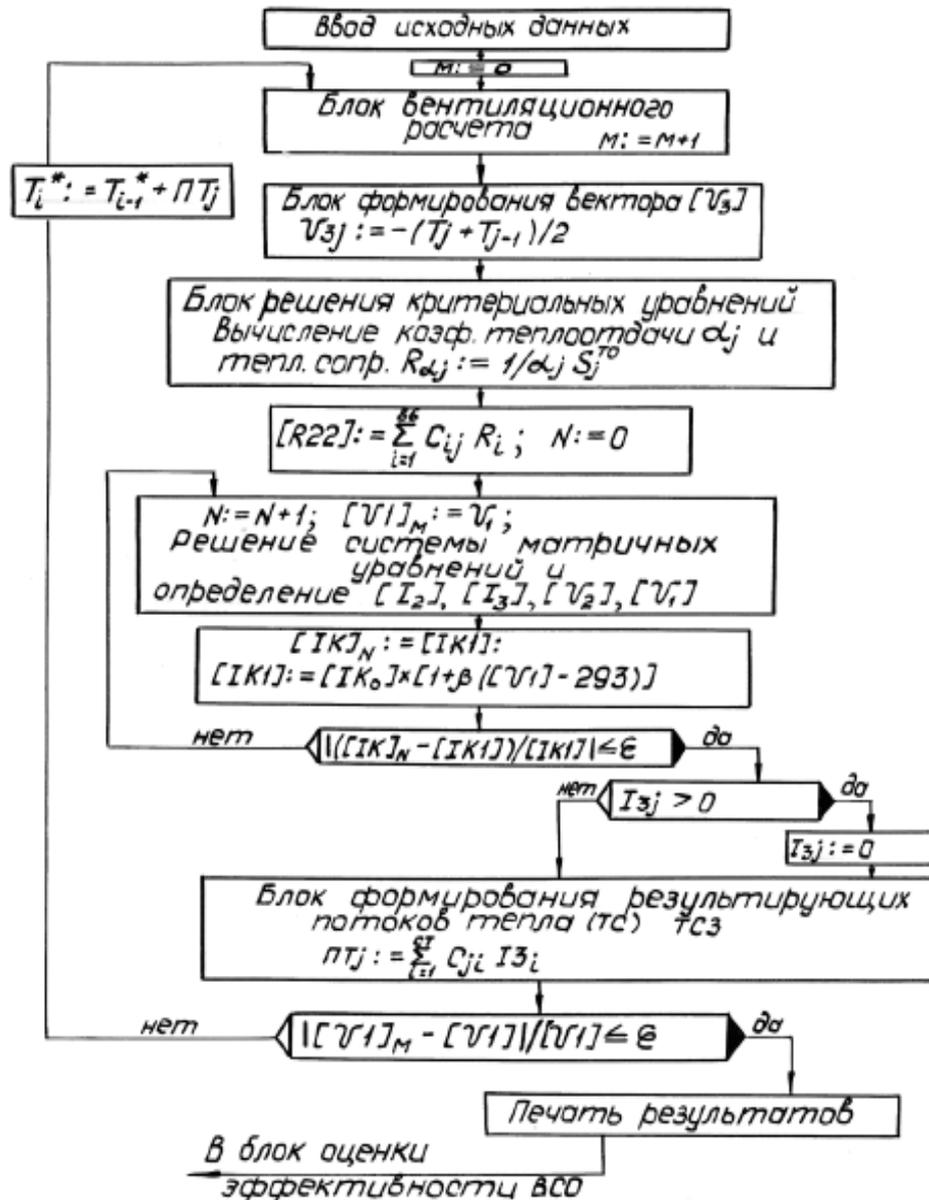


Рисунок 2.28 — Алгоритм совместного моделирования процессов
теплообмена генератора

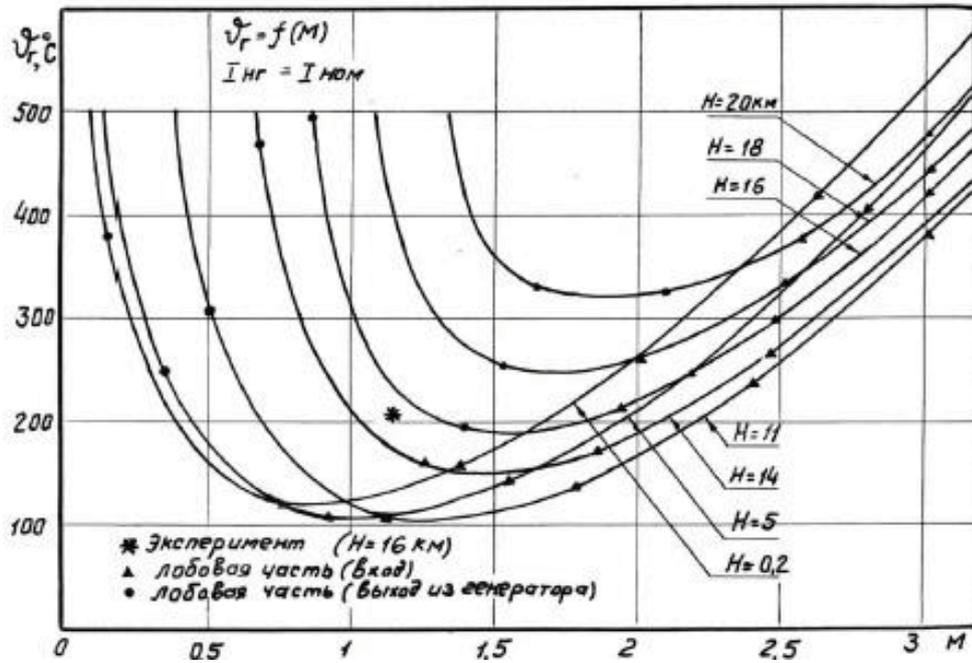


Рисунок 2.29 — Температуры нагрева элементов генератора в зависимости от высоты и числа M полета

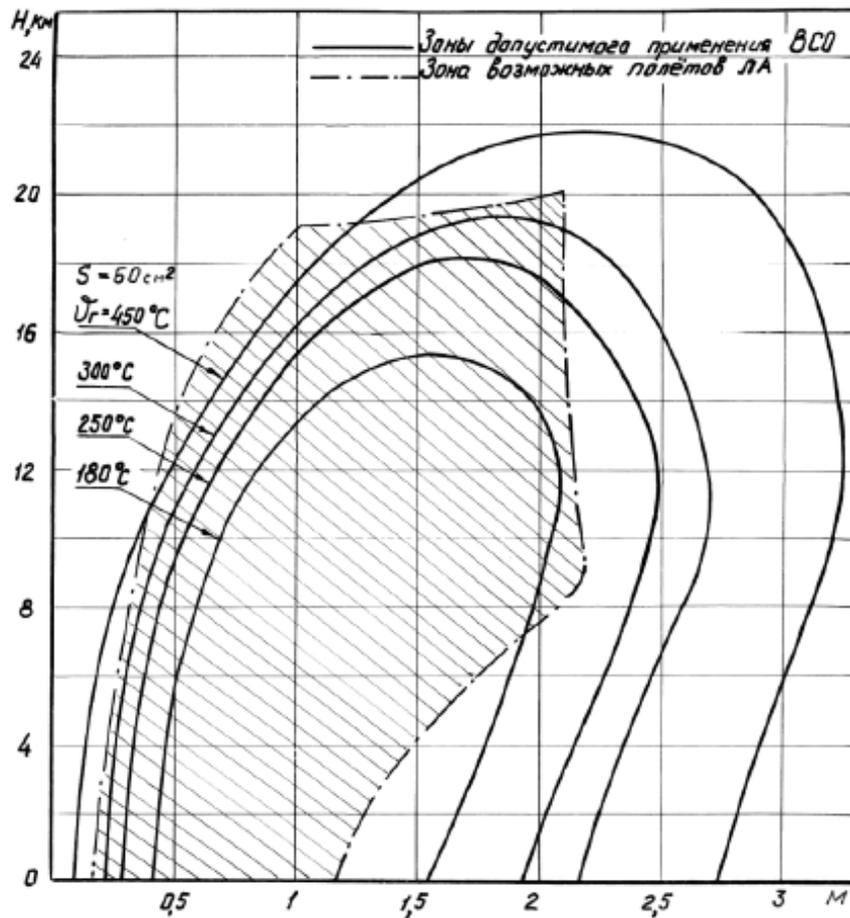


Рисунок 2.30 – Зоны ограничений генератора ГСР-20-БК по M и H_n при различных температурах обмоток

Одним из критериев, который может быть использован при оценке генераторов с той или иной системой охлаждения, является КПД системы охлаждения η_{CO} и обобщенный КПД генератора $\eta_{\text{ПЭ}}^*$ с учетом системы охлаждения.

Это понятие вводится следующим образом

$$\eta_{\text{ПЭ}}^0 = \frac{P_2}{P_2 + \Sigma P_0} - \text{КПД источника (преобразователя) электрической энергии; (2.138)}$$

$$\eta_{\text{CO}} = \frac{\Sigma P_0}{P_{\text{ОХЛ}} + \Sigma P_0} - \text{КПД системы охлаждения; (2.135)}$$

$$\eta_{\text{ПЭ}}^* = \frac{P_2}{P_2 + \Sigma P_0 + P_{\text{ОХЛ}}} - \text{обобщенный КПД. (2.136)}$$

Определив ΣP_0 , $P_{\text{ОХЛ}}$ и подставив полученные выражения в (2.135 и 2.136), после преобразований получим формулу для обобщенного КПД, выраженного через КПД источника ЭЭ и КПД системы охлаждения

$$\eta_{\text{ПЭ}}^* = \frac{\eta_{\text{ПЭ}}^0 \cdot \eta_{\text{CO}}}{1 + \eta_{\text{ПЭ}}^0 \cdot \eta_{\text{CO}} - \eta_{\text{ПЭ}}^0}. \quad (2.137)$$

Результаты моделирования процессов тепломассопереноса на примере синхронного генератора ГСР-20-БК показали достаточно высокую универсальность рассматриваемых методик и алгоритмов и могут быть использованы при комплексном проектировании подобных генераторов систем электроснабжения ЛА.

Как отмечалось ранее, наилучшими характеристиками теплоотвода обладают системы непосредственного масляного охлаждения по сравнению с жидкостными СО канального типа, а также с ВСО. В таких жидкостных системах охлаждения (ЖСО) создается распыление синтетического масла непосредственно на наиболее теплонагруженные активные элементы генератора.

Тепловые схемы замещения с сосредоточенными параметрами дают достаточно точную оценку температуры и рассмотрены выше применительно к ВСО. Тепловой расчет синхронного генератора при использовании ЖСО подробно изложен в [40, 41]. Согласно указанному источнику, тепловой расчет может быть выполнен на основе трехтельной ТСЗ — максимально простой и

универсальной, согласно которой якорь или индуктор делится на три однородных участка – магнитопровод, пазовая и лобовая части.

Одним из важнейших условий при тепловом расчете с помощью такой схемы замещения принимается допущение, что тепловой поток в статоре и роторе может быть рассчитан отдельно, так как воздушный зазор является практически идеальным изолятором в тепловом отношении [40].

При интенсивном масляном охлаждении не рассматриваются процессы свободной конвекции (турбулизация потоков масла велика), а также лучистого теплообмена (ввиду достаточно низких температур во внутренней полости генератора). Справедливости ради следует заметить, что возможны внешние теплопритоки через корпус и другие конструктивные элементы генератора, который установлен на двигателе, где возможны высокие температуры окружающего генератор пространства. Этот случай в данной работе не рассматривается.

Таким образом, основное внимание при моделировании тепловых процессов в генераторах с ЖСО уделяется вопросам теплопроводности (передачи тепла в твердом теле), вынужденной конвекции (передача тепла от поверхности обтекаемого твердого тела к жидкости), а также специфическим особенностям процессов «струйного» охлаждения поверхностей.

Заметим, что такой подход (использование упрощенной тепловой схемы замещения) может быть использован лишь на начальном этапе проектирования системы непосредственного жидкостного охлаждения.

Проектирование внутренней системы охлаждения и смазки в самом генераторе (кроме гидравлических процессов в подводящих и отводящих трубопроводах, нагнетающих и откачивающих насосах) требует проведения довольно точного гидромеханического расчета, моделирующего течение хладагента в каналах и на охлаждаемых струйным способом тепловыделяющих поверхностях машины.

В результате гидромеханического расчета должны быть получены исходные данные (расходы, напоры хладагента, коэффициенты теплоотдачи и пр.), без

которых не может быть выполнен взаимосвязанный с гидравликой тепловой расчет.

Для этого должна быть разработана гидравлическая схема замещения, аналогичная вентиляционной схеме замещения. Особенности такой схемы является необходимость учета геометрии трубопроводов ввода и вывода охлаждающего масла, дополнительного введения в схему, по крайней мере, двух нагнетательных элементов (насосов подачи и вывода масла из внутреннего объема генератора), а также необходимость распределения жиклеров выхода масла во внутреннюю полость машины и расчет их гидравлических сопротивлений.

Очевидно, что параметры нагнетателей, учитывающих геометрию трубопроводов, требуемые для охлаждения напоры и расходы масла, могут быть предварительно заданы лишь ориентировочно, или заданы исходя из имеющегося опыта проектирования подобных систем охлаждения. В любом случае моделирование тепловых процессов должно выполняться итерационным способом.

Заметим, что математический аппарат и расчетные алгоритмы при этом остаются аналогичными тем, которые приведены ранее, т.е. являются универсальными — это матрично-топологические методы расчета нелинейных электрических цепей с реализацией процесса направленной итерационной линеаризации параметров элементов [93, 107].

Применение совместного теплового и гидромеханического расчетов по схемам замещения достаточно эффективно использовать на предварительном этапе разработки моделей ответственных узлов, теплопроводящих элементов конструкции и встроенной системы, обеспечивающей ввод, распределение и вывод хладагента из внутренней полости генератора. На этом этапе расчеты не занимают много времени, кроме подготовки необходимых исходных данных.

При поверочных расчетах для повышения точности расчетов необходимо разделять источники потерь и теплопроводящие элементы в объеме машины на более мелкие фрагменты, в отличие от схем замещения. Для этого в работе

предлагается использовать и реализован практически конечно-элементный анализ гидромеханических и тепловых процессов, который наиболее эффективно применять на завершающей стадии проектирования 3D-модели машины.

Исходными данными для теплового расчета электрических машин методом конечных элементов, помимо результатов, полученных при расчетах с помощью схем замещения, являются [38]:

- разработанная полная трехмерная модель машины, включая активные части и каналы охлаждения;
- свойства хладагента и массивных элементов конструкции;
- мощность потерь в отдельных элементах машины;
- расход, температура и давление хладагента.

В результате расчета определяется температурное поле в массивных элементах, а также распределение температур, давления и скоростей течения хладагента в каналах охлаждения электрической машины.

При этом необходимо отметить, что проведение сквозного расчета такой сложной машины, как трехкаскадный генератор, очень затруднительно с точки зрения вычислительных мощностей и времени расчета. По этой причине машина может быть разделена на ряд узлов, например основной генератор, возбудитель и диодный блок. После подготовки вычислительных моделей производится «прокачка» с целью определения гидравлических сопротивлений этих узлов. Полученные результаты служат для аналитической увязки граничных условий по хладагенту. Каждая модель состоит из ряда компонентов. Например, в расчетную область генератора (рисунок 2.31) включен статор, ротор, их обмотки и держатель.

Тепловой расчет проводится в одном итерационном цикле с гидравлическим расчетом генератора. В качестве исходных данных гидравлического расчета генератора должна быть принята та же 3D-модель генератора, которая используется для тепловых расчетов.

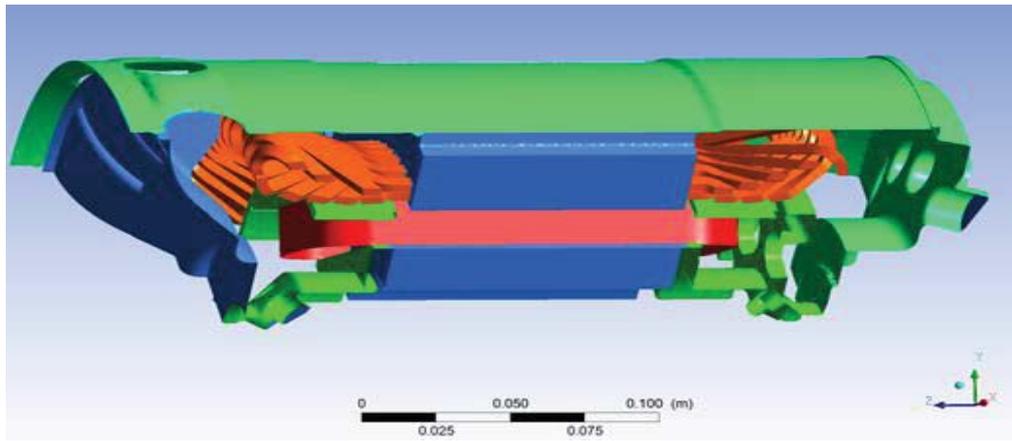


Рисунок 2.31 – Расчетная область основного агрегата генератора на один полюс

Гидравлический расчет проводится с целью определения картины течения хладагента в спроектированной конструкции и принятия решения по возможному ее изменению с целью удовлетворения требований теплового расчета генератора по необходимому расходу хладагента.

Задача расчета для генераторов с непосредственным жидкостным охлаждением – определение давления масла, его массового и объемного расходов, скорости течения в полости генератора и истечения масла из форсунок (рисунок 2.32).

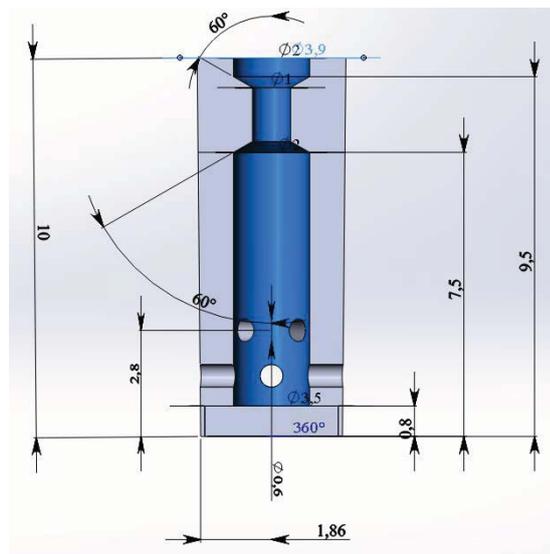


Рисунок 2.32 – Форсунка авиационного генератора

При применении нагнетательно-жидкостной системы непосредственного охлаждения масло поступает в торец вала ротора через штуцер, откуда через ряд

жиклеров поступает на элементы роторов основного каскада и возбuditеля, а затем распыляется на внутреннюю поверхность корпуса и статора.

Подача охлаждающего масла в вал макетного образца осуществляется при избыточном давлении. Схема потоков хладагента в генераторе ГСР-90/120 показана на рисунке 2.33.

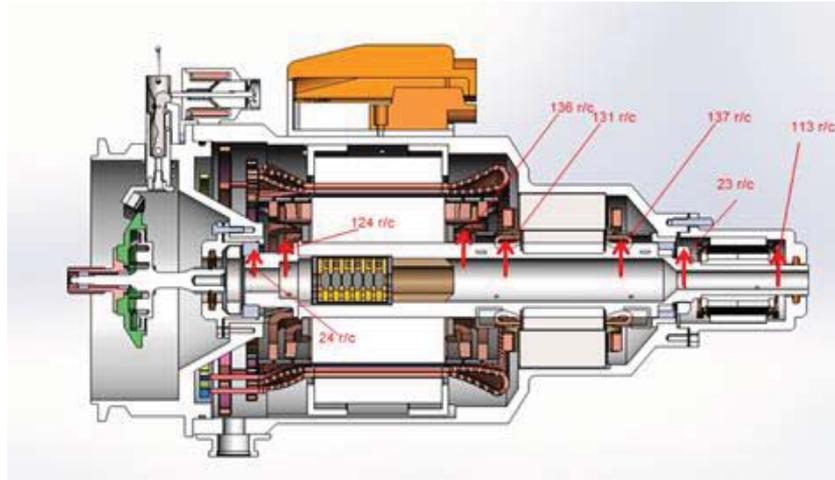


Рисунок 2.33 – Распределение массовых расходов масла

Поверочный гидравлический расчет однозначно определяет конструкцию форсунки, его массовый и объемный расходы, а также скорость истечения хладагента, которым в данном случае является синтетическое масло типа ИПМ-10 (рисунок 2.34).

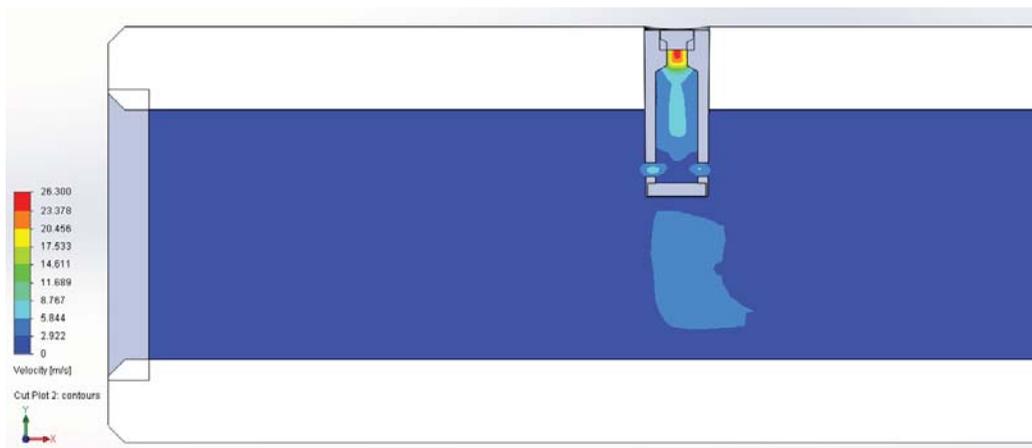


Рисунок 2.34 – Увеличенная эпюра скорости в окрестности форсунки

Таким образом, полный расчет системы охлаждения состоит из двух достаточно сложных расчетов – гидравлического и теплового. Данные расчеты

являются неотъемлемой частью процесса проектирования авиационного синхронного генератора любого типа.

В результате гидравлического расчета, исходя из вычисленной скорости течения хладагента, уточняются его коэффициенты теплоемкости и теплопередачи. По уточненным коэффициентам вновь производится тепловой расчет, и уточняются температуры элементов машины.

Расчет производится до тех пор, пока не будет выполнено условие окончания итерационного расчета по температурам:

$$\left[\frac{\theta_{n,i+1} + \theta_{n,i}}{\theta_{n,i}} \right] \leq \varepsilon_1. \quad (2.138)$$

Выбор одного из двух вариантов тепло-гидромеханического расчета – по схемам замещения или с помощью трехмерной модели методами конечно-элементного анализа определяется степенью новизны конструкции проектируемого изделия, наличием вычислительных ресурсов и длительностью проекта. Наиболее целесообразно применять комбинацию этих методов при проектировании высокооборотного синхронного генератора.

На стадии анализа и выбора конструктивных элементов системы охлаждения целесообразно использовать более простые методы на основе схем замещения, окончательные же поверочные гидравлические и тепловые расчеты предпочтительно выполнять с помощью конечно-элементной модели по разработанной 3D-модели генератора.

Выводы по главе 2

1. В настоящее время для проектирования электрических машин, включая авиационные генераторы, разработан ряд отдельных методик электромагнитного, теплового, гидравлического и механического расчетов, отличающихся степенью детализации параметров, геометрии машины, а также временем расчета.

2. Разработана совмещенная численная модель основного генератора и возбудителя авиационного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением.

3. Создана методика имитационного моделирования, которая предполагает двухуровневое моделирование с помощью совмещенной численной модели основного генератора и возбудителя, включенной в итерационный цикл с имитационно-динамической моделью на основе уравнений Парка–Горева.

4. В заключение данного раздела, с учетом рассмотренных методов проектировочных, поверочных электромагнитных, тепловых, гидравлических и механических расчетов, а также исходя из опыта проектирования ряда генераторов ГТ16НЖ12Т, ГТ30СЧ12, ГСР-40НЧ, сделаны однозначные выводы:

– для разработки высокооборотных авиационных синхронных генераторов с переменной частотой вращения и повышенной мощностью необходимо сформировать новую перспективную методологию проектирования, в которой бы применялись рассмотренные в данном разделе методы классического проектирования в определенной технологической последовательности с одновременным поиском наилучшего (оптимального) варианта на этапах эскизного и технического проектирования;

– новая методология комплексного проектирования и разработки авиационных генераторов должна обеспечить синергетический эффект и результаты проектирования, повышающие качество проектирования по сравнению с классическим подходом.

3. РАЗРАБОТКА МЕТОДОЛОГИИ КОМПЛЕКСНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ВЫСОКООБОРОТНЫХ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ

3.1. Особенности проектирования высокооборотных синхронных генераторов повышенной мощности для авиационных систем электропитания

Авиационные синхронные трехкаскадные генераторы переменного тока являются одними из самых сложных типов электрических машин. Как отмечалось ранее, к этим машинам в процессе эксплуатации предъявляются очень жесткие требования, важнейшими из которых являются три:

- высокие надежность и качество электроэнергии в условиях эксплуатации;
- минимально возможные массо-габаритные характеристики;
- способность выдерживать двукратные нагрузки и кратковременный режим (7 с) трехкратного короткого замыкания в бортовой системе электропитания [41, 42, 115].

Требование по двукратной перегрузке ставит задачу перед разработчиком о проектировании любого авиационного генератора на удвоенную мощность.

Особенно существенна группа требований, которые относятся к качеству электроэнергии, генерируемой данной машиной, как в статических режимах, так и при переходных процессах [128]. Для установившегося режима в трехфазной системе переменного тока переменной частоты 360...800 Гц небаланс напряжений должен составлять не более 6 В, коэффициенты искажения для линейной нагрузки – не более 5%, для нелинейной – не более 8%. При этом модуляция фазного напряжения должна составлять не более 2,5 В, а модуляция частоты – не более 4 Гц и т.д. Всего к авиационным системам электропитания переменного тока предъявляются требования по 46 показателям качества

электроэнергии [49]. Причем для большинства из них условие выполнения должно учитываться при проектировании генератора уже на самых первых этапах проектировочных электромагнитных расчетов, а окончательное соответствие определяется при испытаниях опытных образцов. Например, при испытаниях первых образцов генератора ГТ16НЖЧ12Т в составе топливного привода ПГЛ-130 для самолета Як-130, при холостом ходе наблюдалась повышенная модуляция фазного напряжения (амплитуда – 5 В). Эта проблема была устранена с помощью электромагнитных расчетов и дополнительной настройки регулятора БРЗУ115ВОЗС.

В заключение стоит отметить, что особенно жесткие требования предъявляются качеству переходных процессов, длительность которых не должна превышать 0,075...0,1 с. Безусловное выполнение качественных показателей в статических и динамических режимах требует фактически безальтернативно постановку и решение задачи оптимального проектирования электрической машины такого типа.

В свою очередь бесконтактный трехкаскадный синхронный генератор переменного тока имеет некоторые принципиальные отличия от электрических машин других типов, работающих в генераторном режиме. Такой генератор представляет собой трехмашинный агрегат и включает в себя основной генератор, возбудитель, блок вращающихся выпрямителей и подвозбудитель. Типовая конструкция генератора непосредственного жидкостного охлаждения представлена на рисунке 3.1. Статоры всех трех машин размещены в корпусе поз.1. Роторы находятся на общем валу, установленном в двух подшипниках поз.2, а блок вращающихся выпрямителей встроен в вал [57].

Пакет статора с якорной обмоткой поз.4 закреплен в корпусе поз.1 установочными винтами. В осевом направлении пакет закреплен уступом корпуса и винтом. Выводные провода от обмотки статора основного генератора выведены в узел токоввода поз.11, через который подключается генератор к бортовой сети. Стыковка генератора с приводом осуществляется через фланец поз.5 с креплением быстросъемным клиновидным хомутом, который нормируется

специальным отраслевым стандартом и имеет три вида конструктивного исполнения.

Пакет ротора установлен на вал с натягом, обеспечивающим нераскрытие посадки при его максимальной частоте вращения. Отсутствие призматической шпонки в посадке обеспечивает бóльшую монолитность конструкции ротора. Намотка индуктора производится единым проводом, без промежуточных соединений. Выводы обмотки возбуждения идут на блок вращающихся диодов из правого держателя.

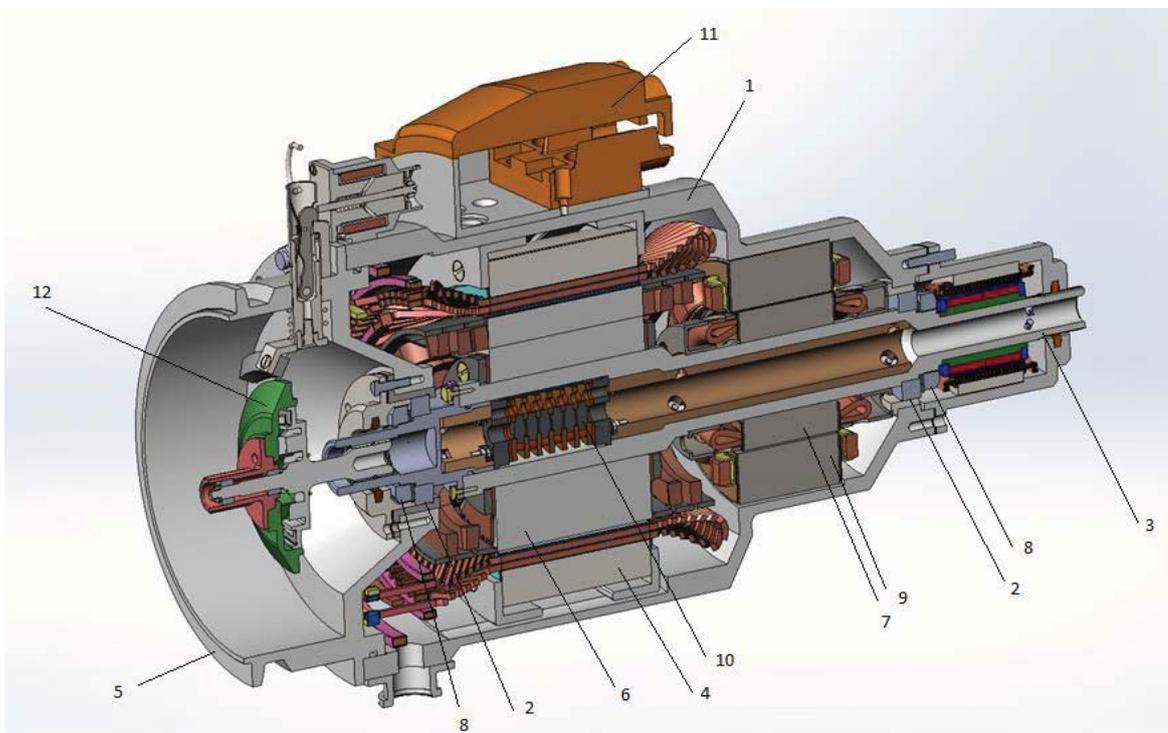


Рисунок 3.1 – Общий вид бесконтактного генератора

Пакет возбуждителя с якорной обмоткой поз.7 установлен на валу по посадке с натягом и зафиксирован от осевого перемещения гайкой поз.8. Этой же гайкой обеспечивается фиксация подшипника ротора поз.2. Лобовые части снабжены бандажными кольцами из титанового сплава ВТ1-0 или ОТ4-1 для удержания их при вращении.

Конструктивно подвозбудитель (генератор управления) выполнен с поз.3 на диодных держателях, выполняющих функцию радиаторов. Блок собран по двухполупериодной схеме выпрямления, обеспечивающей минимальную массу

узла. Блок закреплен в валу и изолирован от него стеклотекстолитовой прокладкой. При таком размещении блока на диоды действуют минимальные линейные нагрузки при вращении ротора.

Как видно, из описания приведенной выше конструкции, при разработке синхронного бесконтактного трехкаскадного генератора должно осуществляться последовательное проектирование трех электрических машин, причем даже для обычных генераторов воздушного охлаждения с частотой вращения 8000 мин^{-1} процесс проектирования может содержать до 8...10 итерационных циклов.

Отказ от привода постоянных оборотов синхронного генератора и увеличение частоты вращения ротора до 24000 мин^{-1} ставит перед разработчиками необходимость решения целой совокупности задач, выполнение которых возможно при реализации методологии оптимального проектирования. Здесь необходимо осознавать то, что проектирование электрической машины не заканчивается электромагнитными расчетами, к которым уже достаточно давно применяют различные методы поиска оптимальных параметров и характеристик. В этом случае необходимо говорить об оптимизации всей конструкции и применении математических методов к поиску оптимальных размеров конструктивных элементов и даже отдельных деталей с учетом предельно допустимых размеров для обеспечения необходимой прочности. В то же время, как отмечалось ранее, применить последовательный цикл ко всем расчетам трех электрических машин, входящих в генератор, с помощью одного метода оптимизации является фактически невыполнимой задачей. Поэтому возникает необходимость объединения различных методов проектирования трехкаскадного синхронного генератора в упорядоченную структуру с разделением на определенные этапы проектирования, внутри которых могут применяться различные методы и подходы оптимального проектирования. То есть речь идет о создании методологии проектирования таких машин. При этом под результатом проектирования понимается разработка полной 3D-модели изделия и комплекта рабочей конструкторской документации, после которых начинается новая фаза

жизненного цикла изделия – разработка технологических процессов, подготовка производства и изготовление опытных образцов изделия.

Процесс разработки синхронного генератора подразумевает, что каждому варианту проектируемой машины, определяемому набором тактико-технических показателей, соответствует точка $X = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ в n -мерном пространстве En [73]. При этом ряд технических, конструктивных, технологических и эксплуатационных требований могут выступать как функции ограничений, задающие допустимую область изменения параметров G . Представления о качестве проектируемого изделия формализуются с помощью набора критериев оптимальности $\Phi_1, \Phi_2, \dots, \Phi_n$, которые в свою очередь являются функциями независимых проектируемых параметров [4-75, 88, 91]

$$\Phi_j = f_j(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad j=1, k \quad (3.1)$$

Показатели и характеристики, на значения которых накладываются определенные условия, также являются функциями варьируемых параметров

$$R_i = R_i(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad i=1, m, \quad (3.2)$$

где R_1, R_2, \dots, R_m – функции ограничений.

Проектные данные могут варьироваться [65], однако пределы их изменения сильно ограничены техническими требованиями и условиями применения. Критерии и функции ограничений, как правило, нелинейно зависят от вектора переменных R [66]. В формализованном виде задача оптимального проектирования синхронного генератора состоит в определении значений переменных $X^* = (x_1^*, x_2^*, \dots, x_n^*)$, при которых критерий оптимальности $\Phi_j = (x_1^*, x_2^*, \dots, x_n^*)$ принимает минимально (максимально) возможное значение при условии, что переменные $x_1^*, x_2^*, \dots, x_n^*$ принимают лишь положительные значения и выполняются ограничения [65, 76]

$$R_i = (x_1^*, x_2^*, \dots, x_n^*) \leq R_i, \quad i = 1, m, \quad (3.3)$$

где R_i , – функция ограничений.

В самом общем случае в качестве критериев оптимальности могут определяться любые нормированные требования, предъявляемые к

проектируемой электрической машине. Решение задачи, оптимальное по одному критерию, обычно не оптимально по другим, поэтому существует несколько подходов к решению задач технической оптимизации. Как наиболее сложный вариант можно решать задачу векторной оптимизации. Но такое решение является слишком громоздким и неэффективным [77].

Вторым подходом является свертка критериев в один аддитивный критерий. Так, в период проектирования летательных аппаратов, как правило, возникает конфликт между запросами военных или гражданских ведомств – заказчиков с разработчиками такой техники. Пути решения – нахождение и согласование компромиссных решений и корректировки по результатам их анализа технических заданий к летательным аппаратам и к их оборудованию [78]. Одним из подходов к решению разногласий является применение теории делового конфликта, адаптированной к условиям производства авиационной техники различного назначения. При решении таких задач возникает необходимость проводить многокритериальную оценку создаваемой конструкции агрегата, где частные критерии являются параметрами комплексного показателя. Граничные условия формируются как единые показатели обобщенных данных по важности частных критериев оптимизации с учетом выполнения встречных требований и реальных возможностей исполнителей. Граничным условием в конфликтных ситуациях является обобщенная функция оптимальности, учитывающая частные коэффициенты, вызывающие рассогласование мнений и возможностей заказчика и исполнителя [78]. Целевой функционал оценки качества проектируемого генератора в этом случае представляет собой совокупность рациональных значений технических параметров и технико-экономических показателей его производства, выраженных в виде агрегированной свертки характеристик номинальной мощности генератора, его долговечности (ресурса), обобщенного показателя качества функционирования и приведенных затрат на его изготовление и эксплуатацию. При такой целевой функции решения задачи оптимального проектирования одним из составляющих обобщенного критерия является технико-экономический критерий оптимальности (или приведенная

стоимость), который даже в самом грубом приближении должен опираться на некоторое конкретное производство.

Применение обобщенного критерия оптимальности, рассмотренного в [78], эффективно, но крайне трудоемко. При этом обобщенный критерий фактически охватывает весь жизненный цикл изделия. Здесь же задача стоит о получении конкретных количественных и качественных характеристиках конструкции электрической машины. Поэтому наиболее приемлимым решением является метод выделения ведущего критерия оптимальности и перевод остальных критериев в ограничения с помощью метода штрафных и барьерных функций [77, 107, 109]. Такой подход позволяет выбрать один наиболее важный критерий, и в то же время учесть требования к остальным показателям качества и конструктивным параметрам. Это объясняется тем, что специфика проектирования авиационных синхронных трехкаскадных генераторов, которые работают в диапазоне частот вращения $10800...24000 \text{ мин}^{-1}$ состоит в том, что должны быть решены, как минимум, две противоречивые задачи, определяющие его конструктивную реализацию как таковую, а именно:

– разработка генератора с высокой частотой вращения, где основной задачей является обеспечение прочности вращающихся узлов (минимизация размеров, размещение выпрямительных диодов, проектирование вала, обеспечивающего недостижение критических частот вращения, интенсификация охлаждения, установка новых подшипников с повышенной грузоподъемностью на частотах вращения до $25000...30000 \text{ мин}^{-1}$);

– обеспечение прочности на частоте вращения 24000 мин^{-1} приводит к максимально возможному уменьшению диаметральных размеров машины, но при этом на низких частотах вращения необходимо создавать магнитный поток, который бы индуцировал ЭДС такой величины, при которой напряжение на клеммах составляло бы 120 В при воздействии двукратной нагрузки, что наоборот требует увеличения активного объема и прежде всего – диаметра расточки якоря.

Помимо задачи практической реализации изделия, необходимо безусловное выполнение требований нормативных документов в плане обеспечения

допустимых перегрузок – двукратной в течение 5 с и трехкратного КЗ в течение 7 с. При этом тепловая нагрузка, воздействующая на все конструктивные элементы машины, не должна вызывать разрушение ее узлов и деталей в течение назначенного ресурса – 80000 летных часов или 30 лет.

Как правило, во всех технических заданиях на проектирование авиационных генераторов в качестве одного из основных требований выступает максимум полной мощности. При этом абсолютные показатели могут изменяться в зависимости от специфики работы одного и того же изделия на разных объектах применения. Поэтому в качестве основных критериев при проектировании приемлемо выбирать не только абсолютные значения критериев, но и удельные показатели, например, удельную мощность, которая может быть выражена как отношение удвоенной номинальной мощности $P_{ном}$ к полной массе генератора M_G

$$p_{уд} = \frac{2P_{ном}}{M_G}. \quad (3.3)$$

Применительно к высокооборотному генератору для решения рассмотренных выше задач наиболее целесообразным является выбор удельной массы в качестве критерия оптимальности, которая является обратной величиной удельной мощности (3.3). В этом случае процесс поиска оптимального варианта сводится к определению минимума удельной массы электрической машины при безусловном выполнении всех качественных и количественных показателей, изложенных в ТЗ и нормативной документации [10].

Методологическую базу процесса оптимального проектирования всех электрических машин образует совокупность методов, алгоритмов, реализующих ручной или автоматизированный поиск на математических моделях проектируемого объекта конструктивных оптимальных параметров, при которых критерии оценки конструкции имеют экстремальные значения [66]. Здесь важно отметить, что при проектировании высокооборотного синхронного генератора необходимо применять несколько статических и динамических его моделей, объединенных в определенный алгоритм.

В процессе оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора создается его 3D-модель, которая подвергается затем дальнейшим исследованиям на предмет обеспечения собираемости и прочности конструкции. На заключительном этапе определяется тепловое состояние машины и проектируется система охлаждения, которая состоит как из узлов и деталей, входящих непосредственно в конструкцию генератора, так и внешних устройств, размещенных в летательном аппарате.

Проектные данные весьма разнообразны по физическому содержанию, размерности и функциональным свойствам. Некоторые из них, например, конструктивные размеры, неизменны во времени, а такие параметры, как напряжения и токи, являются функциями времени. Одни могут изменяться непрерывным образом (частота вращения, длина и др.), другие же принимают только дискретные значения (обмоточные данные, стандартизированные параметры и т.д.). Каждой совокупности проектируемых данных соответствует один вариант проекта. Установление наилучшего в определенном смысле варианта проекта представляет собой задачу оптимального проектирования. При этом сама процедура оптимального проектирования носит, как правило, структурно-параметрический характер на этапе проектировочных расчетов и сугубо параметрический – при конструировании изделия [65, 66, 88].

Первый этап проектирования высокооборотного синхронного генератора тесно связан с решением задачи структурно-параметрической оптимизации, при которой выясняются следующие вопросы:

- уясняются цели проектирования – определение основных показателей качества объекта и предпочтений проектировщика как эксперта;
- определяются границы объекта – внешние и внутренние переменные, характеризующие его состояние и показатели качества;
- формируются количественные требования к объекту.

Этот этап проектирования основан на детальном анализе требований технического задания, а также на предварительных исследованиях функциональных режимов работы изделия в составе системы, которые

реализуются с помощью упрощенных физических моделей всех объектов, входящих в систему генерирования. Наиболее рационально применять здесь методы экспертной оценки, в которых респондентами являются эксперты — специалисты в области проектирования и производства электрических машин. Характерными особенностями метода экспертных оценок как научного инструмента решения сложных неформализуемых проблем являются научно обоснованная организация проведения всех этапов работ, обеспечивающая наибольшую эффективность работы на каждом из этапов проектирования, и применение количественных методов и моделей для получения и обработки результатов.

Второй этап связан с формализацией задачи оптимального проектирования и переходом от предварительных, оценочных представлений о качестве объекта и предъявляемых к нему требований к представлению их в формализованном виде, позволяющем получить строго количественные оценки соответствующих показателей. На этом этапе фактически формируется специализированная методика проектирования и создаются одна или несколько математических моделей, имитирующих рабочие режимы генератора в составе объекта.

Третий этап — решение задачи оптимального проектирования — предусматривает: разработку модели принятия решений; проверку оптимальности решений; коррекцию исходных данных с целью проверки существования более эффективного решения. Особенностью решения этой задачи является выделение несколько моделей принятия решения для каждого из этапов проектирования. На каждом из этапов проектирования для определенного критерия оптимальности используется своя локальная модель со своим методом оптимизации. Коррекция параметров проектирования может производиться как на локальном этапе, так и при последующих расчетах. На основе такого подхода построена настоящая методология проектирования синхронных генераторов.

3.2. Оптимизация конструкции синхронных генераторов как способ получения минимальной удельной массы

Ранее было отмечено, что проектирование любой электрической машины сводится к многократному расчету зависимостей между основными параметрами, заданными в виде системы формул, эмпирических коэффициентов, графических зависимостей, которые можно рассматривать как уравнения проектирования, входящие в методику проектирования [53].

Выбор оптимальной структуры конструкции относится к структурной оптимизации. В отношении высокооборотного синхронного генератора, конструктивная схема которого может изменяться в зависимости от объекта применения, определение конструктивной схемы проектируемой машины, как правило, является задачей первого этапа проектирования. На этом этапе также осуществляется анализ и предварительный выбор активных и конструктивных материалов для будущей машины.

Если оптимизация связана с расчетом оптимальных значений параметров при заданной структуре объекта, то она называется параметрической оптимизацией [79]. Здесь проектирование сводится к определению рационального (минимального) геометрического объема, при котором будет реализована заданная мощность и достигнуты требуемые технические характеристики, включая энергетические показатели, тепловое состояние и долговечность.

Как отмечалось, для высокооборотных авиационных трехкаскадных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением наиболее целесообразно в качестве основного критерия оптимальности задать либо абсолютную полную массу, либо удельную массу, которая определяется отношением полной массы генератора к его удвоенной номинальной мощности. Полную массу синхронного генератора можно выразить через конструктивный коэффициент k_k , учитывающий массу конструктивных узлов и деталей. Данный коэффициент для высокоиспользуемых электрических машин составляет в среднем 1,5...1,7 [33]. Масса активных материалов определяется по выражению:

$$M_a = \gamma_c k_\gamma \pi D_c^2 l \quad (3.4)$$

где γ_c – средняя плотность активных материалов в якоре и индукторе;

k_γ – коэффициент, характеризующий заполнение машины по длине якоря;

D_c – диаметр статора по ярму основного генератора;

l – активная длина основного генератора.

Из выражения 3.4 видно, что основными управляющими параметрами для проектирования синхронного генератора являются диаметр по ярму основного генератора D_c и его активная длина, которая определяет 80% массы всей электрической машины. Здесь необходимо сказать, что наружный диаметр является недостаточно удобным варьируемым показателем. Поэтому наиболее целесообразно перейти к диаметру ротора D_p основного генератора для выполнения двунаправленного поиска наилучших геометрических соотношений с точки зрения минимума массы. Практические коэффициенты пропорциональности между диаметром по ярму основного генератора и диаметром ротора $K_p = D_c/D_p$ у серийных синхронных генераторов приведены в таблице 3.1.

Как видно из таблицы 3.1, коэффициент K_p , определяющий отношения внешнего диаметра статора к внешнему диаметру ротора для всех серийных авиационных генераторов составляет в среднем 1,407. Этот коэффициент принят для перехода при определении управляющего параметра от внешнего диаметра статора D_c основного генератора к внешнему диаметру его ротора (индуктора) D_p .

Рассмотренные выше параметры являются основными управляющими параметрами при проектировании, но не единственными. Следует заметить, что геометрические размеры и обмоточные данные генератора однозначно определяются на этапе электромагнитных расчетов, поэтому необходимо определить достаточный набор параметров для проведения оптимальных электромагнитных расчетов. Выбор независимых управляемых параметров является одним из сложных и ответственных этапов оптимизации. Поэтому при решении этой задачи следует принять во внимание ряд важных обстоятельств [65, 66].

Таблица 3.1 – Параметры статоров и роторов авиационных генераторов

Тип генератора	Статор			Ротор			Кр
	Дя, мм	S, мм	Материал	Др, мм	S, мм	Материал	
ГТ16ПЧ8МА	155	0,35	49К2ФА	118,8	0,35	49К2ФА	1,30
		0,5	2412		0,5	2412	
ГТ20СЧ12	148	0,35	49К2ФА	100,6	0,35	49К2ФА	1,47
		0,5	2412		0,5	20864	
ГТ30СЧ12	148	0,35	49К2ФА	100,6	0,35	49К2ФА	1,47
		0,5	2412		0,5	20864	
ГТ30НЖЧ12К-1	138	0,35	49К2ФА	90,4	0,35	49К2ФА	1,53
					0,5	29864	
ГТ30НЖЧ12-2с	138	0,35	49К2ФА	90,7	0,35	49К2ФА	1,52
					2412		
ГТ30ПЧ8В	198	0,35	49К2ФА	148,8	0,35	49К2ФА	1,33
ГТ40ВЧ8	220	0,35	27КХ	173	0,7	27КХ	1,27
ГТ60НЖЧ12Т	174,2	0,35	49К2ФА	114	0,35	49К2ФА	1,53
					0,5	20864	
ГТ60ПЧ8Б	212	0,35	49К2ФА	164,6	0,35	49К2ФА	1,29
		0,5	20864		0,5	20864	
ГТ60НЖЧ12КВ	174,2	0,35	49К2ФА	114	0,35	49К2ФА	1,53
					0,5	20864	
ГТ90НЖЧ12К	192	0,35	49К2ФА	132,5	0,35	49К2ФА	1,45
		0,5	2412		0,5	20864	
ГТ90НЖЧ12НМ	197,5	0,35	49К2ФА	132,5	0,35	49К2ФА	1,49
		0,5	2412		0,5	2412	
ГТ120ПЧ6В	265,7	0,28	2421	213,5	0,5	2412	1,24
ГТ120ПЧ6А	265,7	0,35	49К2ФА	213,5	0,35	49К2ФА	1,24
ГТ120НЖЧ12	192	0,35	49К2ФА	132,5	0,35	49К2ФА	1,45
					0,5	20864	
Средний коэффициент							1,407

Во-первых, необходимо указать различие между параметрами, значения которых могут изменяться в достаточно широком диапазоне, и параметрами, значения которых ограничены и определяются внешними факторами. Далее важно провести разграничения между теми параметрами, которые могут предполагаться постоянными и параметрами, которые подвержены флуктуациям вследствие воздействия внешних, неконтролируемых факторов.

Во-вторых, необходимо учитывать все параметры, которые влияют на функционирование модели или качество проектирования.

В третьих, очень существенным фактором является уровень детализации при исследовании объекта проектирования. Нужно ввести в рассмотрение все

независимые параметры, но не менее важно не перегружать задачу большим количеством мелких деталей. Поэтому при выборе варьируемых параметров целесообразно руководствоваться правилом, согласно которому следует рассматривать только те параметры, которые оказывают существенное влияние на критерий оптимальности [66].

Рассмотрим несколько вариантов выбора векторов управляющих параметров [77]. При оптимальном проектировании явнополусной синхронной машины, в качестве исходных варьируемых параметров могут быть выбраны такие параметры, как например:

- коэффициент полюсного перекрытия;
- отношение ширины сердечника к ширине полюсного башмака;
- внешний диаметр статора;
- отношение наружного диаметра к внутреннему диаметру статора;
- отношение высоты ярма якоря к разности внешнего и внутреннего диаметров;
- площадь паза;
- плотность тока в обмотке якоря и индуктора.

В основе модели электромагнитного расчета синхронных машин лежит модель, проверенная многолетним опытом проектирования и предназначенная для автоматизированного счета. Анализ геометрии синхронной машины электромагнитного возбуждения и методики электромагнитного расчета показывает, что проект активной части машины полностью и однозначно определяют 18 независимых размеров и параметров обмоток [58, 65]:

- q – число пазов на полюсов и фазу;
- w – число витков в фазе якоря;
- z – число зубцов по расточке якоря;
- N_n – число проводников в пазе якоря;
- L – расчетная длина машины;
- b_n – ширина прямоугольного паза якоря;

h_n – глубина паза якоря;

δ – длина рабочего зазора;

α – коэффициент полюсного перекрытия;

h_{ja} – высота спинки якоря;

b_m – ширина полюсного сердечника;

h_p – высота полюсного наконечника вдоль оси полюса;

h_m – высота полюсного сердечника;

h_i – расчетная высота спинки индуктора;

N_p – число витков обмотки индуктора на одном полюсе;

N_d – число демпферных стержней на полюсе;

D_r – диаметр отверстия под демпферный стержень;

B_r – толщина демпферного замыкающего листа на торце индуктора.

Все рассмотренные выше управляемые параметры разработаны для электрических машин с электромагнитным возбуждением, поэтому в дополнение ранее рассмотренным следует этот набор независимых размеров принять за базовый набор. Однако высокооборотные синхронные трехкаскадные генераторы, которые применяются в качестве основных источников электроэнергии на борту летательных аппаратов, имеют свои особенности. Поэтому управляемые параметры и основные ограничения для этих изделий более подробно будут освещены с применением метода экспертных оценок.

При проведении проектировочных расчетов управляющими параметрами для основного генератора помимо основных – диаметра и длины ротора – являются число пазов на полюс и фазу и число витков обмотки якоря основного генератора. Эти параметры позволяют рассмотреть соотношение между «медной» и «железной» активными частями проектируемой машины и совместно с длиной воздушного зазора однозначно определяют активный объем машины. Частота вращения и частота генерируемого тока, как правило, указываются в ТЗ, следовательно, и число пар полюсов определяется здесь же. В этом случае при заданном числе фаз число зубцов становится зависимым параметром от числа пазов на полюс и фазу и от числа проводников в пазу. Ограничениями в этом

случае выступают линейная нагрузка, плотности токов в обмотках якоря и возбуждения, а также максимальный ток возбуждения, пределы которого для основного генератора не должны превышать 130...150 А, а для возбудителя – 30...35 А. В этом смысле при проведении поверочных расчетов приходится варьировать количество витков обмотки возбуждения и длину индуктора исходя из условий размещения обмотки и максимально допустимого тока возбуждения. При этом необходимо отметить, что процесс поиска оптимальных размеров и обмоточных данных основного генератора и возбудителя проводится в одном итерационном цикле и требует от разработчика крайне взвешенных оценок для принятия решений.

Число пазов на полюс и фазу помимо активного объема машины определяет степень распределения обмотки, от которой зависит качество генерируемого напряжения. В первую очередь это форма ЭДС и высшие гармонические составляющие. Здесь же применяются такие традиционные меры по улучшению формы кривой, как скос пазов и укорочение шага обмотки. Последнее выступает в качестве управляемого параметра: так, при различном укорочении шага изменяется состав гармонических составляющих и степень их влияния. Исходя из опыта, диапазон изменения лежит в пределах $2/3$ – $5/6$ от диаметрального шага обмотки якоря основного генератора.

К авиационным генераторам предъявляются весьма жесткие требования по длительности переходных процессов, которые определяются постоянными времени обмоток возбуждения основного генератора и возбудителя. Причем по количественным показателям эти два параметра практически сопоставимы. Поэтому уже на этапе проектировочных расчетов производится определение допустимых величин этих параметров за счет варьирования соотношения длины рабочего зазора и активной длины статора проектируемой машины. Выбор этих двух размеров является важнейшей задачей и определяет весь активный объем машины, а значит, и в прямом смысле влияет на основной критерий оптимальности.

Более детальное исследование качественных показателей проводится на этапе поверочных расчетов при динамическом моделировании работы генератора в составе системы генерирования. Необходимо отметить, что частичное улучшение показателей качества можно получить с помощью выбора законов управления генератором в каждом из режимов работы, реализуемых программными или аппаратными средствами в блоке регулирования, защиты и управления.

Здесь же необходимо отметить важнейшую особенность высокооборотного синхронного генератора, а именно: при проектировании фактически необходимо одновременно проводить поиск оптимальных вариантов двух связанных гальванически и одновременно управляемых электрических машин при различных внешних воздействиях. Эти взаимосвязанные генераторы должны обеспечивать качество установившихся и переходных режимов работы в строгом соответствии с требованиями ТЗ и нормативных документов, и иметь при этом минимальную массу, достаточную для воздействия электромагнитных, тепловых и механических нагрузок при изменении частоты вращения в более чем двукратном диапазоне. Кроме того, важнейшими показателями, которые выступают в качестве ограничений в виде барьерных функций, являются показатели безотказности генератора, которые определяются на этапе оптимизации конструкции этой электрической машины в целом при исследовании разработанной ее 3D-модели.

3.3 Методы параметрической оптимизации электрических машин

Одним из важных этапов решения задачи оптимального проектирования высокооборотного генератора является выбор методов оптимизации для каждого из этапов локального оптимального проектирования. В силу отсутствия аналитических зависимостей критерия оптимальности и функций ограничений от управляющих параметров при проектировании электрических машин [65], на

практике нашли применение в основном численные методы оптимизации [66, 77, 88, 91, 95, 107–109, 111, 112, 119].

В настоящее время отсутствуют универсальные методы решения задач рассматриваемого класса. Поэтому каждый раз при проектировании конкретного технического устройства выбор метода оптимизации определяется особенностями содержательной постановки задачи и предпочтениями разработчика.

При оптимальном проектировании электрических машин во многих случаях вообще не удастся ограничиться использованием одного метода оптимизации. Тогда стратегия минимизации критерия качества строится на комбинированном использовании методов, дающих наилучшие результаты в этих условиях. Именно на этой стратегии основана настоящая работа. За счет достижения локальных минимумов функционала и выхода на критические допустимые ограничения в результате проектирования получить минимум массы высокооборотного генератора для заданной мощности.

Как уже отмечалось, в силу неявных зависимостей критерия оптимальности и функций ограничений от управляемых параметров, нелинейности этих зависимостей, аналитические методы оптимизации нельзя применять в методике оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора.

Наиболее естественным для решения рассматриваемой задачи является использование поисковых методов оптимизации. Эти методы можно условно разделить на три вида (рисунок 3.2):

- методы упорядоченного перебора;
- методы направленного поиска;
- методы случайного поиска.

Из поисковых методов первыми были применены методы упорядоченного перебора для оптимального проектирования асинхронных двигателей с минимальной обобщенной стоимостью. Несмотря на практическую нечувствительность к функциональным свойствам, упорядоченный перебор дает необходимую уверенность в отыскании оптимального решения. Применение метода упорядоченного перебора для проектирования электрических машин оказалось ограниченным из-за большого числа параметров оптимизации, что

ухудшает точность поиска и требует большого времени. Тем не менее для некоторых управляемых параметров, особенно изменяющихся дискретно, данный метод зачастую является единственно возможным из всех методов параметрической оптимизации.

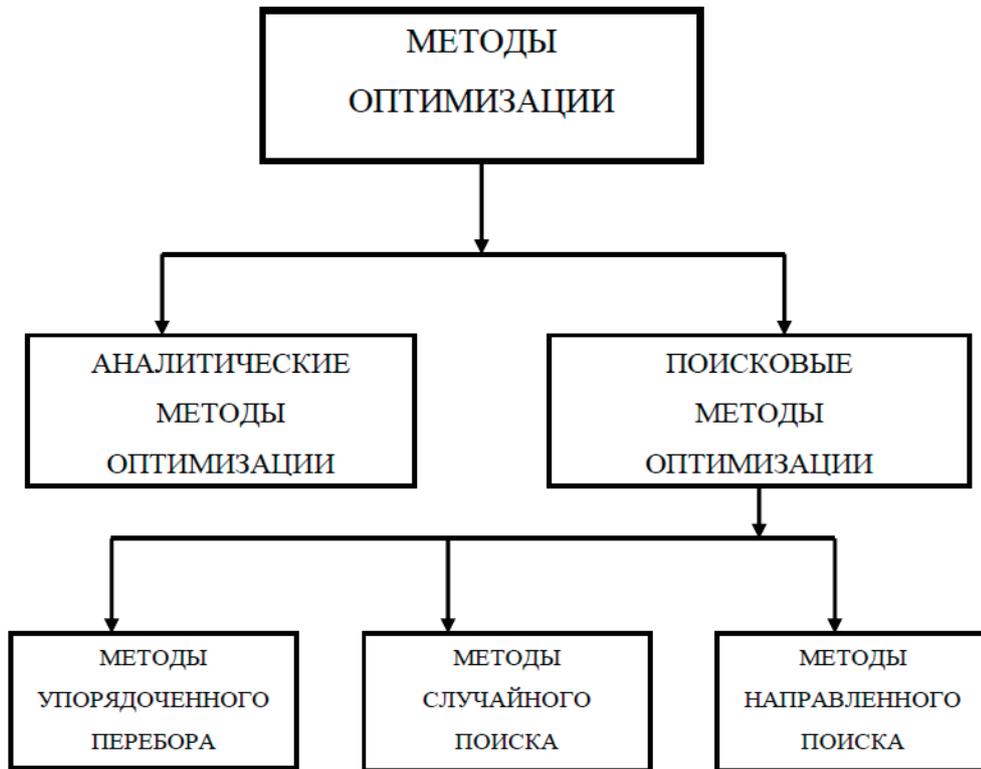


Рисунок 3.2 – Классификация методов оптимизации

Методы направленного поиска также можно условно разбить на два вида – методы выбора направления и методы выбора шага оптимизации (рисунок 3.3). Для определения длины шага поиска вдоль выбранного направления в многопараметрических задачах используются методы однопараметрической оптимизации. К этим методам относятся методы дихотомии, квадратичной аппроксимации, Фибоначчи и золотого сечения [74]. При оптимальном проектировании электрических машин можно применять любой из этих и других методов однопараметрической оптимизации.

С выбором метода направления движения к оптимуму задача стоит гораздо сложнее, так как использование того или иного метода должно обеспечивать

достаточно высокую точность определения критерия оптимальности при минимуме вычислений. Поэтому рассмотрим некоторые методы выбора направления поиска, приведенные на рисунке 3.3. Простейшими из них являются прямые методы движения к оптимуму. С их помощью на основе небольшого числа вычислений критерия оптимальности более или менее точно выбирается направление следующего шага поиска. Наиболее наглядным является метод покоординатного спуска (Гаусса–Зейделя). В его основе лежит последовательная оптимизация критерия $\Phi(x)$ по каждому параметру. Прямые методы весьма просты, однако они требуют большого количества вычислений и становятся неработоспособными при наличии большинства овражных ситуаций.

Ко второму виду методов выбора направления относятся так называемые градиентные методы. Градиентом функции $\Phi(x)$ векторного аргумента называется вектор, координатами которого служат частные производные по соответствующим переменным.

$$\nabla\Phi = \left(\frac{\partial\Phi}{\partial x_1}, \dots, \frac{\partial\Phi}{\partial x_n} \right) \quad (3.5)$$

Геометрически градиент критерия оптимальности представляется в виде вектора, направленного в сторону наибольшего возрастания функции $\Phi(x)$. Вектор $-\nabla\Phi$, называемый антиградиентом, направлен в сторону наиболее быстрого убывания критерия оптимальности. Это означает, что движение в его направлении на некоторое малое расстояние Δx позволит достигнуть меньшего значения критерия оптимальности, чем движение по любому другому направлению.

Из математического анализа известно, что для широкого класса задач можно получить значения частных производных в допустимой области, используя выражение

$$\frac{d\Phi}{dx} \approx \frac{\Phi(x+h) - \Phi(x)}{h} \quad (3.6)$$

Методы поиска, в которых направление движения от итерации x^k к x^{k+1} определяется градиентом (антиградиентом), вычисленным в точке x^k , носят

название градиентных методов. Градиентные методы отличаются друг от друга способом выбора шага вдоль вектора антиградиента.

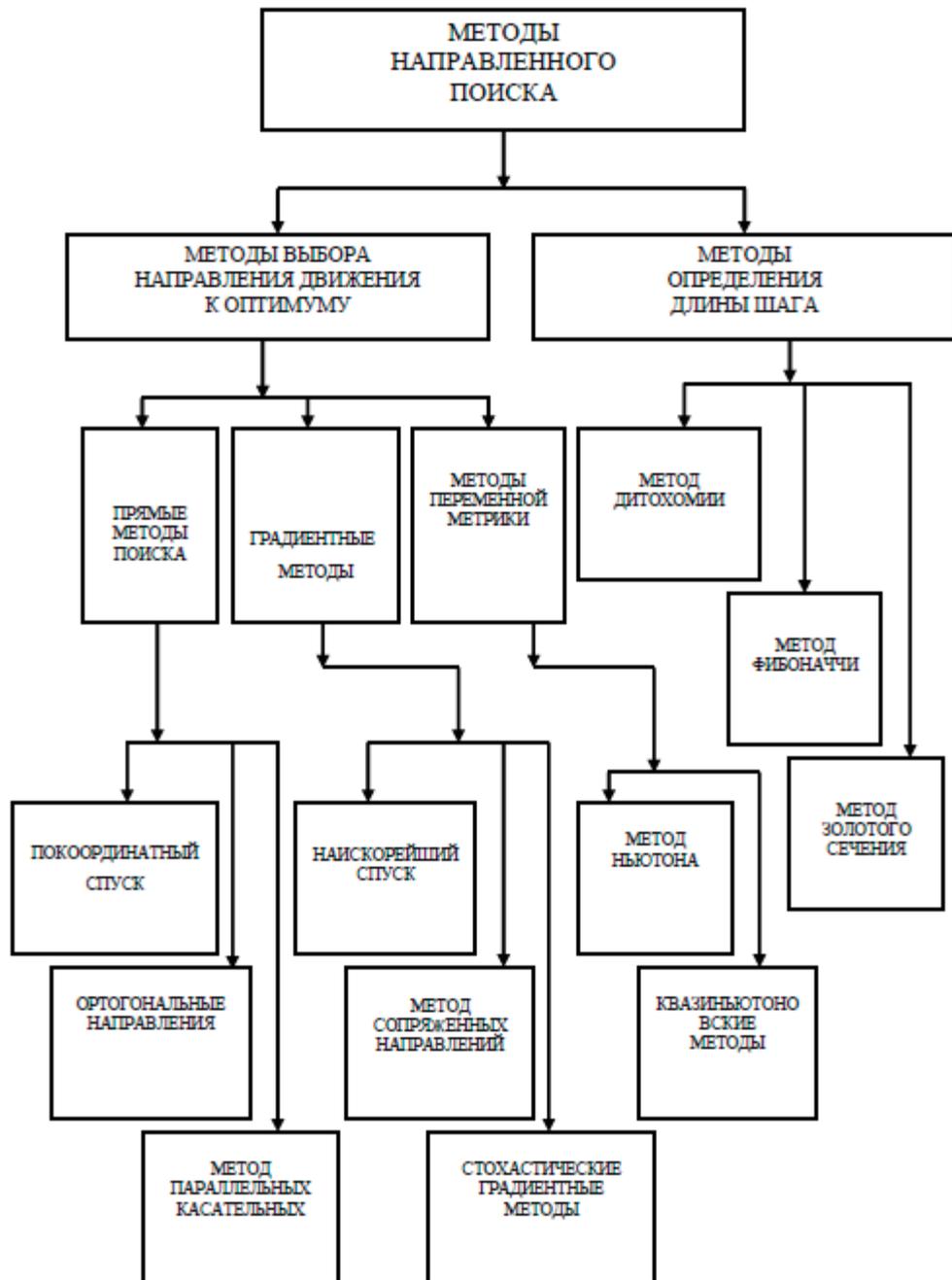


Рисунок 3.3 – Классификация методов направленного поиска

Для повышения эффективности поиска наряду с градиентом используют также матрицу вторых производных (гессиан), который согласно [44] имеет вид

$$\Gamma = \frac{\begin{vmatrix} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} & \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_1 \partial x_2} & \dots & \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_n^2} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_1 \partial x_n} & \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_1 \partial x_n} & \dots & \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_n^2} \end{vmatrix}}. \quad (3.7)$$

В основе этого класса методов направленного поиска лежит условие, представляющее градиент критерия оптимальности с помощью первых членов разложения в ряд Тейлора. Поскольку, если x^{k+1} – точка оптимума, $\nabla \Phi(x^k) = 0$, то имеем

$$x^{k+1} = x^k - \Gamma^{-1}(x^k) \nabla \Phi(x^k) \quad (3.8)$$

Итеративный процесс, определяемый этой формулой, носит название метода Ньютона. Он обладает более высокой скоростью сходимости по сравнению с предыдущими методами, но в силу двух существенных недостатков находит ограниченное применение в практических расчетах.

Первый из них – необходимость вычисления гессиана в каждой точке. Поскольку критерий оптимальности имеет обычно сложную форму, Гессиан может быть вычислен только с помощью конечных разностей второго порядка. Большое количество вычислений значительно увеличивает время, затрачиваемое на получение одной итерации. Если же Гессиан изменяется, то информация о нем быстро устаревает, и в следующей точке все вычисления производятся заново.

Вторым существенным недостатком методов, использующих матрицу Гессе (метод сопряженных градиентов, квазиньютоновские методы) является то, что его применение возможно лишь в небольшой области вблизи экстремума. Это объясняется требованием положительной определенности Гессиана, которое может нарушиться при удалении от экстремума. К еще одному недостатку, относящемуся ко всем направленным методам поиска минимума, можно отнести то, что все эти методы производят поиск только локального экстремума.

Методы случайного поиска, рассмотренные подробно в [80] и отличающиеся от детерминированных методов введением элемента случайности как источника возможностей для организации целенаправленного управления,

обладают рядом привлекательных особенностей: просты в реализации, допускают обучение и т.д.

Существуют различные стратегии ввода элемента случайности в процесс поиска. Отметим некоторые из них. В первом случае производятся пробные шаги в обе стороны случайного направления, определяемого случайным единичным вектором из исходного состояния. Затем следует рабочий шаг в направлении лучшего пробного шага. Развитием этой процедуры является следующий пробный шаг из исходного состояния. При неудачном шаге – реверсивный шаг из исходной точки.

Следующая группа способов введения случайности в процесс поиска оптимума основана на многократной выборке. Так, алгоритм с пересчетом предусматривает в случае неудачного пробного шага продолжение случайных выборок из исходной точки до первой удачной выборки и рабочий шаг в этом направлении.

В рассматриваемых алгоритмах случайные выборки осуществляются в пределах гиперсферы, где ее радиус определяет размер пробных шагов, а плотность распределения случайных точек на сфере постоянна. Такие алгоритмы не накапливают предыдущий опыт и, как следствие, не обучаются в процессе поиска. Один из способов самообучения случайного поиска – коррекция направления случайного рабочего шага, определенного по лучшей выборке на гиперсфере по вектору «предыстории», определяемому как среднее направление на предыдущих шагах. С увеличением веса предыстории при определении направления рабочего шага поисковая система становится все более инерционной, и, наоборот, при увеличении доли случайности в выборе очередного направления движения система приобретает характерную для случайного поиска мобильность [80].

Рассмотрение возможных способов организации поиска экстремума можно продолжить, однако все поисковые методы разработаны для задач безусловной оптимизации, а при оптимальном проектировании электрических машин на

управляющие параметры и промежуточные координаты накладываются ограничения.

Существуют несколько принципиально различных подходов к учету ограничений при формировании математической модели оптимизации (рисунок 3.4).

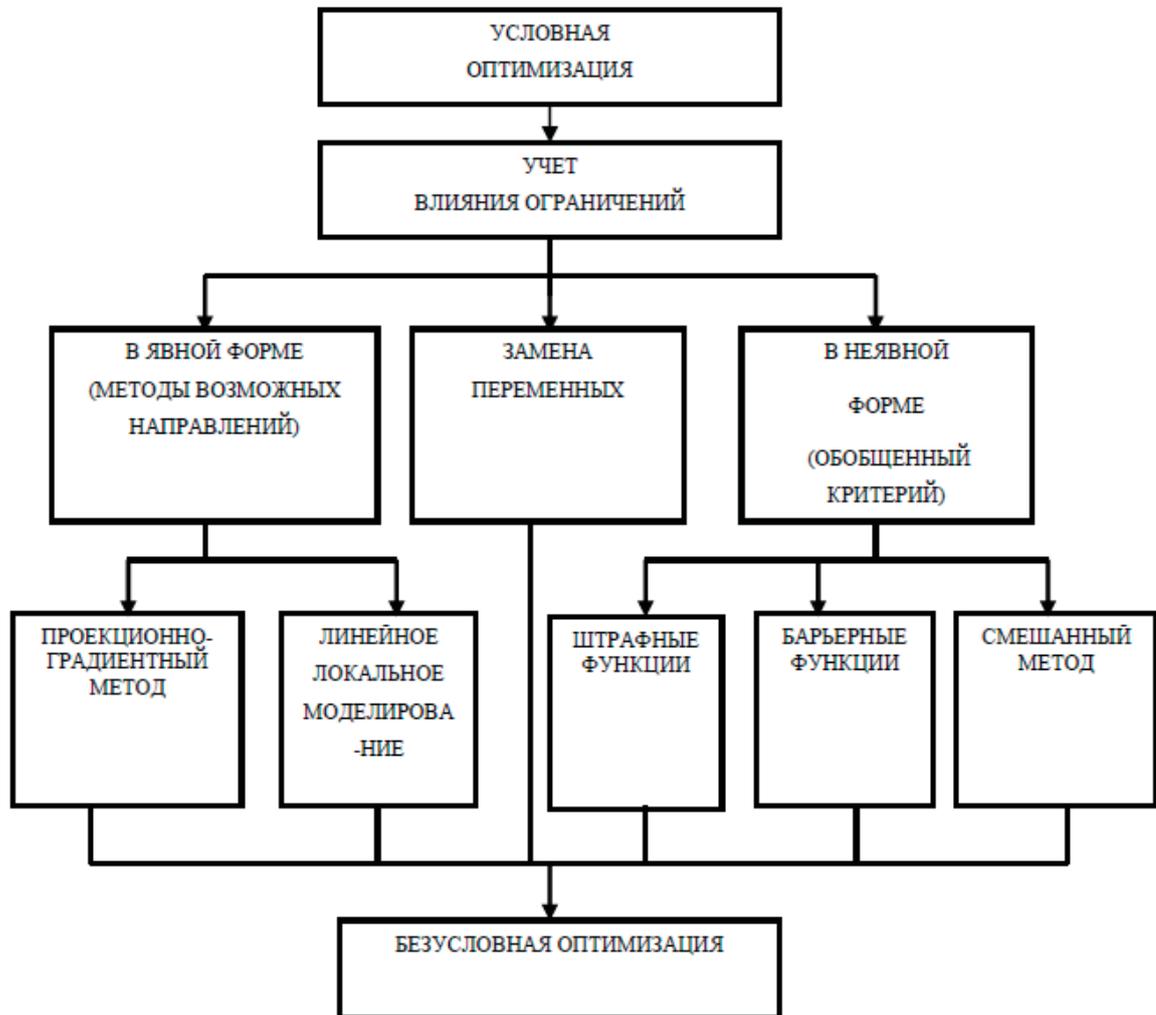


Рисунок 3.4 – Методы учета и снятия ограничений

Первый подход, объединяющий методы возможных направлений, основан на разделении этапов определения направления убывания критерия оптимальности и коррекции выбранного направления в соответствии с ограничивающими поверхностями. Этот подход требует явной зависимости функционала от управляемых координат, либо возможности аппроксимации допустимой области простыми поверхностями, что является существенным его недостатком.

Существует второй подход к снятию ограничений [70]. Ограничения, накладываемые при оптимизации функционала $\Phi(x_i)$ вида

$$a_i(x_j) \leq x_i \leq b_i(x_j), \quad (3.9)$$

где $i \leq j$, достаточно просто снимаются путем замены переменных по формулам, приведенным в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Замена переменных

ОГРАНИЧЕНИЯ	ПРЕОБРАЗОВАНИЕ
$x_i \leq a_i$	$x_i = a_i + \exp(z_i)$
$x_i \geq a_i$	$x_i = a_i + z_i^2$
$a_i \leq x_i \leq b_i$	$x_i = b_i + (a_i - b_i) \sin(z_i)$

После чего может решаться задача безусловной оптимизации по новым переменным z_i . Однако этот метод может привести к определенным трудностям в процессе поиска:

- функция $\Phi(z_i)$ может оказаться неограниченной для некоторых значений новой переменной z ;
- может возрасти степень нелинейности этой функции;
- функция $\Phi(z_i)$ может стать периодической по z .

Наконец, третий подход к учету ограничений связан с объединением критерия оптимальности и ограничений в обобщенный критерий с помощью штрафных и барьерных функций. Штрафные функции обеспечивают быстрое возвращение в допустимую область, барьерные функции – невозможность выхода из нее. Для выбранного обобщенного критерия параметрические ограничения наиболее часто не присутствуют в явном виде, поэтому для его оптимизации могут быть использованы методы безусловной оптимизации. Использование штрафных и барьерных функций эффективно тогда, когда гиперповерхности, ограничивающие допустимую область, заданы нелинейными функциями.

Рассмотрим задачу поиска минимума критерия оптимальности $\Phi(x_1, x_2, \dots, x_n)$ в области, ограниченной системой неравенств

$$R_i(x_1, x_2, \dots, x_n) \leq 0, i = 1, m. \quad (3.10)$$

Переход к обобщенному критерию оптимальности по методу штрафных функций производится с помощью некоторой непрерывной функции $Q(x_1, x_2, \dots, x_n)$, удовлетворяющей следующим условиям:

- $Q(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0$ на границах и внутри допустимой области;
- $Q(x_1, x_2, \dots, x_n) > 0$, если не выполняется хотя бы одно из ограничений

$$R_i(x) \leq 0. \quad (3.11)$$

Обобщенным критерием оптимальности, согласно этому методу, является выражение

$$\Phi^*(x_1, x_2, \dots, x_n) = \Phi(x_1, x_2, \dots, x_n) + sQ(x_1, x_2, \dots, x_n), \quad (3.12)$$

где s – некоторое положительное число, называемое коэффициентом штрафа, влияющее на сходимость метода.

Общим недостатком методов штрафных и барьерных функций является неопределенность выбора штрафного коэффициента s , во многом определяющего успех поиска.

Ранее уже отмечалось, что при оптимальном проектировании высокооборотного синхронного генератора, функции ограничений неявно зависят от управляемых параметров. Более того, они в основном нелинейные, следовательно, наиболее целесообразным является использование для их учета метода штрафных и барьерных функций, что позволит применить к задаче оптимизации безусловные поисковые методы, хорошо проявившие себя при решении широкого круга задач.

Рассмотрим более подробно предлагаемые методы оптимизации, адаптированные для решения задачи оптимального проектирования электрических машин. Наиболее сложным является вычисление градиента неявно заданного функционала. Пусть, например, масса активных материалов электрической машины определена как функционал, зависящий от числа пар полюсов, числа пазов на полюс и фазу, относительной длины и конструктивного коэффициента полюсного перекрытия

$$\Phi = \Phi(p, q, \lambda, \alpha). \quad (3.13)$$

Компоненты градиента

$$\nabla \Phi = \left(\frac{\Delta \Phi}{\Delta p}, \frac{\Delta \Phi}{\Delta q}, \frac{\Delta \Phi}{\Delta \alpha}, \frac{\Delta \Phi}{\Delta \lambda} \right) \quad (3.14)$$

предлагается определять таким образом:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta \Phi}{\Delta p} &= \frac{\Phi^{(\kappa)} - \Phi^{(\kappa-1)}}{p^{(\kappa)} - p^{(\kappa-1)}}; \\ \frac{\Delta \Phi}{\Delta q} &= \frac{\Phi^{(\kappa)} - \Phi^{(\kappa-1)}}{q^{(\kappa)} - q^{(\kappa-1)}}; \\ \frac{\Delta \Phi}{\Delta \lambda} &= \frac{\Phi^{(\kappa)} - \Phi^{(\kappa-1)}}{\lambda^{(\kappa)} - \lambda^{(\kappa-1)}}; \\ \frac{\Delta \Phi}{\Delta \alpha} &= \frac{\Phi^{(\kappa)} - \Phi^{(\kappa-1)}}{\alpha^{(\kappa)} - \alpha^{(\kappa-1)}}. \end{aligned} \quad (3.15)$$

Алгоритм работает следующим образом. На первом шаге задаются максимальное число итераций, вектор начальных приближений управляемых параметров, $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ – параметры сходимости алгоритма и сходимости поиска вдоль прямой соответственно.

На следующем шаге происходит вычисление $\nabla \Phi(x^{(\kappa)})$ и проверяется выполнение неравенства

$$\|\nabla \Phi\| \leq \varepsilon_1. \quad (3.16)$$

Если эти выражения удовлетворяют заданным условиям, то происходит останов вычислений алгоритма. В противном случае на следующем шаге вычисляются значения приращений $s^{(k)}$ элементов вектора управляемых параметров на основании поиска вдоль прямой с помощью метода дихотомии.

Далее определяются управляемые параметры для следующей итерации:

$$\begin{aligned} p^{(\kappa+1)} &= p^{(\kappa)} - s_h^{(k)} \nabla \Phi^{(\kappa)}; \\ q^{(\kappa+1)} &= q^{(\kappa)} - s_q^{(k)} \nabla \Phi^{(\kappa)}; \\ \lambda^{(\kappa+1)} &= \lambda^{(\kappa)} - s_\lambda^{(k)} \nabla \Phi^{(\kappa)}; \\ \alpha^{(\kappa+1)} &= \alpha^{(\kappa)} - s_\alpha^{(k)} \nabla \Phi^{(\kappa)}. \end{aligned} \quad (3.17)$$

Затем проверяется удовлетворение неравенств

$$\Phi^{(\kappa)} < \Phi^{(\kappa+1)}, \quad (3.18)$$

$\frac{\|x^{(\kappa+1)} - x^{(\kappa)}\|}{\|x^{(\kappa)}\|} \leq \varepsilon_1$ для параметров p, q, λ, α , и если они выполняются – окончание

поиска. Иначе полагается $\kappa = \kappa + 1$ и происходит новая итерация.

Необходимо отметить, что согласно [77] комбинация методов наискорейшего спуска и дихотомии обеспечивает нахождение наиболее точного значения критерия для этой группы методов.

При оптимальном проектировании на первых итерациях при определении области возможных вариантов обычно применяются аналитические методики электромагнитного расчета, которые уже достаточно давно представлены в виде автоматических программных комплексов. Поэтому для начальной оптимизации необходим быстродействующий, имеющий хорошую сходимость метод. Как нельзя лучше для этого подходят методы случайного поиска, в частности метод неградиентного случайного поиска с обучением [9]. Блок-схема алгоритма поиска представлена на рисунке 3.5.

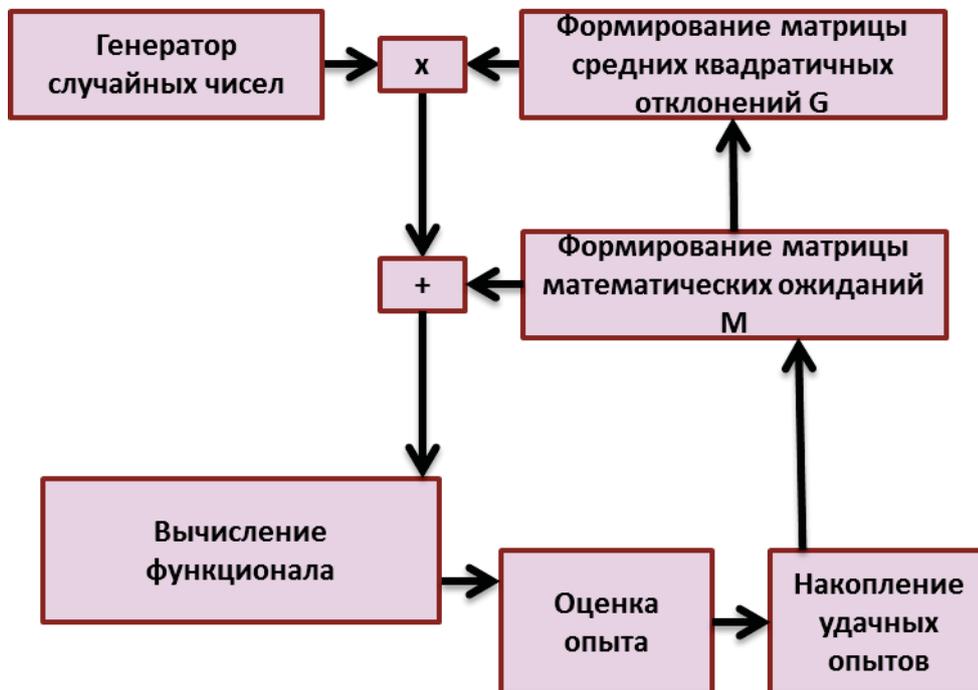


Рисунок 3.5 – Блок-схема алгоритма оптимального проектирования с помощью метода неградиентного случайного поиска

В соответствии с априорно заданными математическими ожиданиями управляемых параметров и корреляционной матрицей с помощью генератора случайных чисел формируется выборка управляемых параметров

$$X^{(k+1)} = M^{(k)} + G^{(k)} S_2^{(k)}, \quad (3.19)$$

где $X = [p, q, \lambda, \alpha, \delta]^T$ – вектор управляемых параметров (к рассмотренным параметрам ранее добавлена длина воздушного зазора), $M^{(k)}, G^{(k)}$ – матрицы математических ожиданий и корреляционных функций соответственно, $S_2 = [s_1, s_2, s_3, s_4]^T$ – вектор равномерно распределенных чисел.

Матрица G , диагональными элементами которой являются средние квадратичные отклонения вектора управляемых параметров, может быть найдена из уравнения

$$GG^T = Q, \quad (3.20)$$

где Q – некоторая матрица, равная произведению матриц G и G^T . В качестве начальных математических ожиданий для первого шага поиска параметров высокооборотного синхронного генератора можно положить геометрические размеры, полученные путем выборки из ряда аналогичных серийных машин с частотой вращения 12000 мин^{-1} , а элементы корреляционной матрицы определить равными нулю.

Элементы матрицы математических ожиданий на k -м шаге оптимизации находятся следующим способом:

$$M_i^{(k)} = \frac{1}{K} \sum_{i=1}^K x_i^{(k)}. \quad (3.21)$$

Элементы матрицы корреляционных моментов Q в общем случае:

$$Q_{i,j}^{(k)} = \frac{1}{k-1} \sum_{i,j=1}^k [x_i^{(k)} - M_i^{(k)}][x_j^{(k)} - M_j^{(k)}]^T. \quad (3.22)$$

Однако при оптимальном проектировании синхронного генератора все управляемые параметры являются независимыми, поэтому смежные корреляционные моменты равны нулю. Матрица Q является фактически диагональной, а ее элементы определяются как [9].

$$Q_{ii}^{(k)} = \frac{1}{k-1} \sum_{i=1}^k [x_i^{(k)} - M_i^{(k)}]^2. \quad (3.23)$$

Для того чтобы процесс вычислений был менее трудоемкий, положим матрицу G треугольной, в соответствии с рекомендациями автора метода Гладкова Д.И. Выражение (3.20) в развернутом виде в общем случае примет вид

$$\begin{pmatrix} G_{11} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ G_{21} & G_{22} & 0 & 0 & 0 \\ G_{31} & G_{32} & G_{33} & 0 & 0 \\ G_{41} & G_{42} & G_{43} & G_{44} & 0 \\ G_{51} & G_{52} & G_{53} & G_{54} & G_{55} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} G_{11} & G_{21} & G_{31} & G_{41} & G_{51} \\ 0 & G_{22} & G_{32} & G_{42} & G_{52} \\ 0 & 0 & G_{33} & G_{43} & G_{53} \\ 0 & 0 & 0 & G_{44} & G_{54} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{55} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Q_{11} & Q_{12} & Q_{13} & Q_{14} & Q_{15} \\ Q_{21} & Q_{22} & Q_{23} & Q_{24} & Q_{25} \\ Q_{31} & Q_{32} & Q_{33} & Q_{34} & Q_{35} \\ Q_{41} & Q_{42} & Q_{43} & Q_{44} & Q_{45} \\ Q_{51} & Q_{52} & Q_{53} & Q_{54} & Q_{55} \end{pmatrix}. \quad (3.24)$$

Из этого уравнения можно определить элементы матрицы G :

$$\begin{aligned} G_{11} &= \sqrt{Q_{11}}; \\ G_{21} &= \frac{Q_{12}}{G_{11}}; G_{31} = \frac{Q_{13}}{G_{11}}; G_{41} = \frac{Q_{14}}{G_{11}}; \\ G_{22} &= \sqrt{Q_{22} - G_{21}^2}; \\ G_{32} &= \frac{Q_{23} - G_{21}G_{31}}{G_{22}}; G_{42} = \frac{Q_{24} - G_{21}G_{41}}{G_{22}}; G_{52} = \frac{Q_{25} - G_{21}G_{51}}{G_{22}}; \\ G_{33} &= \sqrt{Q_{33} - G_{31}^2 - G_{32}^2}; G_{43} = \frac{Q_{34} - G_{31}G_{41} - G_{32}G_{42}}{G_{33}}; G_{53} = \frac{Q_{35} - G_{31}G_{51} - G_{32}G_{52}}{G_{33}}; \\ G_{44} &= \sqrt{Q_{44} - G_{41}^2 - G_{42}^2 - G_{43}^2}; G_{54} = \frac{Q_{45} - G_{41}G_{51} - G_{42}G_{52} - G_{43}G_{53}}{G_{44}}; \\ G_{55} &= \sqrt{Q_{55} - G_{51}^2 - G_{52}^2 - G_{53}^2 - G_{54}^2}. \end{aligned} \quad (3.25)$$

Как отмечалось ранее, для независимых управляемых параметров корреляционные моменты равны нулю, поэтому элементы матрицы G_{ij} равны нулю. Элементы матрицы G

$$\begin{aligned} G_{11} &= \sqrt{Q_{11}}; \\ G_{22} &= \sqrt{Q_{22}}; \\ G_{33} &= \sqrt{Q_{33}}; \\ G_{44} &= \sqrt{Q_{44}}; \\ G_{55} &= \sqrt{Q_{55}}; \end{aligned} \quad (3.26)$$

Поэтому новые значения управляемых параметров для следующей итерации определяются фактически их среднеквадратическим отклонением:

$$\begin{aligned}
h_m^{(k+1)} &= m_1^{(k)} + G_{11}^{(k)} s_1; \\
h_z^{(k+1)} &= m_2^{(k)} + G_{22}^{(k)} s_2; \\
h_{ja}^{(k+1)} &= m_3^{(k)} + G_{33}^{(k)} s_3; \\
\alpha^{(k+1)} &= m_4^{(k)} + G_{44}^{(k)} s_4; \\
l_p^{(k+1)} &= m_5^{(k)} + G_{55}^{(k)} s_5.
\end{aligned} \tag{3.27}$$

Условием окончания поиска является многократное (десятикратное) вбрасывание вектора управляемых параметров, полученных случайным образом, при котором не наблюдается улучшение функционала.

Таким образом, рассмотренные выше два метода параметрической оптимизации – метода направленного поиска и метода случайного поиска – позволяют говорить о том, что и направленные методы и случайный поиск вполне применимы для проектирования для высокооборотных синхронных генераторов. Выбор того или иного метода зависит от предпочтений разработчика и сложности математического описания модели и сроков проектирования изделия. В то же время на более ранних этапах проектирования предпочтительно применять методы случайного поиска, особенно в случае высокой степени неопределенности первоначальных размеров.

В процессе проектировочных электромагнитных расчетов, как правило, достаточно просто применять детерминированные методы, например метод покоординатного спуска или градиентный метод. Проектирование конструкции – фактически заключительный этап проектирования, при котором активные размеры заморожены, а шаг изменения конструктивных размеров весьма мал и жестко детерминирован. Поэтому в данном случае наиболее целесообразно применять либо метод прямого последовательного перебора, либо метод покоординатного спуска.

3.4 Синтез методологических подходов к оптимальному проектированию высокооборотных синхронных генераторов

Синтез любой электрической машины основан на решении двух взаимосвязанных задач: определение геометрических размеров активной зоны и оценка функциональных характеристик электрических машин на основе моделирования электромагнитных и механических процессов, протекающих в ней. Аналитические исследования осуществляются в соответствии с общепризнанными физическими теориями. Правильность разработки проверяется путем расчета с помощью разработанного программного комплекса моделирования в режиме поверочных расчетов.

Особенностью высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением является то, что структурная схема определена практически однозначно: на одном валу последовательно устанавливаются три электрические машины. Все машины являются генераторами. Основной генератор и подвозбудитель (генератор управления) – прямого типа (якорь на статоре, индуктор на роторе), а возбудитель – обращенного типа.

Процесс проектирования трехкаскадного или, иначе, трехмашинного высокооборотного бесконтактного синхронного генератора состоит из последовательных этапов проектирования, связанных между собой итерационными связями, – электромагнитные расчеты, разработка 3D-моделей, компоновка, прочностные расчеты, тепловые и гидравлические (применительно к машинам жидкостного охлаждения) работы. Суть оптимального проектирования сводится к организации этих этапов таким образом, чтобы однозначно получить наилучший вариант генератора в отношении максимальной мощности, который бы удовлетворял всем предъявленным к нему требованиям, включая заданный уровень надежности при назначенном ресурсе. Окончанием этапа оптимального проектирования должно быть принятие решение на выпуск рабочей конструкторской документации.

Стратегию поиска минимума массы высокооборотного бесконтактного синхронного генератора необходимо строить на комбинированном использовании различных методов параметрической оптимизации. На первом этапе, на котором определяются основные активные размеры и параметры, а методики электромагнитного расчета достаточно просто автоматизируются, лучше применять методы случайного поиска. На последующих этапах, например оптимизации конструкции, предпочтительными являются линейные направленные методы, такие как метод последовательного перебора и покоординатного спуска.

Особенно сложно определить начальную геометрию активных элементов высокооборотного бесконтактного синхронного генератора для авиационной системы электроснабжения, который устанавливается непосредственно на маршевом двигателе и должен работать во всем диапазоне частот вращения последнего – от малого газа (10800 мин^{-1}) до максимума (24000 мин^{-1}).

Для решения этой задачи разработана критериальная математическая модель определения начальных геометрических размеров ротора синхронного генератора, которая в одном итерационном цикле рассчитывала последовательно три физических параметра, определенных, как наиболее важных:

- 1) расчет диаметра и длины бочки ротора;
- 2) расчет на прочность листа ротора;
- 3) упрощенное определение критической частоты вращения.

Первым шагом оптимального проектирования является анализ активных электротехнических и конструктивных материалов, детальное изучение и оценка их свойств с последующим предварительным выбором для применения в проекте.

На следующем этапе проектирования необходимо определить активные размеры синхронного генератора, причем в отличие от традиционного определения активных размеров необходимо найти наиболее приемлемые сочетания размеров для ротора. Для такого поиска можно применить общеизвестную формулу Арнольда

$$D_p^2 l_p = \frac{P_{\text{ном}}}{k_o \alpha \omega A B_\delta} \quad (3.28)$$

где k_o – коэффициент обобщенный;

α – коэффициент полюсного перекрытия;

A – максимально допустимая линейная нагрузка;

B_δ – предварительная индукция в воздушном зазоре.

Здесь необходимо отметить, что серийные авиационные генераторы с частотой вращения 12000 мин^{-1} используют достаточно современные активные материалы, которые работают при следующих электромагнитных параметрах: максимальной индукции в материале до 2,5 Тл и линейной нагрузке от 60 000 А/м и выше. При этом плотность тока в обмотках основного генератора нагнетательно-жидкостного охлаждения типа ГТ-НЖЧ может быть равной 30 А/мм^2 длительно и 60 А/мм^2 кратковременно (до 5 с).

Для поиска оптимальных соотношений при проектировании высокооборотного синхронного генератора исходя из опыта проектирования должны быть определены граничные условия для управляемых параметров. Должны быть определены следующие исходные данные: номинальная мощность $S_{\text{но}}$; коэффициент полюсного перекрытия α ; коэффициент формы кривой ЭДС K_f ; обмоточный коэффициент K_o ; линейная нагрузка A ; предварительное значение индукции в рабочем зазоре B_δ и число пар полюсов p [10].

На основании этих данных, в результате поиска различных вариантов главных размеров для синхронного генератора мощностью не менее 250 кВА методом прямого перебора было рассмотрено 195951 сочетание с параметрами поиска: абсолютная точность 0,0001; шаг изменения диаметра $1,0\text{e-}4$; шаг изменения длины $1,0\text{e-}4$. Из рассмотренных вариантов определенным условиям отвечали 11304 варианта.

В то же время при аналогичной оптимизации методом случайного неградиентного поиска с обучением [9] из рассмотренных 12012 вариантов выбрано 1655 вариантов. При этом условия поиска были одинаковы.

Сравнение результатов поиска оптимальных сочетаний главных размеров высокооборотного синхронного генератора показало, что наиболее эффективным является метод случайного поиска (рисунок 3.6), так как границы области поиска в обоих вариантах совпадают. Однако, как и в случае с методом прямого перебора, такое количество вариантов не позволяет в полной мере произвести оптимальный поиск, так как расчет 1655 вариантов является трудоемкой задачей. Для успешного определения оптимальных размеров в методе случайного поиска была увеличена абсолютная точность поиска с 0,0001 до 0,00001 и определены десять возможных вариантов. Из такого количества расчетных вариантов генераторов можно выбрать наиболее оптимальный без существенных затрат [10].

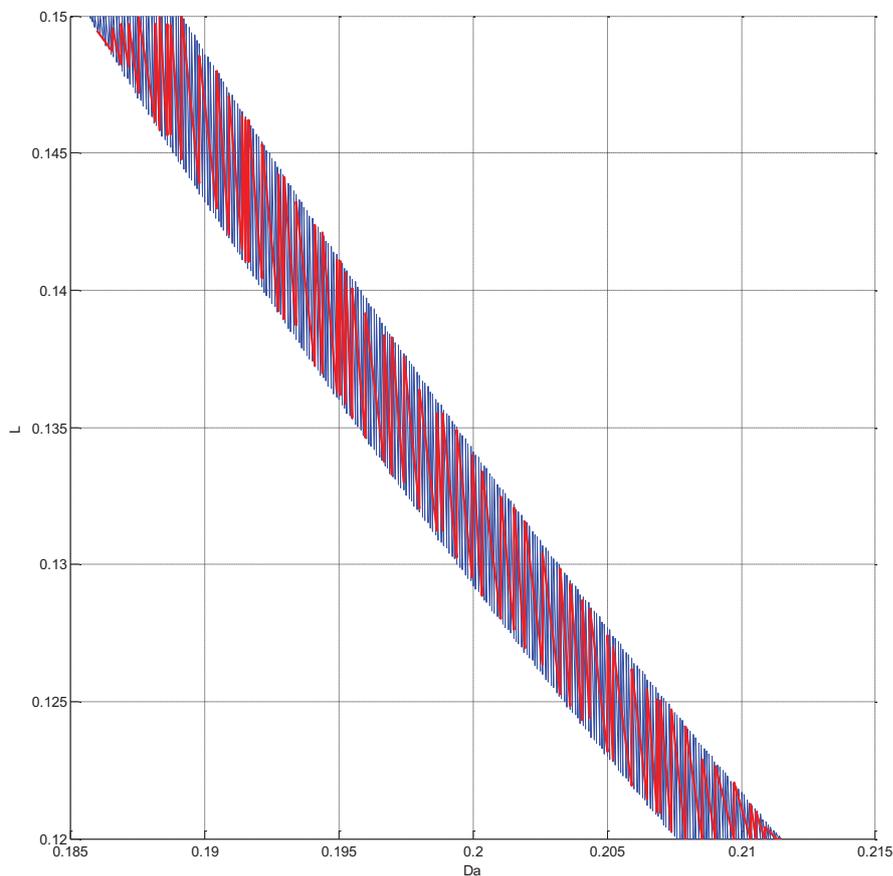


Рисунок 3.6 – Наложение случайного и прямого переборов

На следующем этапе производятся электромагнитные расчеты выбранных вариантов с помощью аналитической методики электромагнитного расчета. Здесь также можно осуществить поиск для каждого из вариантов с помощью одного из

рассмотренных методов параметрической оптимизации, выбрав в качестве управляемых параметров конструктивный коэффициент полюсного перекрытия (диапазон изменения 0,55...0,75) и магнитную индукцию в рабочем зазоре при фиксированной величине самого рабочего зазора. Процесс поиска свести к определению минимально возможной массы активных материалов как локального критерия общей массы активных материалов. При этом оптимизацию необходимо осуществлять на минимальной рабочей частоте вращения, например 10800 мин^{-1} .

Для высокооборотных электрических машин существуют жесткие требования по прочности, поэтому при выборе главных размеров необходимо произвести предварительный прочностной расчет диаметра ротора генератора на максимальной частоте вращения, например 24000 мин^{-1} .

Варьируемым параметром при расчетах может быть выбран внутренний диаметр листа ротора под вал, в случае если заранее не определены опоры. Еще одним из управляющих параметров может быть определен материал с фактическими физическими свойствами. Задача сводится к определению запаса прочности на разрыв для расчетных вариантов диаметров роторов под действием центробежных сил как от собственной массы листа, так и под действием внешнего нагружения со стороны вала.

$$N_{\text{ц}} = \left(\frac{2\pi n}{60} \right)^2 M_p R_{\text{и}} \quad (3.29)$$

где $N_{\text{ц}}$ – центробежная сила;

M_p – масса листа ротора приведенная;

$R_{\text{и}}$ – радиус инерции.

Суммарное напряжение, возникающее под действием центробежной силы достаточно просто определяется путем отношения центробежной силы к площади сечения ротора S_p , коэффициент запаса – отношением предела прочности выбранного материала $\sigma_{\text{в}}$ к рассчитанному напряжению $\sigma_{\text{р}}$.

Причем по результатам исследования коэффициент запаса $K_{\text{зап}}$ должен быть на предварительном этапе не менее 2 для номинальной частоты вращения и 1,4...1,5 – для заданной максимальной частоты вращения ротора.

$$\sigma_p = \frac{N_{\text{ц}}}{S_p} \quad (3.30)$$

$$K_{\text{зап}} = \frac{\sigma_{\text{в}}}{\sigma_p} \quad (3.31)$$

Последним этапом определения оптимального соотношения активных размеров основного генератора из выбранных ранее возможных соотношений должен быть упрощенный расчет критической частоты бочки ротора в условных опорах. Данный расчет проводится по следующей формуле [50]:

$$n_{\text{кр}} = \frac{60}{2\pi} \sqrt{\frac{M_p/y_p}{M_p/g}}, \quad (3.32)$$

где M_p – масса листа ротора;

y_p – статический прогиб вала.

Наилучшим вариантом по результатам предварительного расчета критических частот расчетных вариантов синхронных генераторов следует считать тот, у которого данный параметр наибольший.

Все механические расчеты следует осуществлять с помощью современных вычислительных модулей, которые есть практически в каждой современной САПР 3D разработки геометрических моделей, таких как SolidWorks, NX, Solid Edge и др.

В заключение этапа получения геометрических размеров основного генератора следует провести комплексный анализ расчетных вариантов, полученных ранее расчетных соотношений геометрических размеров ротора. В результате анализа должен быть выбран один вариант минимально возможной массы, который бы удовлетворял как критериям прочности, так и по возможности выдерживать заданные электромагнитные нагрузки (индукцию в полюсе и ярме индуктора).

Следующий этап оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора – точный электромагнитный расчет машины, в

результате которого определяются все активные размеры и основные характеристики. Здесь одной из важнейших задач является определение длины воздушного зазора, в котором происходит преобразование механической энергии в эклектическую энергию. От величины рабочего зазора непосредственно зависит размер системы возбуждения и размеры всей активной части, так как наибольшее падение МДС вызвано именно рабочим зазором [36,77]

$$F_{\delta} = \frac{1}{\mu_0} B_{\delta} K_{\delta} \delta. \quad (3.33)$$

Коэффициенты поля возбуждения, такие как коэффициент формы поля возбуждения K_f , расчетный коэффициент полюсного перекрытия α и коэффициент потока возбуждения K_{ϕ} в неявнополюсном синхронном генераторе непосредственно зависят от величины воздушного зазора, а в явнополюсной – отношения минимальной длины зазора вдоль оси полюса к максимальной длине у края полюсного наконечника δ/δ_m . При практическом проектировании авиационного синхронного генератора величину воздушного зазора определяют, как правило, итерационным путем, в процессе которого устанавливается соотношение между длиной воздушного зазора и активной длиной статора при условии, что отношение короткого замыкания $X_{d_{отн}} = E_{xx}/I_{кз}$ находилось бы в диапазоне 1,7...2,2. Такое соотношение достаточно легко определяется для машин с фиксированной номинальной частотой или генераторов, работающих в небольшом диапазоне изменения частоты вращения, не превышающем 30...40%. Причем для предварительного определения величины воздушного зазора в этом случае можно применять эмпирическую зависимость (3.32). Как правило, длина воздушного зазора находится в пределах 0,75...1,25 мм для электрических генераторов авиационного применения.

$$\delta = 0,43 \cdot 10^{-6} \left(\frac{A}{X_{d_{отн}} \cdot B_{\delta}} \right) \tau K_w. \quad (3.34)$$

Однако в высокоскоростных генераторах, работающих в диапазоне частот вращения 2...2,5 при максимальных частотах вращения 20000 мин⁻¹ и выше определение величины воздушного зазора затрудняется, так как ОКЗ при

увеличении частоты вращения существенно возрастает, а для его снижения необходимо существенно увеличивать активную длину машины. Это приводит к снижению критической частоты вращения ротора и росту массы генератора в целом. Поэтому для минимизации геометрических размеров активной части основного генератора следует принять $X_{\text{догн}}$, равное 2,0...3,0 на минимальной частоте вращения 10800 мин^{-1} и 5,0...6,0 на максимальной частоте вращения 24000 мин^{-1} .

После определения размеров воздушного зазора проводится разработка обмотки статора, особенностью расчета которых является, с одной стороны, многовариантность выбора параметров и дискретность шага, с другой. Как правило, якорные обмотки синхронных генераторов разрабатываются в соответствии с законом электромагнитной индукции Фарадея, согласно которому в проводнике, находящемся в стороннем магнитном поле и движущемся относительно силовых линий, возникает электродвижущая сила [33]

$$E = B_x l v, \quad (3.35)$$

где B_x – магнитная индукция стороннего поля;

l – длина проводника, м;

v – линейная скорость, м/с.

Для достижения минимальной массы авиационного синхронного генератора необходимо максимально возможно уменьшить диаметр расточки статора, причем для высокооборотных генераторов это имеет первостепенное значение. Низкий уровень напряжения и большие значения токов нагрузки (до 700 А) приводят к увеличению линейной нагрузки, которая может достигать до 800 А/см. Поэтому одним из важнейших этапов проектирования является разработка обмотки якоря основного генератора. Необходимо отметить, что для авиационных синхронных генераторов, начиная с мощности 30 кВА и выше, применяются стержневые трехфазные шестизонные двухслойные обмотки, где под зоной понимается участок окружности якоря ширина которой на одном полюсном делении составляет $360/2m = 60$ электрических градусов [50].

Расчет зубцовой зоны и параметров обмотки статора фактически полностью формирует якорь основного генератора, поэтому здесь необходимо произвести расчет переходных параметров якорной обмотки. Проверка качества переходных процессов является неотъемлемым этапом проектирования синхронных генераторов и должна проводиться после проведения поверочного расчета машины. Однако исходя из практического опыта, переходные параметры на авиационные синхронные генераторы постоянной частоты вращения (до 12000 мин^{-1}) определены в ОСТ 1 00775-89 при номинальной частоте (таблица 3.3).

Таблица 3.3 – Переходные параметры генератора

Наименование параметра	Значение
Относительное значение синхронного сопротивления по оси d - X_d	2,1
Относительное значение переходного сопротивления по оси d - X'_d	0,35
Относительное значение сверхпереходного сопротивления по оси d - X''_d	0,12
Относительное значение сопротивления обратной последовательности - X_2	0,18
Относительное значение сопротивления нулевой последовательности - X_0	0,09

Для высокоскоростных синхронных генераторов, работающих в двукратном диапазоне частот вращения, параметры, указанные в таблице 3.3, однозначно принять в качестве ограничений нельзя, однако в качестве косвенных значений, которые определяют область решений, – вполне можно использовать. Расчет переходных параметров проектирование якоря основного генератора закончено и следует переходить к проектированию его индуктора.

Индуктор высокоскоростного синхронного генератора имеет свои особенности и его проектирование существенно отличается от аналогичных авиационных генераторов для более низких частот вращения. Исходя из условий обеспечения механической прочности ротора на максимальной частоте вращения, наиболее предпочтительной является конструкция неявнополусного генератора. Поэтому при его проектировании использовались элементы проектирования, изложенные в [32]. Фактически расчет индуктора сводится к проектированию обмотки возбуждения. Обмоточные данные неявнополусного ротора

характеризуются числом зубцовых делений Z_0 , числом обмотанных пазов Z_2 и размерами пазов.

Число зубцовых делений Z_0 определяется исходя из предварительно определенной намагничивающей силы [81], необходимой для обеспечения двукратного режима работы генератора

$$Z_0 = \frac{2F_2}{J_2 \gamma_p 0,45}. \quad (3.36)$$

$$F_2 = 1,05 \frac{Fra}{0,5} \sqrt{1,2 + X_{дотн} (X_{дотн} + 2 \sin(0,6))}. \quad (3.37)$$

Число пазовых делений Z_2 должно по условию симметрии быть всегда кратным $4p$. Необходимый магнитный поток определяется отношением реального числа пазов Z_2 к числу зубцовых делений Z_0

$$\gamma = \frac{Z_2}{Z_0}. \quad (3.38)$$

Из практики проектирования турбогенераторов установлено, что оптимальное использование индуктора в электромагнитном соотношении соответствует $\gamma = 0,667 \dots 0,75$ (таблица 3.4).

Таблица 3.4 – Рекомендованные соотношения

Z_0	20	24	28	32	38	42	46	52	54
Z_2	12	16	20	24	28	32	36	40	40
γ	0,6	0,67	0,71	0,75	0,737	0,762	0,782	0,769	0,74

В то же время как отмечается в [81], даже в указанных пределах изменять отношение γ достаточно сложно. Данное отношение фактически определено выбором обмотки статора и рабочим воздушным зазором, которые определяют МДС ротора (3.38), что с учетом заданной плотности тока дает минимально необходимое сечение меди обмотки возбуждения на полюс.

Размеры паза обмотки возбуждения можно определить исходя из обеспечения прочности ротора, размещения потребного сечения меди и варьирования размерами обмоточного провода. Оптимизация сводится к определению граничных условий по прочности и заполнению меди, то есть

практически к проверке выполнения ротора с $\gamma = 0,667$. Как показывает практика проектирования, паз обмотки возбуждения всегда удовлетворяет граничным условиям при высоте паза, равной его ширине. Выбор размеров обмоточного провода осуществляется методом последовательного перебора путем размещения в пазу обмотки возбуждения.

Проектировочный расчет основного генератора заканчивается определением числа витков обмотки, параметрами ее намотки (длина витка, вылет лобовой части) и размерами ее обмоточного провода.

Анализ спроектированной электрической машины производится на этапе поверочного расчета, который, с одной стороны, может дать комплексную оценку проекту, а с другой – получить все определяющие характеристики, которые соотносят с техническими требованиями, предъявляемыми в техническом задании. Более того, полученные характеристики будут использоваться при проведении контрольных испытаний и окончательного анализа проекта.

Поверочный расчет синхронной электрической машины заключается в расчете магнитного поля в плоскости рашочки, получения параметров магнитного поля в отдельных элементах и расчета тока возбуждения для проверяемого режима.

Ранее были рассмотрены различные методы поверочных расчетов – аналитический расчет магнитной цепи основного генератора по методике, разработанной Н8А0.005.606 МАЗ «Дзержинец» [58], и расчет электромагнитного поля в машине методом конечных элементов в программном комплексе ANSYS. При этом необходимо подчеркнуть, что на данном этапе наиболее целесообразно применять классический аналитический поверочный расчет, основанный на векторной диаграмме, как наименее трудоемкий. Так, при проектировании синхронного генератора переменной частоты вращения для анализа характеристик было в общей сложности проведено только на завершающей стадии не менее десяти расчетов для двух крайних частот вращения – минимальной и максимальной.

Сравнительный анализ двух методов поверочного расчета на примере проектирования синхронного генератора ГТ125НЖ24 (таблица 3.5) показал, что максимальный разброс выходного расчетного параметра – тока возбуждения – не превышает 13% для режима холостого хода. С увеличением тока нагрузки погрешность определения тока возбуждения снижается почти в два раза – до 7,7%. Такая погрешность показывает, что разработанная более 40 лет назад методика поверочного расчета обладает достаточной точностью. Поэтому наиболее целесообразно ее применять при проектировочных расчетах для проверки промежуточных вариантов в процессе поиска оптимального варианта.

Таблица 3.5 – Расчетные значения тока возбуждения

$U_{\phi} = 120 \text{ В}$	Поверочный электромагнитный расчет	Ток нагрузки, о.е.		
		0	1	1,5
Ток возбуждения $I_{\text{в}}, \text{ А}$ $n = 10800 \text{ мин}^{-1}$	Метод конечных элементов	15,6	55,7	77,6
	Аналитический расчет по методике Н8А0.005.606	18	60,5	84
Ток возбуждения $I_{\text{в}}, \text{ А}$ $n = 24000 \text{ мин}^{-1}$	Метод конечных элементов	7	48	69,7
	Аналитический расчет по методике Н8А0.005.606	8	52,9	76,7

Следующим этапом проектирования высокооборотного синхронного генератора является проектирование возбудителя, который осуществляет электроснабжение обмотки возбуждения основного генератора постоянным током через вращающийся выпрямитель. Конструктивно возбудитель выполняется всегда как обращенная электрическая машина, якорь которой расположен на роторе, а индуктор выполняется на статоре, при этом из практики проектирования авиационных генераторов принято, чтобы диаметры индуктора основного генератора и возбудителя были сопоставимы. В зависимости от компоновки генератора диаметр якоря выполняют несколько меньше (на 2...5 мм), чем индуктор основного генератора, если возбудитель расположен вторым после присоединительного фланца, либо больше – в случае если возбудитель стоит сразу после фланца перед генератором.

Исходными данными для проектирования возбудителя служат результаты поверочных расчетов основного генератора, полученные для наиболее характерных режимов работы, которые приведены в таблице 3.6.

Таблица 3.6 – Исходные данные для проектирования возбудителя

Режим	Напряжение фазы, В	Ток, А	Мощность, кВт	Ток возбуждения, А	Напряжение возб., В
Холостой ход	120,00	0,00	0,00	18,00	45,11
Номинал	120,00	347,22	125,00	60,50	151,61
1,5 номинала	120,00	520,83	187,50	84,00	210,50
2 номинала	120,00	694,44	250,00	107,80	270,15
3-кратное КЗ	0,00	1041,66	0,00	129,40	324,28

Как видно из таблицы 3.6, исходными данными для проектирования возбудителя являются постоянное напряжение и постоянный ток возбуждения, которые необходимо привести к переменным показателям для многофазной обмотки с учетом выбранной схемы выпрямления.

В настоящее время, как правило, в возбудителях применяются трехфазные обмотки якоря и двухполупериодная схема выпрямления вращающегося выпрямителя (схема Ларионова).

В качестве выпрямителя в современных и перспективных синхронных генераторах применяются вращающиеся выпрямители, собранные по двухполупериодной схеме Ларионова с коэффициентами выпрямления по напряжению 2,34 и по току 0,8. Данные для расчета возбудителя синхронного генератора ГТК25НЖ24 по переменному току (напряжению и тока фазы) приведены в таблице 3.7.

При проектировочном расчете возбудителя используются параметры либо номинального режима, либо наиболее тяжелого режима, например режима короткого замыкания. Поверочные расчеты проводятся для всех режимов, так как расчетные параметры возбудителя необходимы в дальнейшем для проектирования подвозбудителя и формирования закона управления генератором.

Таблица 3.7 – Параметры для возбудителя

Режим	Напряжение фазы, В	Ток фазы возбудителя, А	Мощность, кВт
Холостой ход	19,28	14,40	0,83

Режим	Напряжение фазы, В	Ток фазы возбудителя, А	Мощность, кВт
Номинал	64,79	48,40	9,41
1,5 номинала	89,96	67,20	18,14
2 номинала	115,45	86,24	29,87
3-кратное КЗ	138,58	103,52	43,04

Расчет возбудителя имеет свои особенности: эту машину необходимо проектировать на минимум активной длины и с наименьшим вылетом витков обмотки якоря. Возбудитель является обращенной машиной, якорь которой находится на роторе, поэтому необходимо обеспечить прочность с учетом более сложных условий размещения обмотки на вращающемся якоре.

В качестве управляемых параметров практически однозначно определяется число пар полюсов, которые варьируются в диапазоне от 10 до 20. Нижний предел ограничен повышенной амплитудой пульсаций выпрямленного напряжения, а верхний – увеличением частоты индуцируемой ЭДС и проявлением эффекта вытеснения тока и связанного с ним увеличения сечения обмоточных проводов.

Вторым варьируемым параметром наиболее целесообразно использовать число витков фазы обмотки якоря, которое изменяется дискретно. При оптимальном проектировании возбудителя применяется наиболее эффективно метод покоординатного спуска, который достаточно эффективно работает при дискретно изменяемых параметрах, минимальный шаг которых составляет единицу.

При проектировании возбудителя необходимо учесть в качестве ограничений следующие параметры – ток возбуждения возбудителя не должен превышать 10...15 А исходя из условия реализации блока регулирования напряжения. Для решения этой задачи была разработана математическая модель двух каскадов высокооборотного синхронного генератора [43], в которой связаны расчетные параметры, полученные в результате конечно-элементного анализа возбудителя и основного генератора. Данная модель получена с помощью алгоритма совмещения геометрических моделей основного генератора и возбудителя с имитацией двухполупериодного выпрямления тока якоря

возбудителя в системе ANSYS. Регулировочные характеристики этой модели соответствуют тем, которые будут получены при испытаниях опытных образцов проектируемого изделия. Результаты моделирования расчетных режимов синхронного генератора ГТ125НЖ24 приведены в таблице 3.8, а иллюстрации совместных регулировочных характеристик – на рисунке 3.7 .

Таблица 3.8 – Регулировочные характеристики генератора и возбудителя

$U = 120 \text{ В}$	Ток нагрузки, о.е. (от $I_{ном} = 347,2 \text{ А}$)		
	0	1	2
Ток возбуждения, А 10800 мин^{-1}	2,45	5	8,5
Ток возбуждения, А 24000 мин^{-1}	1,85	4,3	8,3

Результаты оптимального проектирования возбудителя являются основными данными для разработки его геометрической модели, а параметры обмотки возбуждения возбудителя – для проектирования блока регулирования защиты и управления (БРЗУ), а также для проектирования генератора управления (подвозбудителя). Генератор управления предназначен для снабжения электропитанием БРЗУ и током возбуждения индуктора возбудителя, который регулируется БРЗУ в зависимости от нагрузки на основном генераторе и частоты вращения.

Для расчета подвозбудителя высокооборотного синхронного генератора, который традиционно проектируется как электрическая машина с возбуждением от постоянных магнитов, в качестве примера исходных данных приведен анализ токов возбуждения возбудителя генератора ГТ125НЖ24 на нижней частоте вращения 10800 мин^{-1} , которые сведены в таблицу 3.9.

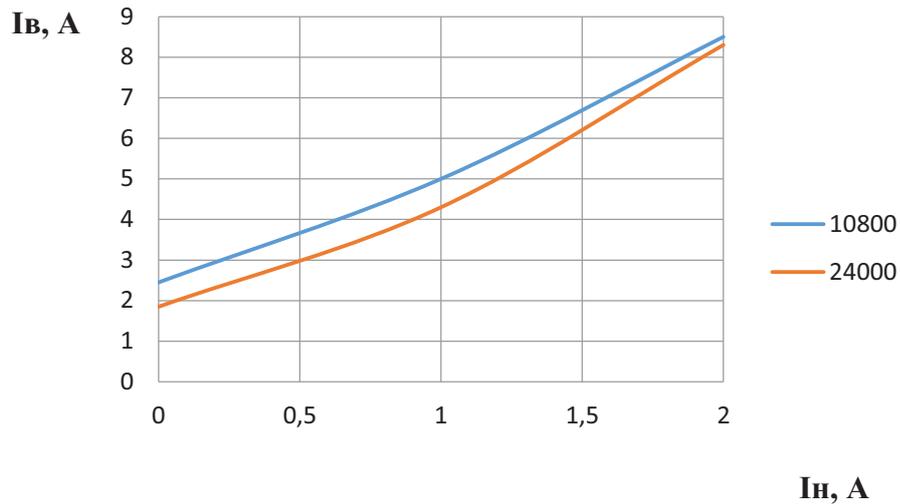


Рисунок 3.7 – Регулировочные характеристики генератора и возбuditеля ГТ125НЖ24

Таблица 3.9 – Параметры возбуждения возбuditеля ГТ125НЖ24

Мощность возбuditеля, кВт	Ток возбуждения	Напряжение возб., В	Мощность возбуждения, Вт	Напряжение фазы подвозб.	Ток фазы подвозб.
0,83	1,10	7,14	7,85	3,05	0,88
9,41	3,98	25,83	102,80	11,04	3,18
18,14	5,20	33,75	175,49	14,42	4,16
29,87	6,62	42,96	284,42	18,36	5,30
43,04	8,47	54,97	465,60	23,49	6,78

Как уже отмечалось, для синхронных генераторов автономных систем генерирования в качестве генератора управления традиционно применяют магнитоэлектрические генераторы. Ранее в авиационных генераторах воздушного охлаждения типа ГТ в качестве источников возбуждения применялись постоянные магниты марки ЮНДК. Впоследствии для генераторов жидкостного охлаждения проектировали подвозбудители на основе высококоэрцитивных магнитов из сплава самария с кобальтом [56, 58].

Для подвозбудителей электрических машин средней и повышенной мощности авиационных систем генерирования достаточно хорошо подходят высококоэрцитивные магниты, созданные на основе сплавов редкоземельных металлов (РЗМ), в том числе и самарий-кобальтовые магниты (Sm-Co), и магниты из сплава неодим-железо-бор (Nd-Fe-B).

Магниты, изготовленные на основе сплава железа с неодимом и бором, Nd-Fe-B на сегодняшний день являются наиболее мощными, и им по праву принадлежит пальма первенства, несмотря на то, что они проигрывают магнитам типа Sm-Co в термостойкости и термостабильности.

Поиск оптимальных размеров индуктора подвозбудителя можно организовать так же, как и в случае с основным генератором. Однако необходимо учитывать назначение данной электрической машины [130]. Так, при проектировании такого генератора важнейшим условием является выдерживание отношение ЭДС холостого хода на максимальной частоте вращения к напряжению максимальной нагрузки (короткое замыкание в основном генераторе) на минимальной частоте вращения – не более 3,5. В противном случае регулятор напряжения не сможет нормально функционировать, необходимо дополнительное увеличение элементов, снижение надежности.

Основной энергетической характеристикой магнитоэлектрического генератора является внешняя характеристика, аналитическое выражение для которой предложил В.А. Балагуров [42]. В ее основе лежит выражение полной мощности. В то же время, здесь, в качестве допущения принимается равенство реактивных сопротивлений по продольной и поперечной осям ($X_d \approx X_q$).

У магнитоэлектрических генераторов с постоянными магнитами и магнитомягкими полюсными наконечниками $X_q > X_d$, вследствие чего добавочный электромагнитный момент меняет знак. В случае применения высококоэрцитивных магнитов $X_d \geq X_q$, что позволяет применять аналитическое выражение внешней характеристики исходя из формулы полной мощности синхронной электрической машины, из которой следует, что [47]

$$E_0^2 = (U + \cos \varphi)^2 + (U + \sin \varphi)^2. \quad (3.39)$$

Разделив обе части на E_0 [33] и учитывая, что $E_0/X_a = I_k$, получим уравнение эллипса и произведя далее несложные преобразования – внешнюю характеристику магнитоэлектрического генератора с возбуждением от высококоэрцитивных магнитов

$$U = E_0 \left(\left(1 - \left(\frac{I}{I_k} \right)^2 \cos^2 \varphi \right)^{1/2} - \frac{I}{I_k} \sin \varphi \right). \quad (3.40)$$

Данное аналитическое выражение правомерно для слабонасыщенных магнитных систем, что обычно выполняется в электрических машинах с применением высококоэрцитивных магнитов. Это связано с тем, что значительную часть магнитной цепи занимают постоянные магниты с большим магнитным сопротивлением, практически равным магнитному сопротивлению воздуха, работающие на линейной зависимости индукции от напряженности. Кроме того, необходимо отметить, что в этом выражении увязываются мощность нагрузки генератора с основными энергетическими параметрами постоянных магнитов, являющихся основными источниками поля возбуждения генератора и определяющими его мощность.

3.5 Методология оптимального проектирования высокооборотных синхронных генераторов

Методология проектирования в общем случае – это система принципов и методов организации теоретической и практической деятельности, направленной на создание материальных ценностей. В основе любой методологии проектирования лежат принципы, законы проектирования и методы проектирования.

Методология оптимального проектирования высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением основана на трех принципах:

1. Полная конструкция электрической машины создается на этапе технического проектирования. Этот принцип позволяет в любом проекте два пути изготовления изделия – либо по традиционной технологии через выпуск рабочей конструкторской документации, либо по «безбумажной» технологии.

2. Оптимальное проектирование изделия исходя из ранее изложенных свойств авиационных электрических машин. Реализация этого принципа осуществляется путем поиска наилучшего локального критерия оптимальности с

помощью достижения частных оптимумов заданного критерия на каждом из этапов проектирования изделия.

3. Принцип единства составных частей. В этом случае на всех этапах проектирования, включенных в единый алгоритм, соблюдается принцип наследования свойств составных частей объекта, полученных на более ранних этапах разработки.

Проектирование высокооборотного синхронного генератора основано в первую очередь на законах теории электромагнитного поля, электромеханического преобразования энергии, а также на других законах общей физики, математического анализа и теории вероятностей, которые изложены во многих известных работах по теории и проектированию электрических машин, как в РФ, так и за рубежом.

Методы проектирования представляют собой последовательность выполнения в определенном порядке взаимосвязанных действий. Методы проектирования, конструирования, поиска оптимальных вариантов достаточно подробно изложены в предыдущих разделах. Здесь же необходимо отметить, что наиболее важным и основным методом, используемым в настоящей методологии, является итерационный подход на всех этапах проектирования машины. При этом рассмотренная ранее система проектирования синхронного генератора (рисунок 2.1) за счет внедрения новой методологии преобразуется к виду, приведенному на рисунке 3.8. Как видно из этого рисунка, в алгоритм проектирования вводится этап имитационного моделирования, позволяющий оценить не только статические, но и динамические показатели качества проектируемой машины. При этом итерационными циклами охвачены электромагнитные расчеты, имитационное моделирование и разработка 3D-модели. В то же время в состав итерационных циклов как совокупного процесса проектирования неотъемлемо входят тепловые и вентиляционные расчеты. Таким образом, согласно разработанной методологии, проектирование высокооборотного синхронного генератора производится с учетом максимального рассмотрения всех физических процессов, протекающих в машине такого типа.

Необходимо отметить, что квалификационные испытания, согласно [82, 83], фиксируют типовую конструкцию изделия, которое в дальнейшем передается в серийное производство. В тоже время система проектирования (рисунок 3.8) позволяет с высокой степенью точности определить конструкцию синхронного генератора уже на этапе технического проектирования.

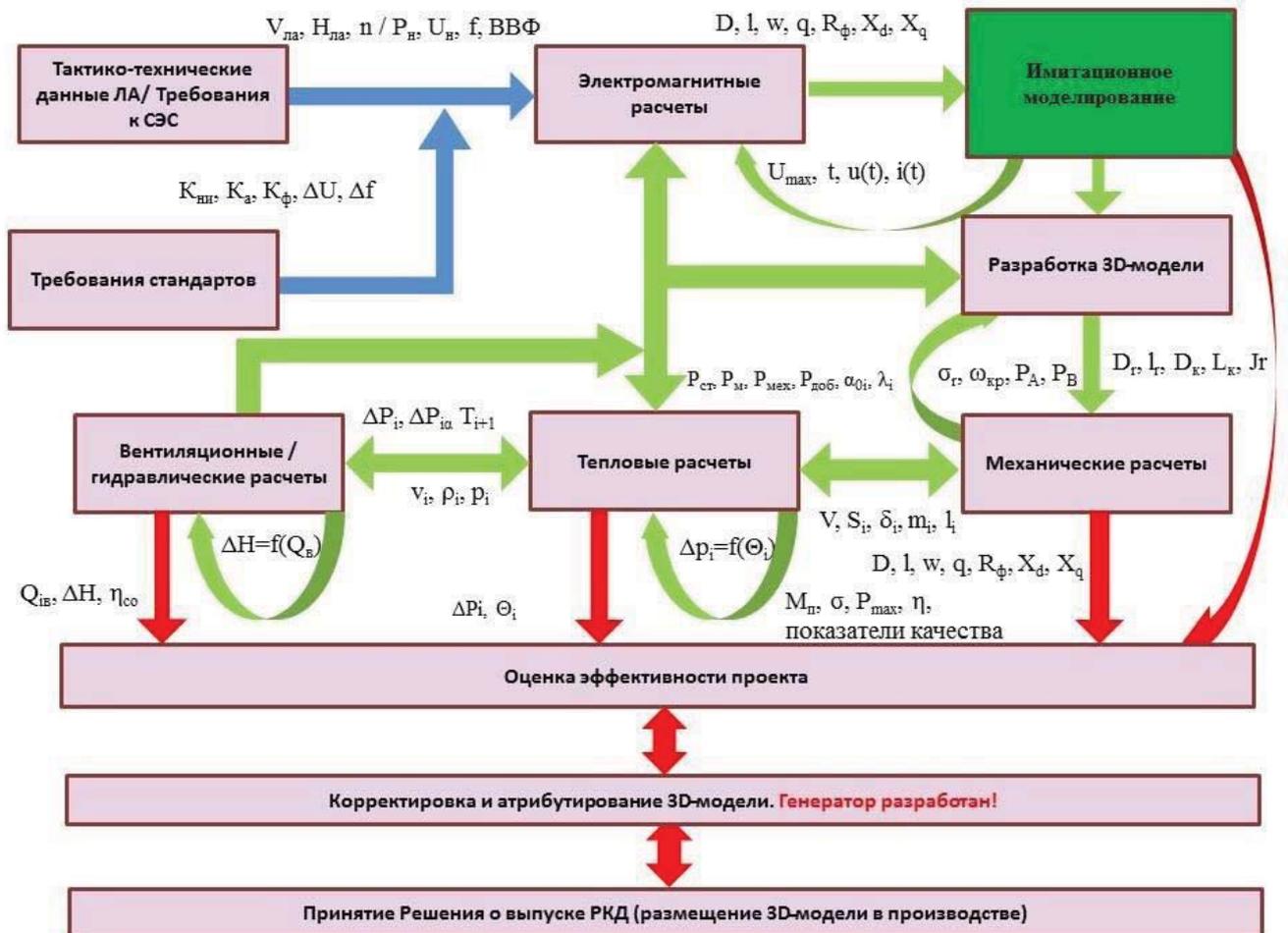


Рисунок 3.8 – Система проектирования высокооборотного синхронного генератора

Предварительные испытания, как контрольные испытания, подтверждают эту конструкцию с возможной частичной корректировкой, которая позволит высокооборотному синхронному генератору выполнять заданные требования во всех режимах его работы.

В связи с таким подходом многократно возрастает роль технического проектирования. Технический проект, согласно [84], разрабатывают с целью

выявления окончательных технических решений, дающих полное представление о конструкции изделия, когда это целесообразно сделать до разработки рабочей документации.

Применение методологии оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением позволяет разработать изделие, максимально соответствующее требованиям технического задания с минимальной массой. Такой подход в первую очередь во многом позволяет исключить необходимость изготовления и исследования нескольких вариантов макетов проектируемого изделия и существенно сократить время разработки. Подготовка производства для изготовления макетных образцов трехкаскадных генераторов даже с учетом современного станочного парка и уровня технологий составляет не менее 50% всего времени проектирования. При этом данная методология не исключает полностью этап экспериментального производства, но позволяет существенно сократить его длительность и стоимость. Разработанный экспериментальный образец в этом случае максимально приближен к опытным образцам будущих изделий с точки зрения конструкции и реализуемых характеристик.

При разработке технического проекта в соответствии с методологическими принципами выполняют работы, необходимые для обеспечения предъявляемых к изделию требований и позволяющие получить полное представление о конструкции разрабатываемой электрической машины, определить соответствие ее характеристик требованиям технического задания, включая различные специальные воздействия и ненормальные режимы работы. Как отмечалось ранее, в соответствии с разработанной методологией проектирования при техническом проектировании разрабатывается полностью законченная конструкция электрической машины, которая определяется 3D-моделью изделия. При этом в завершении этапа рассматриваются два возможных варианта рабочего проектирования – разработки рабочей конструкторской документации в виде конструкторских документов согласно ЕСКД (комплект чертежей), либо

разработка полного набора атрибутов моделей для изготовления по «безбумажной технологии».

Обобщенный алгоритм разработки, основанный на методологии оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением, приведен на рисунке 3.9.



Рисунок 3.9 – Этапы проектирования электрической машины до присвоения литеры O_1

Необходимо отметить, что этап эскизного проектирования, как правило, исключается с целью сокращения сроков разработки. Этап рабочего проектирования также может быть исключен либо частично введен в этап технического проектирования. Поставку материалов в этом случае можно осуществлять по данным 3D-модели и совместить с этапами разработки РКД (или присвоения атрибутов деталям и сборочным единицам 3D-модели) при отсутствии задачи выпуска РКД.

Технический проект нового трехкаскадного высокооборотного генератора, согласно разработанной методологии, начинается с анализа требований ТЗ, определения критериальной модели системы в которой он применяется исходя из этих требований, а также выбора критерия оптимальности (как правило, это удельная масса или удельная мощность) и назначение вектора управляемых параметров.

Затем осуществляется параметрический поиск оптимального варианта основного генератора (рисунок 3.10) с коррекцией функций ограничений.

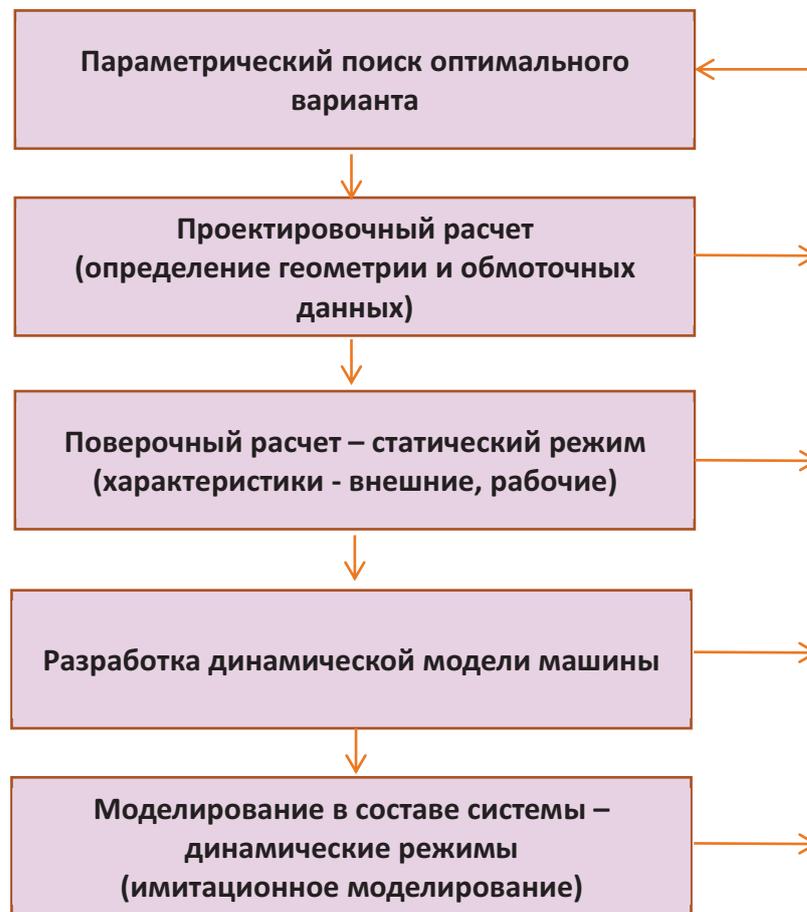


Рисунок 3.10 – Последовательность проектирования активной зоны высокооборотного генератора

Этот этап состоит из проектировочного и предварительного поверочного электромагнитных расчетов. Поверочный расчет оптимального варианта заканчивается расчетом его статических характеристик, определением

механической прочности активных элементов и обязательным динамическим моделированием в составе канала генерирования.

В то же время бесконтактный трехкаскадный синхронный генератор имеет отличительную особенность: необходимо одновременно проектировать два генератора – основной генератор и возбудитель, параметры проектирования которого полностью определяются характеристиками основного генератора и параметрами вращающегося выпрямителя. Обобщенный алгоритм проведения электромагнитных расчетов двух взаимосвязанных генераторов приведен на рисунке 3.11.

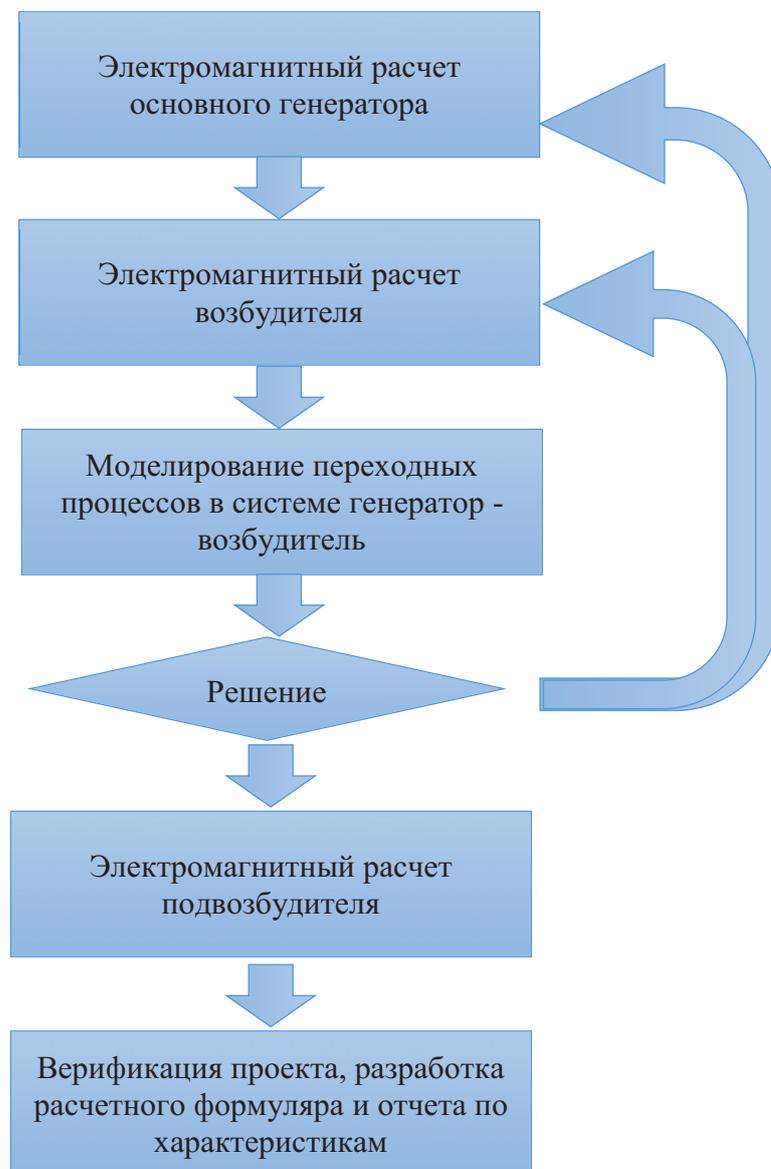


Рисунок 3.11 – Блок-схема обобщенного алгоритма электромагнитных расчетов основного генератора и возбудителя

Необходимо отметить, что окончательно решение о завершении электромагнитных расчетов системы «основной генератор – возбудитель» заканчивается динамическим моделированием, так как к таким машинам предъявляются жесткие требования к качеству переходных процессов, которые регламентирует стандарт [26] в Российской Федерации.

Особенностью авиационных генераторов является то, что постоянные времени обмотки возбуждения основного генератора и возбудителя практически сопоставимы и в равной степени влияют на динамические показатели всего генератора. В ходе динамического моделирования в обязательном порядке проводится имитационное моделирование, рассмотренное ранее и включающее в себя два основных типа динамического моделирования: «снизу вверх» (связанные геометрические модели, исследуемые методом конечных элементов) и «сверху вниз» (система дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами) [85].

Локальный алгоритм проектирования основного генератора с включением в блок-схемы наиболее пригодных методов оптимизации приведен на рисунках 3.12 и 3.13.

Как видно из этих рисунков, последовательность и этапы проектирования двух этих взаимосвязанных машины полностью идентичны. Основным отличием является то, что для основного генератора на более ранних итерациях расчетов возможно применение случайных методов параметрической оптимизации, в то время как для возбудителя могут применяться только детерминированные методы оптимального проектирования.

Проектирование генератора управления (подвозбудителя) является фактически отдельной задачей, так как его мощность не превышает 10% от мощности возбудителя и на динамические показатели всей системы он не влияет, но оказывает существенное воздействие на применение в составе канала генерирования блока БРЗУ. Исходными данными для электромагнитного расчета служат параметры обмотки возбуждения возбудителя и регулятора напряжения, который предполагается применять в системе генерирования. Проектирование

подвозбудителя, как правило, осуществляется по методикам электромагнитных расчетов электрических машин с возбуждением от постоянных магнитов, так как эта электрическая машина относится к типу магнитоэлектрических машин [93, 98, 130].



Рисунок 3.12 – Блок-схема локального алгоритма электромагнитного расчета основного генератора

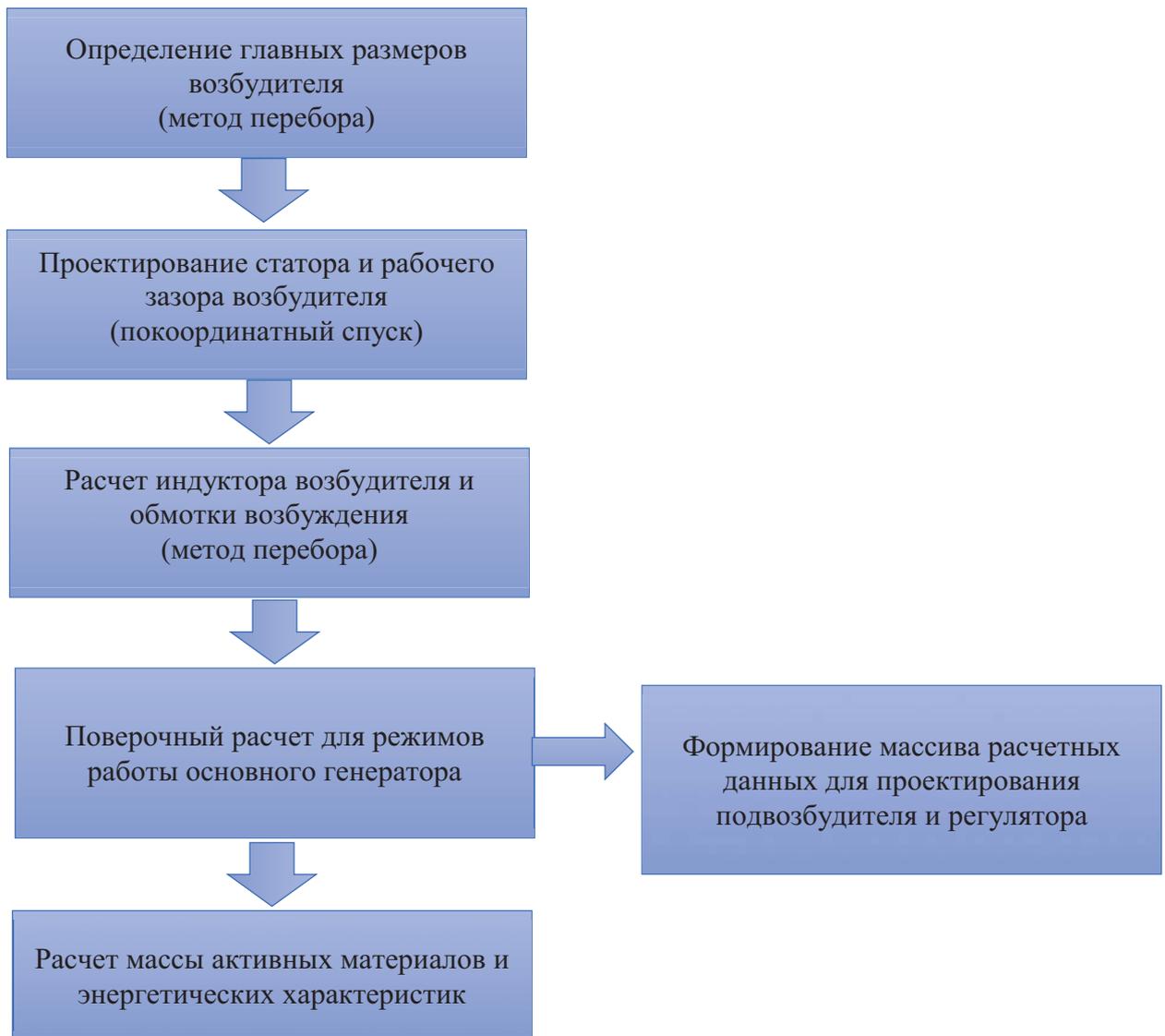


Рисунок 3.13 – Блок-схема локального алгоритма электромагнитного расчета возбудителя

После проведения этапа электромагнитных расчетов, совместного динамического моделирования двумя типами динамических моделей и получения требуемых результатов, определяется полностью геометрия и параметры всех активных частей генератора и выпускается расчетный формуляр, который имеет статус конструкторского документа.

Разработка 3D-модели высокооборотного синхронного генератора на этапе технического проектирования проводится с обязательным проведением в итерационном процессе механических, гидравлических и тепловых расчетов, выполняемых в соответствии с методами, изложенными в предыдущем разделе.

Причем необходимо указать, что наибольший приоритет отдается таким расчетам, основанным на численных методах конечно-элементного анализа в силу высокой точности расчета. Структурная схема алгоритма этапа разработки 3D-модели машины приведена на рисунке 3.14.



Рисунок 3.14 – Блок-схема локального алгоритма 3D-моделирования генератора

Заключительным этапом технического проекта после верификации 3D модели является расчет надежности спроектированной машины. Целью данного расчета является получение показателей безотказности синхронного генератора, а также отдельных его узлов. Результаты расчета, как правило, используются при расчетах надежности систем генерирования, содержащих данный генератор. Расчет проводится согласно ОСТ 100151-91.

В общем виде сквозной процесс разработки высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением для варианта с выпуском РКД приведен в таблице 3.10.

Таблица 3.10 – Этапы разработки электрической машины

Этап разработки	№ этапа	Разработка конструкции	Методы оптимального проектирования
Технический проект	1	Анализ ТЗ, обзор аналогов, анализ вариантов исполнения	Упрощенные аналитические методики расчета с применением случайных методов оптимального поиска
	2	Проектировочный электромагнитный расчет	Аналитические методы проектирования, детерминированные методы параметрического поиска
	3	Разработка активной зоны	Методы покоординатного спуска или градиентные методы поиска
	4	Поверочный электромагнитный расчет	Конечно-элементные методы электромагнитного расчета электрических машин
	5	Моделирование динамических режимов работы машины в составе системы (канала, привода)	Имитационно-динамические модели на основе уравнений Парка–Горева
	6	Разработка 3D-модели электрической машины	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	7	Разработка схемы электрической принципиальной	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	8	Разработка схемы электрической подключения	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	9	Прочностной расчет вращающихся частей электрической машины	Методики конечно-элементного анализа
	10	Расчет подшипниковых узлов	Аналитические методы расчета с применением детерминированных методов параметрического поиска
	11	Расчет ротора на критическую частоту	Методики конечно-элементного анализа с применением детерминированных методов параметрического поиска
	12	Тепловой расчет электрической машины	Комбинация аналитических и конечно-элементных методов расчета
	13	Гидравлический (аэродинамический) расчет электрической машины	Комбинация аналитических и конечно-элементных методов расчета
	14	Имитационное моделирование режимов работы электрической машины в составе системы	Совместное применение вновь разработанных методов моделирования «сверху вниз» и «снизу вверх»
	15	Оптимизация 3D-модели электрической машины по результатам поверочных расчетов	Анализ конструкции с помощью методов покоординатного спуска и прямого перебора с в итерационном цикле расчетов по пп. 10 – 14

Этап разработки	№ этапа	Разработка конструкции	Методы оптимального проектирования
	16	Расчет надежности	Расчет надежности выполняется по традиционным методикам на основе теории вероятностей
	17	Разработка чертежа общего вида	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	18	Разработка габаритного чертежа	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
Разработка РКД	19	Разработка документации на детали	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	20	Разработка документации на сборочные единицы	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	21	Разработка сборочного чертежа электрической машины	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	22	Разработка ведомостей спецификаций, покупных элементов и др.	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	23	Разработка технических условий, регламента технического обслуживания, руководства по эксплуатации и паспорта	Совместное применение вновь разработанных методов моделирования «сверху вниз» и «снизу вверх»
	24	Разработка программы и методики испытаний	Имитационно-динамические модели на основе уравнений Парка-Горева
	25	Расчет показателей надежности и безотказности	Аналитические методики расчета показателей надежности электрических машин
	26	Проверка разработанной документации конструктором-контролером	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	27	Нормировочный контроль	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	28	Технологический контроль	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	29	Корректировка 3D-моделей по результатам проверок	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	30	Корректировка рабочей конструкторской документации	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	31	Нормировочный контроль скорректированной рабочей конструкторской документации	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.
	32	Технологический контроль скорректированной рабочей конструкторской документации	Системы автоматизированного проектирования типа Solid Edge, Компас и др.

Этап разработки	№ этапа	Разработка конструкции	Методы оптимального проектирования
	33	Передача рабочей конструкторской документации в архив и учетных копий в производство	
Изготовление, испытания	34	Конструкторское сопровождение изготовления электрической машины	
	35	Исследовательские испытания разработанного изделия	
	36	Подготовка электрической машины для предъявления на предварительные испытания	
	37	Подготовка документации для предъявления на предварительные испытания	
	37	Проведение предварительных испытаний	
	38	Анализ предварительных испытаний, разработка Решения о присвоении рабочей конструкторской документации литеры «О» и внесение литеры в документацию	

Как отмечалось ранее, проектирование высокооборотного авиационного синхронного генератора всегда направлено на достижение локального минимума полной массы машины. Достижение минимальных объема и габаритов машины за счет правильной компоновки и оптимизации конструктивных элементов напрямую способствует снижению массы. Можно сказать, что и пустота обладает массой, так как свободные объемы в конструкции генератора заключены внутри корпусных деталей, масса которых также влияет на суммарную массу машины [56]. При этом неиспользуемые объемы в первую очередь влияют на расстояние между опорами, снижая критическую частоту вращения, что приводит к снижению максимально допустимой частоты вращения ротора. Поэтому для достижения заданных частот вращения ($20000 \dots 30000 \text{ мин}^{-1}$) необходимо конструировать машину как можно компактнее. Получение наилучшего варианта конструкции возможно только с помощью методов оптимального проектирования, в каждый итерационный цикл которого включены механические, тепловые и гидравлические расчеты. При этом кроме критерия оптимальности (минимум массы) к ключевым показателям также относятся тепловое состояние и механическая нагрузка элементов машины, от которых зависит фактический ресурс машины в составе системы генерирования на конкретном ЛА. Например, правило Монтзингера о неравномерности поля температур, которое влияет на среднее время наработки до отказа.

Таким образом, суть разработанной методологии проектирования состоит из двух взаимосвязанных решений – поиска оптимального варианта синхронного генератора на каждом из этапов проектирования, включая этап разработки конструкции путем 3D-моделирования и имитационного моделирования режимов работы с помощью разработанной геометрии машины для анализа динамических и статических характеристик ее работы в составе системы генерирования.

Выводы по главе 3

1. Высокооборотные авиационные синхронные генераторы переменного тока являются сложными электрическими машинами, создание которых возможно только с помощью подходов и методов оптимального проектирования.

2. Целевой функционал оценки качества такого генератора представляет собой совокупность рациональных значений технических параметров генератора, наиболее значимым из которых являются удельная мощность, которая определяется отношением удвоенной номинальной мощности к полной массе конструктивных материалов синхронного генератора или обратная ей величина – удельная масса. В качестве абсолютного значения критерия оптимальности выступает полная масса генератора.

3. Методологическую базу процесса оптимального проектирования высокооборотных генераторов образует совокупность поисковых методов оптимизации, встроенных в обобщенный алгоритм проектирования на этапе технического проекта.

4. При оптимальном проектировании электрических машин такого типа не удастся ограничиться использованием только одного метода оптимизации. Наиболее предпочтительным для решения рассматриваемой задачи является использование параметрических методов упорядоченного перебора, направленного поиска и случайного поиска.

5. Предложенный обобщенный алгоритм оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора определяет технический проект как основной этап разработки изделия.

6. В результате оптимального проектирования создается в 3D-модель высокооборотного синхронного генератора, по параметрам которой можно выпустить рабочую конструкторскую документацию и организовать изготовление экспериментальных и опытных образцов изделий.

4 ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ КОМПЛЕКСНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ВЫСОКООБОРОТНЫХ АВИАЦИОННЫХ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ ДЛЯ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

4.1 Проектирование синхронного генератора ГСР-40НЧ для системы электрообеспечения Ил-112В

Впервые разработанная методология оптимального проектирования высокооборотного трехкаскадного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением была применена при проектировании генератора ГСР-40НЧ – основного источника электрической энергии нового самолета Ил-112В. Отличительной особенностью нового генератора по сравнению с серийными генераторами разработки Федосеева А.Ф. [17] является его работа в режиме номинальной мощности при частоте вращения 6600 мин^{-1} (кратковременно до 3 с). А двукратную перегрузку – 80 кВА в течение 5 с он должен выдерживать при частоте вращения 7600 мин^{-1} . Серийный синхронный генератор ГТ40ПЧ8В в силу особенностей своей конструкции обеспечить такие условия не может. Двукратную перегрузку он может выдержать, только начиная с частоты вращения 8000 мин^{-1} .

Проектирование генератора ГСР-40НЧ (генератор синхронный регулируемый) было начато с разработки основного генератора с помощью метода покоординатного спуска. Помимо линейной нагрузки и магнитной индукции было введено ограничение на максимальный наружный диаметр по корпусу основного генератора, которое не должно превышать 230 мм (как у ГТ40ПЧ8В). Критерием оптимальности, исходя из требований ТЗ, был определен минимум удельной массы генератора, поиск которого определялся рядом итераций совместного расчета основного генератора и возбудителя.

Параметры первого варианта основного генератора: наружный диаметр 226 мм; диаметр расточки статора 175 мм; длина воздушного зазора 0,9 мм;

активная длина якоря/индуктора 61/64 мм. Расчетная полная масса генератора составила 40 кг. Двукратная мощность 80 кВА обеспечивается уже при частоте вращения 6400 мин^{-1} . Причем в этом варианте индуктор основного генератора непосредственно устанавливается на вал. Удельная масса составила 0,5 кг/кВА.

Второй вариант обеспечивает номинальную мощность на частоте вращения 6600 мин^{-1} и двукратную мощность при частоте вращения 7600 мин^{-1} . Основные размеры: наружный диаметр 220 мм; диаметр расточки статора 174,2 мм; длина воздушного зазора 0,7 мм; активная длина якоря/индуктора 63/65 мм. Удельная масса для этого варианта составляет 0,46 кг/кВА.

В третьем варианте машины при неизменных геометрических размерах, для улучшения технологической укладки прямоугольного провода полузакрытый паз был заменен на полукрытый паз, что при одинаковой удельной проводимости рассеяния позволило применить в обмотке якоря обмоточный провод меньшего размера $1,32 \times 2,8 \text{ мм}$ вместо $1,32 \times 3,15 \text{ мм}$. А индуктор основного генератора устанавливается на вал с помощью специальной ступицы. Таким образом, в результате оптимизации удельная масса машины при проведении предварительной компоновки составила 0,438 кг/кВА.

Для дальнейшего уменьшения массы ГСР-40НЧ при неизменных диаметральных размерах была уменьшена длина якоря и индуктора основного генератора до 53/55 мм, однако в этом случае не обеспечивался номинальный режим на минимальной частоте вращения 6600 мин^{-1} и был осуществлен возврат к прежним размерам. В итоге окончательный (четвертый) вариант имеет следующие параметры: наружный диаметр 220 мм; диаметр расточки статора 174 мм; длина воздушного зазора 0,6 мм; активная длина якоря/индуктора 58/60 мм. Удельная масса для этого варианта 0,419 кг/кВА.

На следующем этапе было проведено оптимальное проектирование возбуждителя исходя из параметров спроектированного основного генератора. Размеры полюсов и зубцов якоря и индуктора выбирались исходя из того, чтобы индукция в них не превышала 2,5 Тл.

В первоначальном варианте возбудитель предполагалось разместить непосредственно на валу, а вращающийся выпрямитель – внутри вала. Основные размеры: наружный диаметр 146 мм; диаметр расточки статора 108,2 мм; длина воздушного зазора 0,8 мм; активная длина якоря/индуктора 34,6 мм.

Во втором варианте якорь возбудителя был размещен в специальной ступице, в которой также были установлены выпрямительные диоды. Такое решение позволило существенно сократить активную длину возбудителя практически в два раза.

После предварительной компоновки генератора ГСР-40НЧ с помощью 3D-моделирования был проведен еще два итерационных расчета, причем последний вариант позволяет осуществлять установку в корпус генератора полностью собранный ротор с основным генератором и возбудителем.

Окончательный вариант возбудителя имеет следующие параметры: наружный диаметр 203 мм; диаметр расточки статора 158,1 мм; активная длина якоря/индуктора 14/13 мм.

В ходе дальнейшего проектирования был спроектирован генератор управления (подвозбудитель) и разработана полная 3D-модель синхронного генератора ГСР-40НЧ (рисунок 4.1). На ее основе были проведены все прочностные, тепловые и вентиляционные расчеты. Полная масса машины составила 33,5 кг.

Результаты проведенных расчетов показали, что генератор обеспечивает достаточные тепловые параметры и требования механической прочности, оговоренные в ТЗ на изделие.

На заключительном этапе проектирования была произведена параметрическая оптимизация конструкции генератора методом перебора определенных для этой цели геометрических параметров в 3D-модели машины.

Поиск оптимальных вариантов машины в отношении конструктивной массы осуществлялся итерационными циклами, в состав которых были внесены прочностные расчеты всей машины методом конечных элементов. Результаты оптимизации конструкции приведены в таблице 4.1, рисунке 4.2.

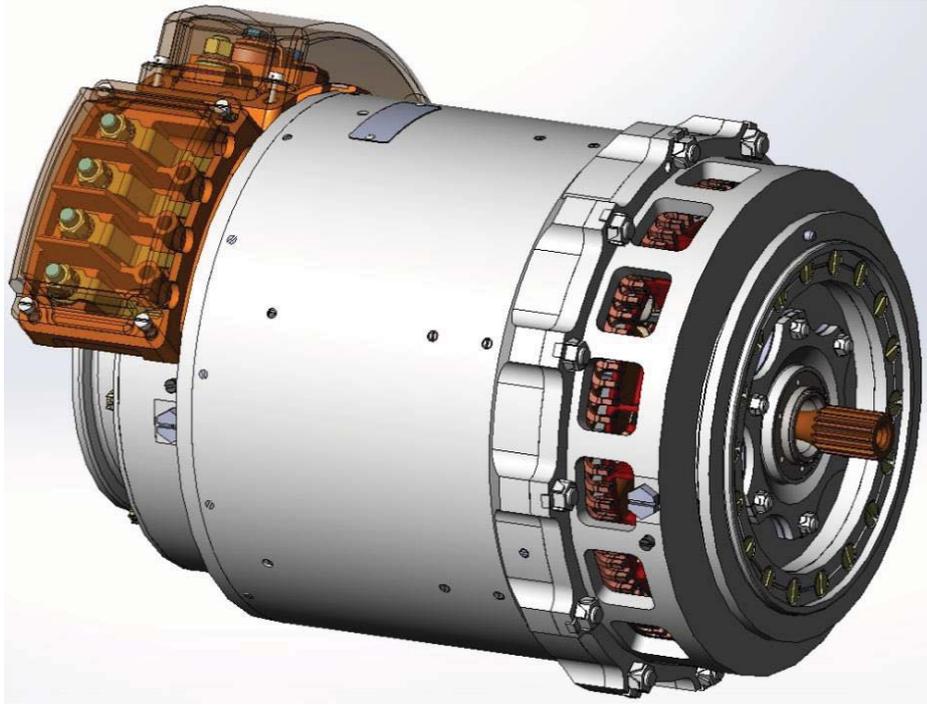


Рисунок 4.1 – Полная 3D-модель синхронного генератора ГСР-40НЧ

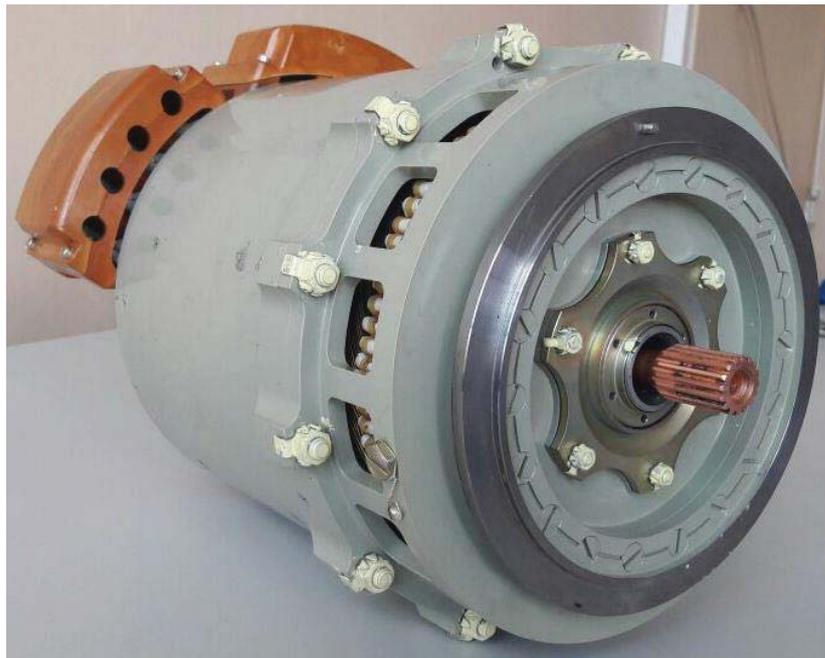


Рисунок 4.2 – Первый опытный образец синхронного генератора ГСР-40НЧ, изготовленный в АО «УАПО»

Таким образом, в результате оптимизации конструкции синхронного генератора ГСР-40НЧ, новая 3D-модель которого изображена на рисунке 4.3, удалось дополнительно снизить массу машины практически на 1,7 кг.

Таблица 4.1 – Результаты оптимизации конструкции ГСР-40НЧ

Деталь	Исходная масса, кг	Полученная масса, кг	Разность, кг	Примечание
Корпус 8E8.034.244	1,789	1,525	0,264	Уменьшена длина на 10 мм
Щит 8E8.054.160	2,040	1,778	0,262	Изменена конструкция
Щит 8E8.054.169	1,362	1,237	0,125	
Фланец 8E8.230.667	0,871	0,612	0,259	30ХГСА заменен на ВТ6
Цапфа 8E8.216.018	0,808	0,427	0,381	30ХГСА заменен на ВТ6; уменьшена длина на 16мм
Цапфа 8E8.216.019	0,462	0,251	0,211	30ХГСА заменен на ВТ6
Статор возбудителя 8E6.667.488	1,322	1,230	0,092	Уточнен вес обмотки статора
Гайки 8E8.939.157, 8E8.939.159 и втулка 8E8.220.414	0,234	0,130	0,104	30ХГСА заменен на ВТ6
Масса генератора, кг	33,5	31,802	1,698	

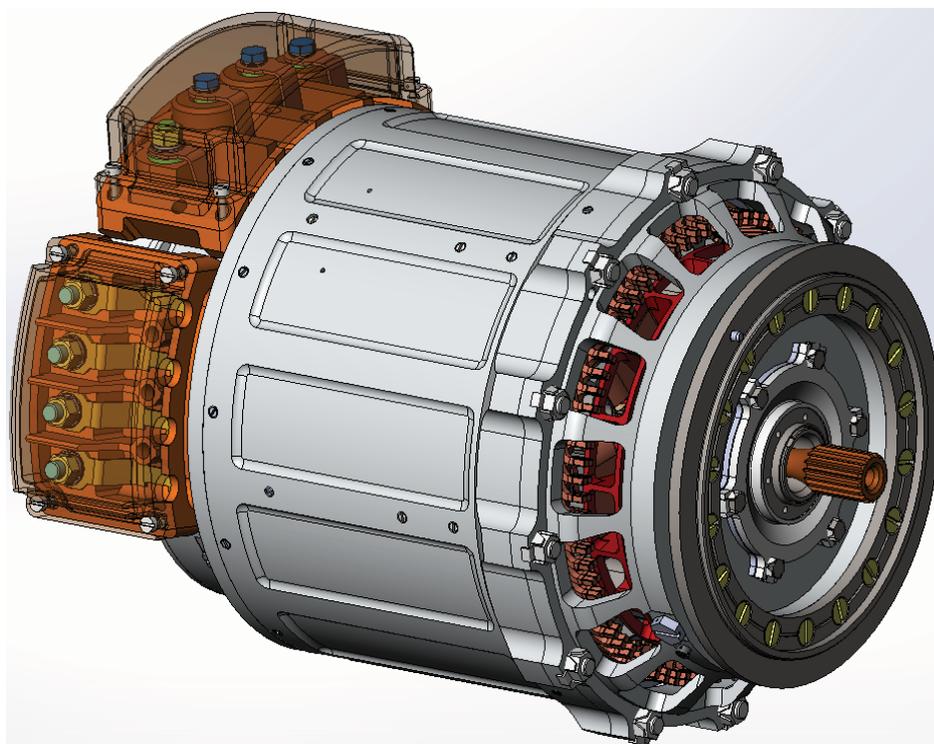


Рисунок 4.3 – Оптимизированная 3D-модель синхронного генератора ГСР-40НЧ

Хотелось бы отметить, что в результате оптимального проектирования масса нового синхронного генератора ГСР-40НЧ (31,8 кг) практически стала такой же, как и у серийного генератора ГТ40ПЧ8Б (31 кг). Однако при этом новый генератор ГСР-40НЧ, в отличие от серийного генератора, обеспечивает номинальную мощность 40 кВА при частоте вращения 6500 мин^{-1} .

Для решения задачи синтеза системы генерирования Ил-112В на основе генератора ГСР-40НЧ была адаптирована разработанная имитационно-динамическая модель системы генерирования в среде, рассмотренной выше. В этой модели подключение основного генератора на нагрузку происходит через фидер, в начале и конце которого стоят трехфазные измерители тока и напряжения в цепи (рисунок 4.4). Далее фидер подключается к линейному контактору, работа которого определяется триггером и настроена на включение после 0,15 с.

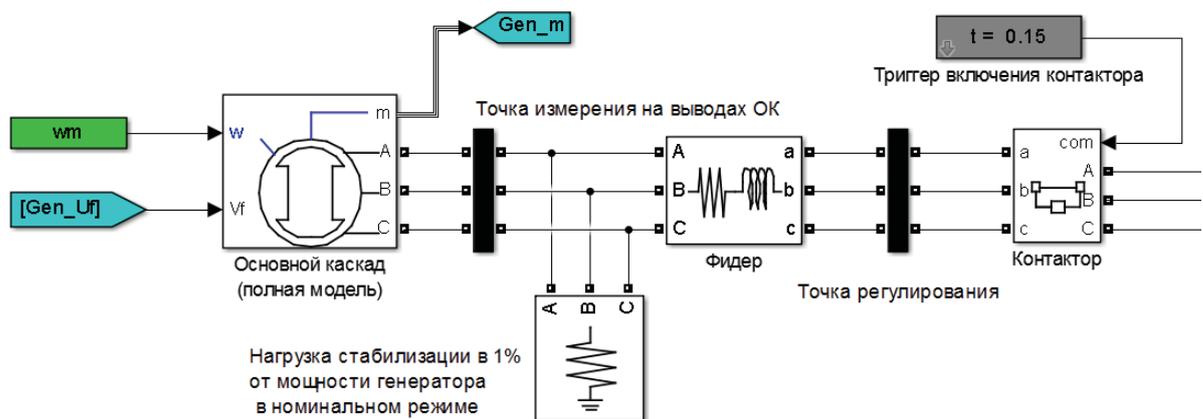


Рисунок 4.4 – Схема подключения основного каскада ГСР-40НЧ к СЭС Ил-112В

Модель возбuditеля, нагрузкой которого является обмотка возбуждения основного генератора, работает следующим образом. К трем фазам каскада подключен блок трехфазного диодного выпрямителя. Выпрямленное напряжение подается на параллельную цепь, в одной ветви которой стоит эквивалент активного сопротивления обмотки возбуждения основного генератора, в другой ветви – управляемый источник тока для эмуляции реакции якоря в основном генераторе (рисунок 4.5). Реакции якоря определяются как разница тока в ветви активного сопротивления и настоящего тока в обмотке возбуждения.

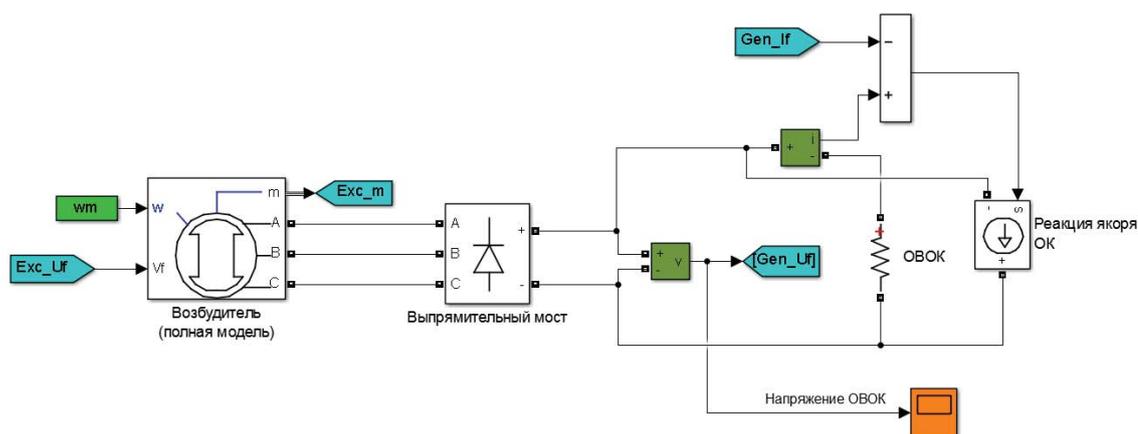


Рисунок 4.5 – Модель реализации работы возбудителя
на обмотку возбуждения основного генератора

Подключение подвозбудителя происходит через блок регулирования защиты и управления БРЗУ-115ПЧ, где вырабатываемая мощность каскада преобразуется в регулируемый ток возбуждения возбудителя.

Для обеспечения требований по качеству переходных процессов, система регулирования была реализована на основе ПИД-регулятора с компаундированием по току нагрузки [43]. Параметры регулятора были получены методом Монте-Карло и представлены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Параметры регулятора напряжения БРЗУ-115ПЧ

Название параметра	Значение
Коэффициент усиления пропорционального звена.	2,31
Коэффициент усиления суммирующего звена	1,961e+02
Коэффициент усиления разностного звена	5,0
Предел управляющего воздействия	300
Коэффициент усиления по току нагрузки	0,28
Стартовая скважность ШИМ2	0,18
Частота дискретизации ПСР-вычислителя	2000 Гц

Результаты динамического моделирования работы системы генерирования с генератором ГСР-40НЧ при холостом ходе, при включении двукратной нагрузки и ее отключении приведены на рисунке 4.6. На этом рисунке изображены изменения мгновенного напряжения фазы А основного генератора (а), значение тока фазы А (б), а также управляющее воздействие регулятора (в) и ошибка регулирования (г).

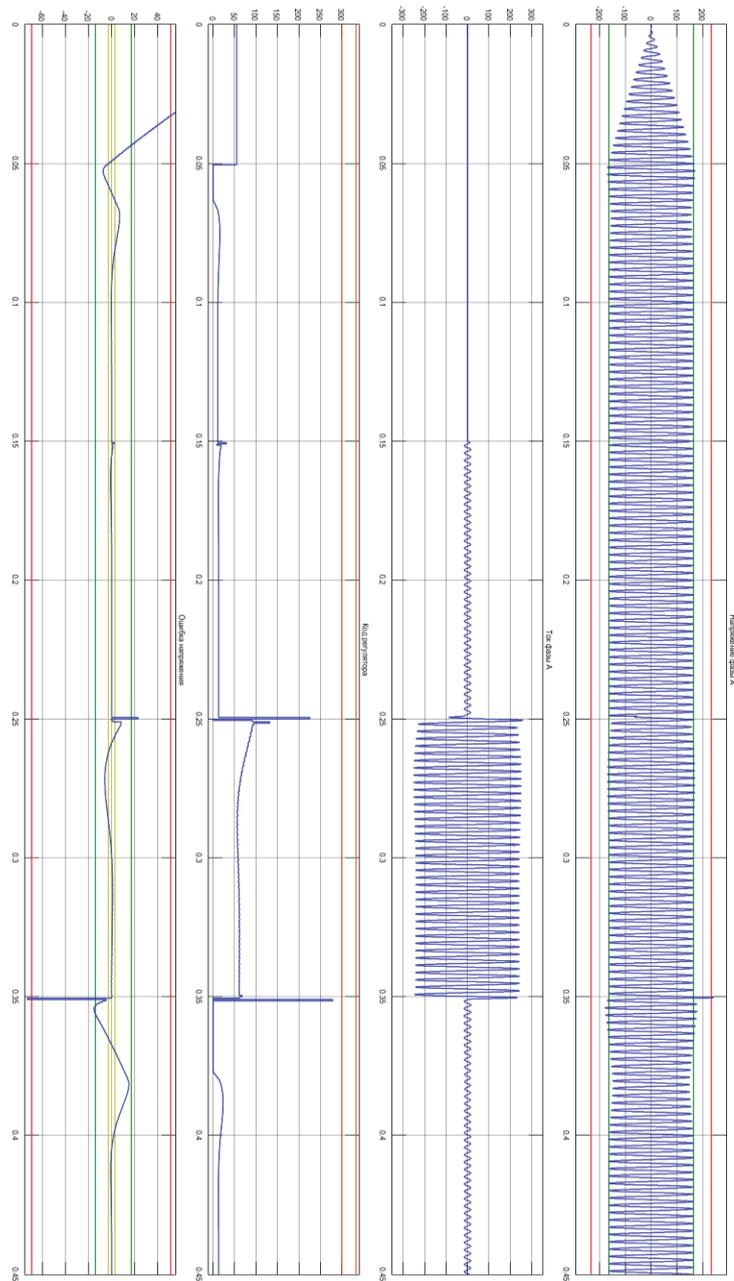


Рисунок 4.6 – Результаты динамического моделирования системы генерирования с генератором ГСР-40НЧ и блоком БРЗУ-115ПЧ

Для объективной оценки точности моделирования было произведено сравнение результатов динамического моделирования системы генерирования на основе генератора ГСР-40НЧ с его расчетными параметрами, полученными при моделировании в системе конечно-элементного анализа, для установившегося режима. В таблице 4.3 представлены результаты расчетов токов в программе Matlab/Simulink и результаты конечно-элементного моделирования в среде.

Таблица 4.3 – Результаты моделирования установившихся режимов

Ток фазы основного генератора, А		Ток возбуждения основного генератора, А		Ток возбуждения возбудителя, А	
MatLab Simulink	Maxwell (Ansys)	MatLab Simulink	Maxwell (Ansys)	MatLab Simulink	Maxwell (Ansys)
107	111	15	16,2	2,7±0,4	2,7
171	167	21,367	22,2	4±0,5	4,0
214	222	25,738	28,7	4,7±0,7	5,0

Результаты динамического моделирования показывают, что максимальное отклонение параметров не превышает 10%, вследствие чего модель регулятора принята для программной реализации цифрового блока БРЗУ-115ПЧ для системы генерирования СГ-115-112 совместно с опытным образцом генератора ГСР-40НЧ (рисунок 4.7).

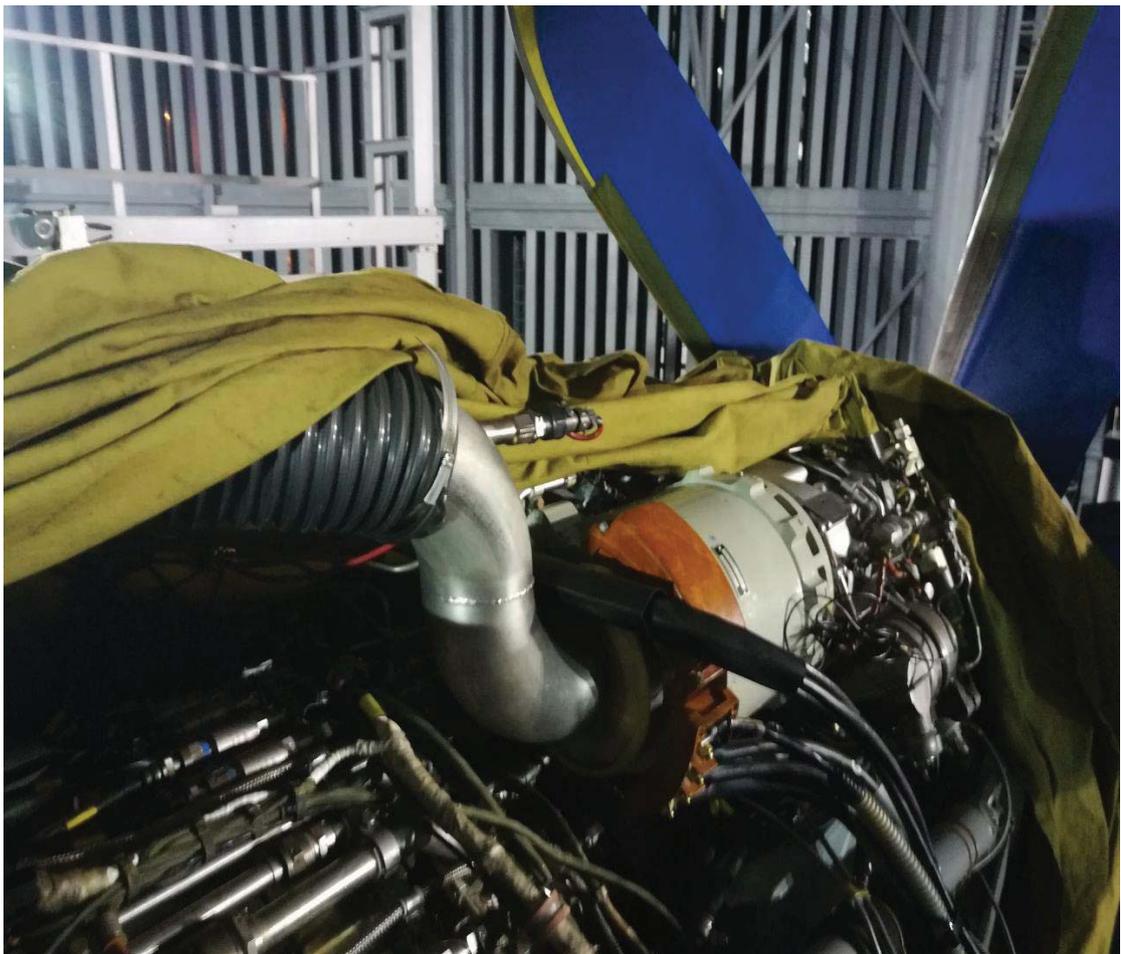


Рисунок 4.7 – Опытный образец синхронного генератора ГСР-40НЧ № 170503 на испытательном стенде двигателя ТВ7-117СТ

При испытаниях первого системы генерирования с опытным образцом ГСР-40НЧ № 170501 получены мгновенные значения фазных напряжений на холостом ходу при частоте вращения 8000 мин^{-1} (рисунок 4.8). Испытания показали, что в выходном напряжении генератора присутствуют 5-я и 7-я гармоники (рисунок 4.9), амплитуды которых незначительны. Коэффициент нелинейных искажений $\text{КНИ} = 3,09\%$ при токе возбуждения $1,5 \text{ А}$ и выходном напряжении 133 В , что укладывается в требования по качеству электроэнергии. Коэффициент амплитуды $1,50$.

Дополнительно построены графики одного периода выходного напряжения в абсолютных единицах для различных токов возбуждения (рисунок 4.10), которые показывают, что при дальнейшем насыщении генератора гармонический состав существенно не изменяется. Поэтому по результатам испытаний на холостом ходу был сделан вывод о том, что напряжение соответствует [26] (не более 5%) в части присутствия высших гармонических.

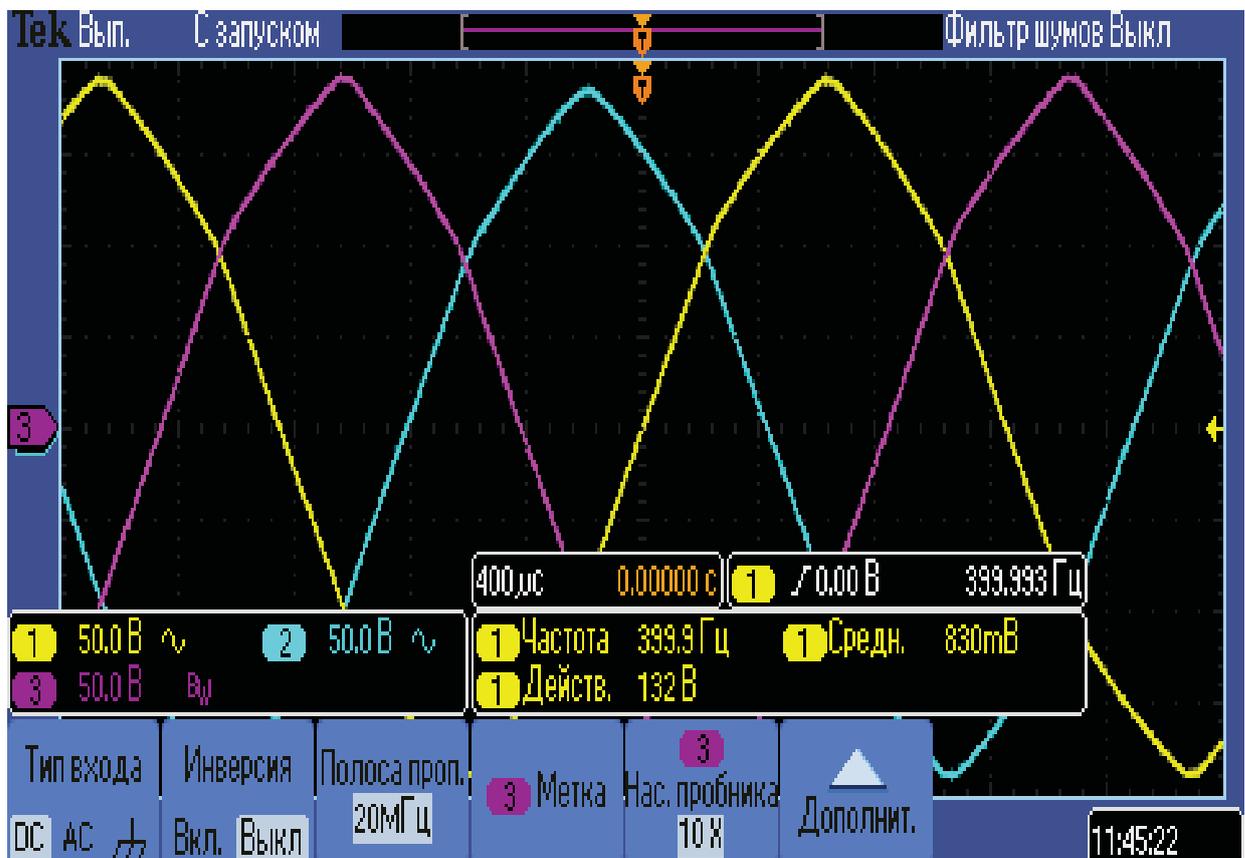


Рисунок 4.8 – Осциллограммы фазных напряжений ГСР-40НЧ при частоте вращения 8000 мин^{-1}

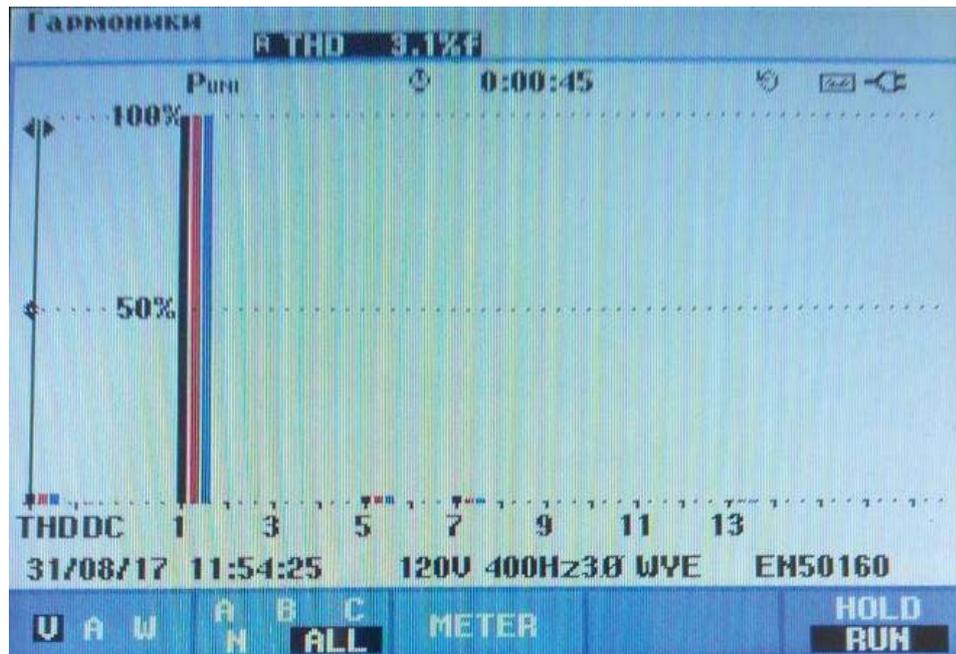


Рисунок 4.9 – Спектр мгновенного значения напряжения фазы ГСР-40НЧ при частоте вращения 8000 мин^{-1}

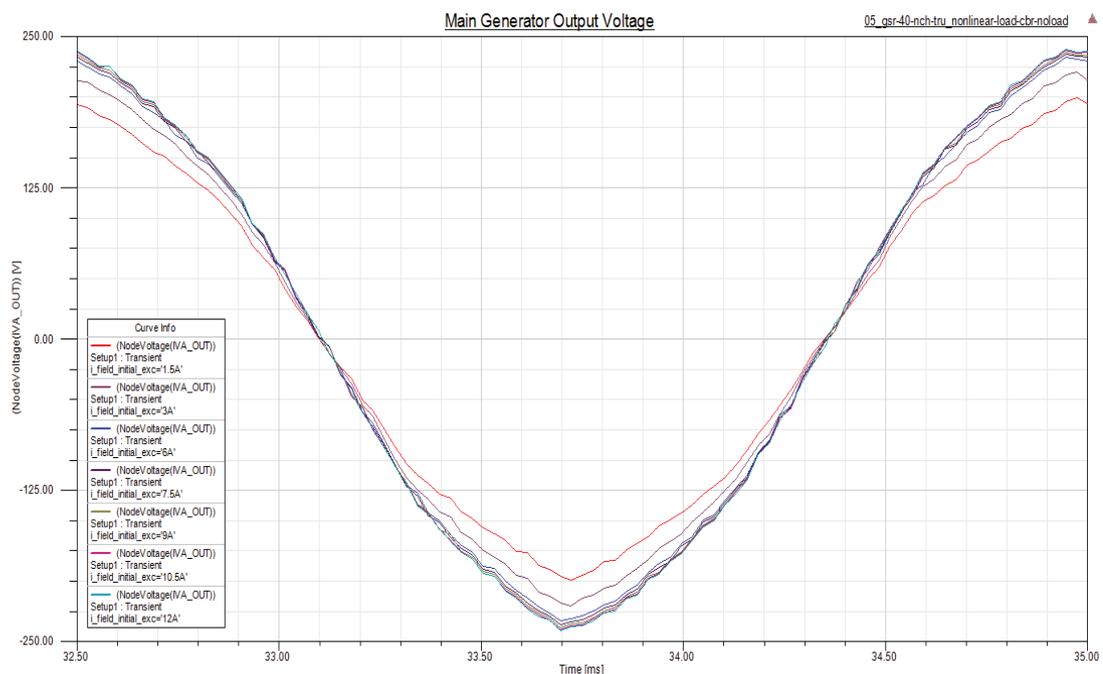
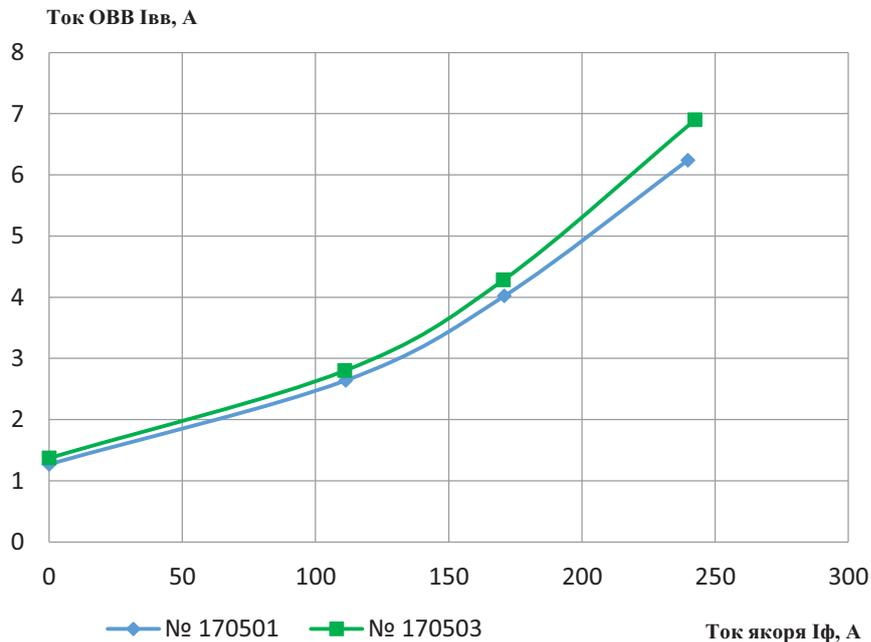


Рисунок 4.10 – Форма мгновенного значения напряжения фазы ГСР-40НЧ при частоте вращения 8000 мин^{-1}

Функциональные испытания генератора ГСР-40НЧ в объеме приемосдаточных испытаний приведены в таблице 4.4 (для двух генераторов). По результатам испытаний построена регулировочная характеристика, изображенная на рисунке 4.11.

Таблица 4.4 – Результаты приемосдаточных испытаний ГСР-40НЧ

Режимы	n , мин ⁻¹	f , Гц	$I_{ОВВ}$, А	U_{ϕ} , В	I_{ϕ} , А	P , кВА
ГСР-40НЧ № 170501						
Номинальный	6600	330	3,47	115,7	111,5	38,70
Холостой ход	7600	380	1,27	115	0	0
Номинальный	7600	380	2,64	115,2	111,3	38,47
1,5 Номинального	7600	380	4,02	115,8	170,9	59,37
2,0 Номинального	7600	380	6,24	116,3	239,8	83,67
Номинальный	8000	400	2,54	115,3	112,2	38,81
Номинальный	8800	440	2,33	115,5	111,4	38,60
Номинальный	9270	463,5	2,25	115,7	111,4	38,67
ГСР-40НЧ № 170503						
Номинальный	6600	330	3,55	116,8	118	41,35
Холостой ход	7600	380	1,37	115	0	0
Номинальный	7600	380	2,8	115,4	111	38,43
1,5 Номинального	7600	380	4,28	115,7	170,5	59,18
2,0 Номинального	7600	380	6,9	118,8	242,5	86,43
Номинальный	8000	400	2,67	115,3	111,5	38,57
Номинальный	8800	440	2,45	115,2	111,5	38,53
Номинальный	9270	463,5	2,22	114,8	111	38,23

Рисунок 4.11 – Регулировочная характеристика ГСР-40НЧ при 7600 мин⁻¹

Испытания ряда опытных образцов генераторов ГСР-40НЧ №№ 170501– 171006 показали, что основные параметры практически совпадают с расчетными аналогами, а основные характеристики и показатели соответствуют требованиям ТЗ и ГОСТ.

4.2. Проектирование высокооборотного синхронного трехкаскадного генератора ГСР-90/120 для самолетов типа МС-21

Разработанная методология оптимального проектирования авиационных высокооборотных генераторов с электромагнитным возбуждением была в полной мере реализована при проектировании экспериментального образца высокооборотного синхронного генератора для самолета типа МС-21 по Техническим требованиям ПАО «Иркут» № 21.7000-3 от 2013 г. в ходе реализации Государственной программы «Развитие авиационной промышленности России на 2013–2025 годы» [12].

Синхронный генератор ГСР-90/120 переменного тока с электромагнитным возбуждением предназначен для работы в основном канале генерирования системы электроснабжения самолета типа МС-21 без привода постоянных оборотов. Генератор может устанавливаться на маршевый двигатель типа ПД-14 на коробку самолетных агрегатов. Присоединительные размеры экспериментального образца генератора ГСР-90/120 были спроектированы по ОСТ1 00371. Отдельное исполнение может также устанавливаться в Q.A.D. 2015.05. на двигателе типа Роллс-Ройс.

Согласно техническим требованиям, генератор должен производить электроэнергию с параметрами качества, соответствующими [26,46]. Диапазон частот вращения 10800...24000 мин⁻¹. Номинальные значения выходных параметров генератора:

- а) напряжение фазное – 115 В;
- б) частота – 360...800 Гц;
- в) мощность – 120 кВА;
- г) число фаз – 3;
- д) коэффициент мощности – 0,8...1,0 (отстающий);
- е) соединение фаз – звезда с выведенной нейтралью на корпус;
- ж) порядок чередования фаз – прямой А-В-С.

Направление вращения генератора – по часовой стрелке со стороны

присоединительного фланца. Генератор должен быть устойчивым к воздействию внешних факторов согласно требованиям КТ-16G [27]. Кроме того, генератор ГСР-90/120 должен обеспечивать нагрузки:

120 кВА ($\cos\varphi=0,8-1,0$) длительно в течение всего ресурса;

135 кВА ($\cos\varphi=0,8$) в течение 5 мин, по 2 раза на каждые 100 ч ресурса;

180 кВА ($\cos\varphi=0,8$) длительностью до 5 с, по 2 раза на каждые 500 ч ресурса.

При этом генератор должен обеспечивать ток «сквозного» короткого замыкания кратностью не менее 3-х от номинального значения в течение 10 с.

Система охлаждения генератора – нагнетательно-жидкостная. Генератор работоспособен при охлаждении синтетическим маслом типа ИПГ-10 в диапазоне температур окружающего воздуха от -60 до $+60$ °С.

После детального анализа требований для генератора ГСР-90/120 была выбрана классическая конструкция, принятая для бесконтактных трехкаскадных синхронных генераторов с вращающимися выпрямителями. Такие генераторы не содержат электрических элементов, которые при воздействии полей высокой интенсивности могут давать сбои в работе, приводящие к нарушению работоспособности или функционирования и которым присущи также следующие особенности [40]:

- концентрическое многослойное расположение элементов машины;
- бифилярный характер обмоток с четным количеством (по числу полюсов) катушек обмоток с чередующимися направлениями намотки.

Эти особенности конструкции приводят к тому, что такая электрическая машина не является восприимчивой к воздействиям высокочастотной энергии.

В соответствии с разработанной методологией проектирование генератора осуществлялось путем параметрического поиска оптимального варианта основного генератора. Для этого был проведен анализ главных размеров серийных генераторов (таблица 4.5), на основании которого были определены главные размеры проектируемой машины, близкие к размерам серийных генераторов стабильной частоты. Диаметр ротора выбран равным 135 мм, активная длина – 99 мм.

Таблица 4.5 – Главные размеры серийных генераторов типа ГТ

Генератор	Диаметр ротора, мм	Активная длина ротора, мм	Число полюсов
ГТ60НЖЧ12Т	114	52	4
ГТ60НЖЧ12КВ	114	52	4
ГТ90НЖЧ12К	132,5	65	4
ГТ90НЖЧ12НМ	132,5	91	4
ГТ120НЖЧ12	132,5	82	4

Исходя из требуемой прочности бочки ротора на максимальной частоте вращения, был выбран индуктор неявнополюсной конструкции. При этом рассматривались два варианта: ротор с полностью закрытыми пазами и ротор с открытыми пазами и титановыми клиньями (рисунок 4.12). Оценочные прочностные расчеты показали, что на угонной частоте вращения коэффициент запаса прочности составляет не менее 1,5 для обоих вариантов. Такой запас прочности получен только для листов ротора, изготовленных из сплава Vacodur S plus. В то же время пакет стали индуктора с открытыми пазами и титановыми клиньями при заданных главных размерах имеет массу 7,5 кг, а такой же пакет индуктора с закрытыми пазами – 7,8 кг. Кроме того, в пакет индуктора с открытыми пазами укладывать обмотку возбуждения более технологично, поэтому для проектирования генератора был выбран этот вариант. При этом необходимо отметить, что для обмоток возбуждения и якоря основного генератора выбраны обмоточные провода из прямоугольного провода, что обеспечивает максимальный коэффициент заполнения паза при лучшем отводе тепла из пазовой части по сравнению с проводом круглого сечения.

Электромагнитный расчет основного генератора был произведен по методике, основанной на общей теории электрических машин и методике расчета синхронных генераторов [58].

При этом в ходе расчета варьировались такие параметры, как число пазов на полюс и фазу в пределах от 4 до 8 с шагом 0,5 и величина рабочего зазора – в пределах от 0,75 до 1,5 мм. Основные геометрические размеры и параметры основного генератора, полученные в результате проектировочного электромагнитного расчета, приведены в таблице 4.6.

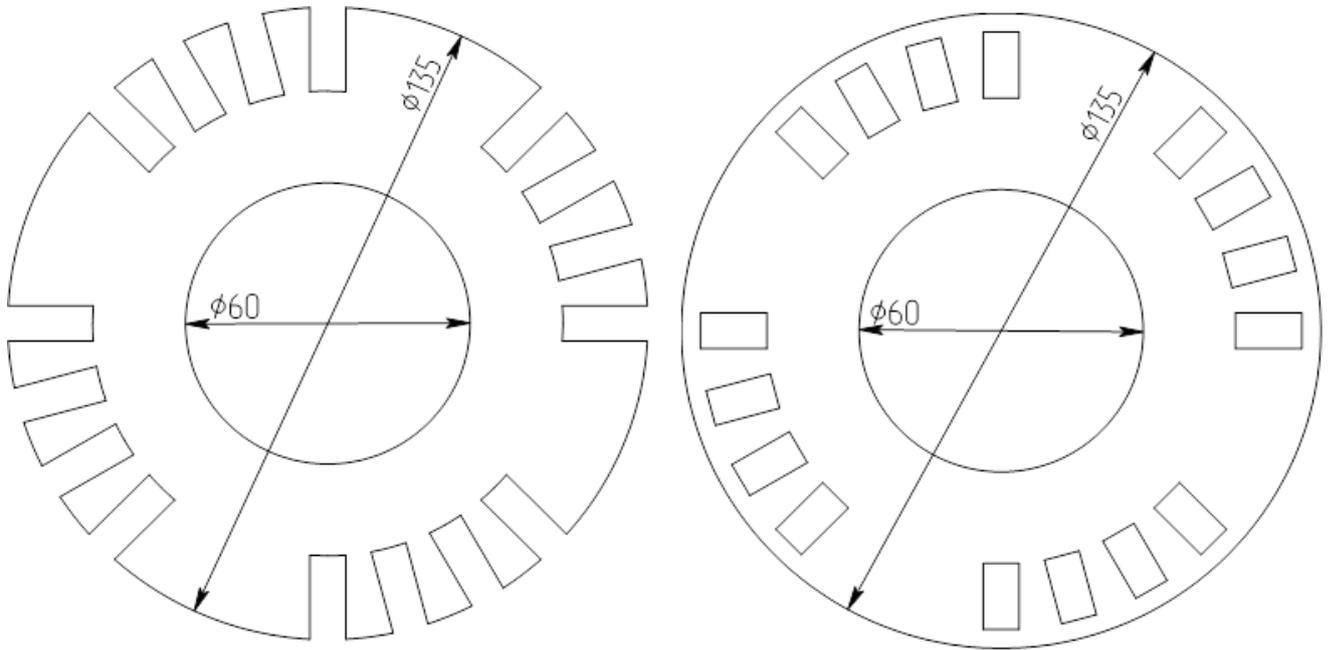


Рисунок 4.12 – Индукторы роторов с открытыми и закрытыми пазами

Таблица 4.6 – Проектировочные параметры генератора ГСР-90/120

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ			
Мощность	$S_{ном}$	ВА	120
Напряжение	U	В	120
Ток якоря	$I_{я}$	А	333,3
Частота сети	f	Гц	360/800
Частота вращения ротора	n	-	10800/24000
Число фаз	m	-	3
Число пар полюсов	p	-	2
Коэффициент мощности	$\cos \varphi$	-	0,8
Сталь якоря		49К2ФА	
Сталь индуктора		Vacodur S Plus	
Провод якоря и индуктора		ПНЭТП	
ОСНОВНЫЕ РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ			
Диаметр якоря по зубцам (расточка)	D_a	м	0,138
Диаметр якоря по спинке	D_{ja}	м	0,200
Диаметр индуктора	$D_{и}$	м	0,135
Диаметр вала	$D_{в}$	м	0,06
Длина пакета якоря	l_a	м	0,095
Длина пакета индуктора	l_p	м	0,099
Полюсное деление	τ	м	0,106
Рабочий зазор	δ	м (мм)	0,0015 (1,5)
Коэффициент полюсного перекрытия (конструктивный)	α_p	-	0,8

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
Число пазов на полюс и фазу	q	-	7,0
Число витков фазы	w	-	14
Шаг обмотки	y	-	14 (1 – 15)
РАСЧЕТНЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ			
Коэффициент полюсного перекрытия (расчетный)	α_i	-	0,87
Коэффициент распределения	K_p	-	0,956
Коэффициент укорочения	K_y	-	0,866
Коэффициент скоса	$K_{ск}$	-	0,999
Коэффициент обмотки якоря	K_w	-	0,827
Число проводников в пазу ОЯ	N	-	4,0
Число параллельных ветвей	a_1	-	2
Число параллельных проводов	a_2	-	2
Площадь проводника обмотки якоря	$Q_{мя}$	m^2	$3,335 \cdot 10^{-6}$
Размеры голого провода ОЯ	$a_r \times b_r$	$m \times m$	0,001 x 0,00355
Размеры изолированного провода ОЯ	$a_{из} \times b_{из}$	$m \times m$	0,00114 x 0,00371
Средняя длина витка ОЯ	$L_{ср}$	m	0,437
Сопротивление фазы обмотки якоря (20)	R_a	Ωm	0,0083
ПАЗ И ЗУБЕЦ			
Число зубцов якоря	z	-	84
Ширина паза	$b_{п}$	m	0,0032
Высота зубца	h_z	m	0,0103
Высота шлица паза	$h_{ш}$	m	0,001
Площадь паза	$S_{п}$	m^2	$2,88 \cdot 10^{-5}$
Ширина зубца в верхней части	b_{z1}	m	0,0024
Ширина зубца в нижней части	b_{z2}	m	0,00206
Высота ярма якоря	h_{ja}	m	0,021
РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ ИНДУКТОРА			
Число витков обмотки возбуждения	w_B	-	60
Размеры голого провода ОБ	$a_{гов} \times b_{гов}$	$m \times m$	$0,9 \cdot 10^{-3} \times 2,0 \cdot 10^{-3}$
Размеры изолированного провода ОБ	$a_{изов} \times b_{изов}$	$m \times m$	$1,06 \cdot 10^{-3} \times 2,16 \cdot 10^{-3}$
Число виртуальных пазов	Z_p	-	24
Число обмотанных пазов	Z_{op}	-	16
Число катушек на полюс	N_k	-	2
Высота зубца индуктора	$H_{пи}$	m	0,0179
Ширина паза индуктора	$B_{пи}$	m	0,0076
Высота шлица над пазом индуктора	$H_{ши}$	m	0,0039
Ширина шлица над пазом индуктора	$B_{ши}$	m	0,01
Средняя длина витка ОБ	$L_{сров}$	m	0,321
Сопротивление фазы обмотки возбуждения (20)	R_B	Ωm	0,676
Число стержней демпфера на полюс	ND	-	6,0
Диаметр отверстия для стержня	$D_{отвд}$	m	3,25
Диаметр стержня демпфера	$D_{стд}$	m	3,0
МАССА АКТИВНЫХ ЧАСТЕЙ ГЕНЕРАТОРА			
Масса стали активных материалов	$G_{стакт}$	$кг$	18,23
Масса меди активных материалов	$G_{макт}$	$кг$	4,82
Масса активных материалов основного генератора	$G_{акт}$	$кг$	23,05

Характеристики холостого хода основного генератора ГСР-90/120 получены для предельных частот вращения ротора 10800 и 24000 мин⁻¹ (рисунки 4.13, 4.14).

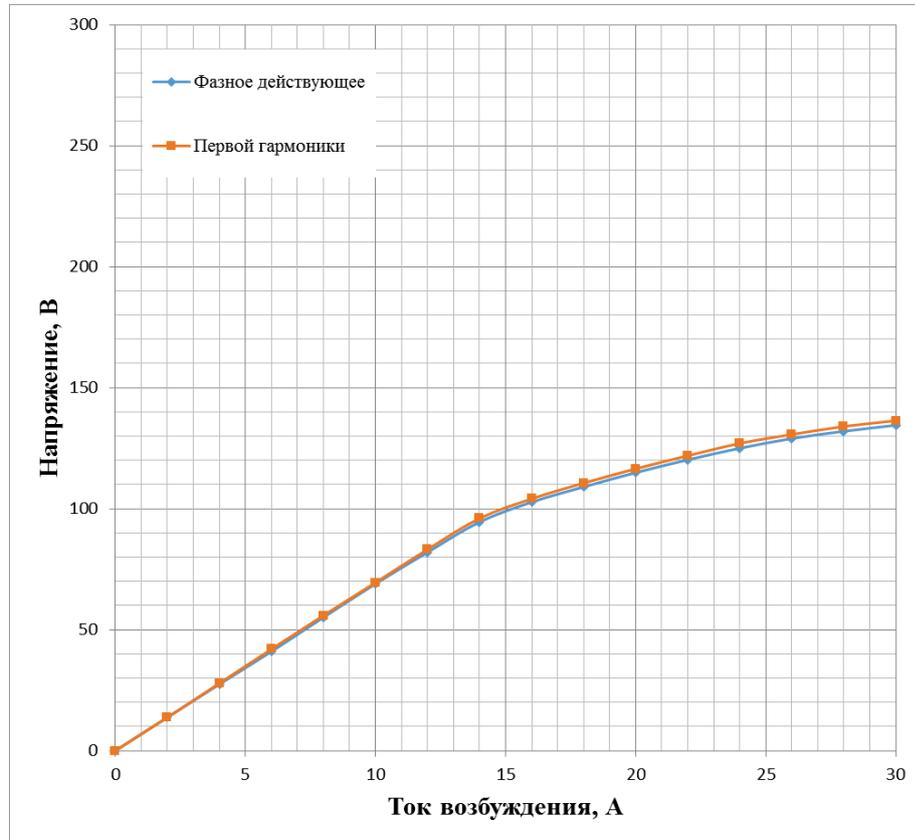


Рисунок 4.13 – Характеристика холостого хода при $n = 10800$ мин⁻¹

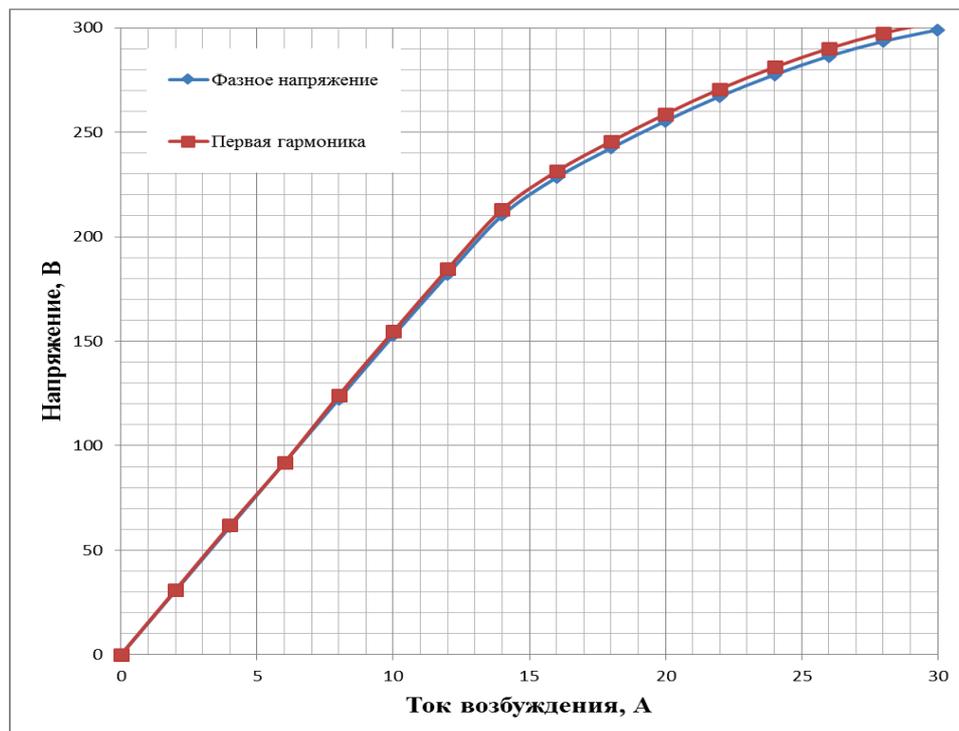


Рисунок 4.14 – Характеристика холостого хода при $n = 24000$ мин⁻¹

По данным проектировочного электромагнитного расчета (таблица 4.6) был разработан эскиз расточки основного генератора, приведенный на рисунке 4.15, и проведены поверочные расчеты для частоты вращения 10800 мин^{-1} (таблица 4.7). Поверочные расчеты наиболее сложных в магнитном отношении режимов работы для наименьшей рабочей частоты показали, что активного объема основного генератора достаточно для их реализации.

Таблица 4.7 – Поверочный расчет при частоте вращения 10800 мин^{-1}

Параметр	Номинальный режим	135 кВА	180 кВА	3-кратное КЗ
Напряжение фазы U_n , В	120,0	120,0	120,0	0
Ток фазы статора, I_f , А	333,3	375,0	500,0	1000,0
Плотность тока якоря, A/m^2	25,0	28,1	37,48	75,0
Мощность полная, кВА	120	135,0	180,0	0,0
Сумма основных потерь, кВт	12,16	11,67	23,62	31,572
КПД, %	90,8	90,3	88,4	-
Ток возбуждения I_v , A/mm^2	56,7	62,2	80,5	79,8
Плотность тока возбуждения, A/m^2	31,75	34,56	44,4	44,33
Напряжение возбуждения U_v , В	83,9	90,8	112,0	123,3

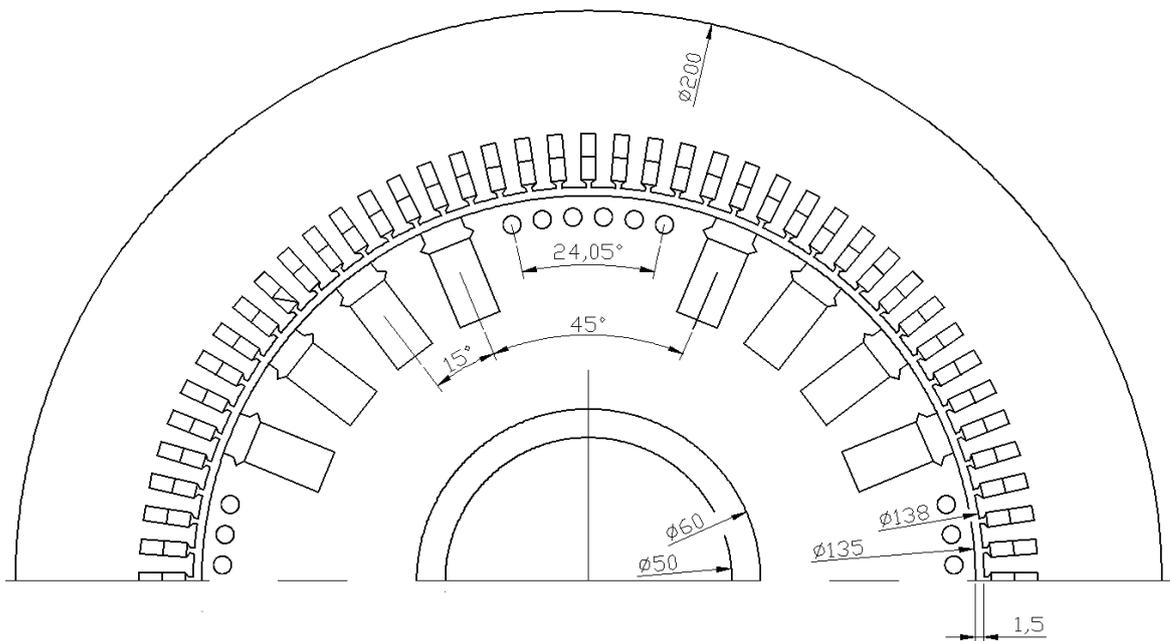


Рисунок 4.15 – Эскиз активной зоны основного генератора ГСР-90/120

Для исследования глубины регулирования напряжения спроектированной машины были рассчитаны регулировочные характеристики ГСР-90/120. Регулировочные характеристики получены путем моделирования режимов

работы генератора [43] для частот вращения ротора 10800, 12000, 16000, 20000 и 24000 мин^{-1} при нагрузке генератора равной 0,5, 1,0, 1,25, 1,5 от номинальной и приведены на рисунке 4.16.

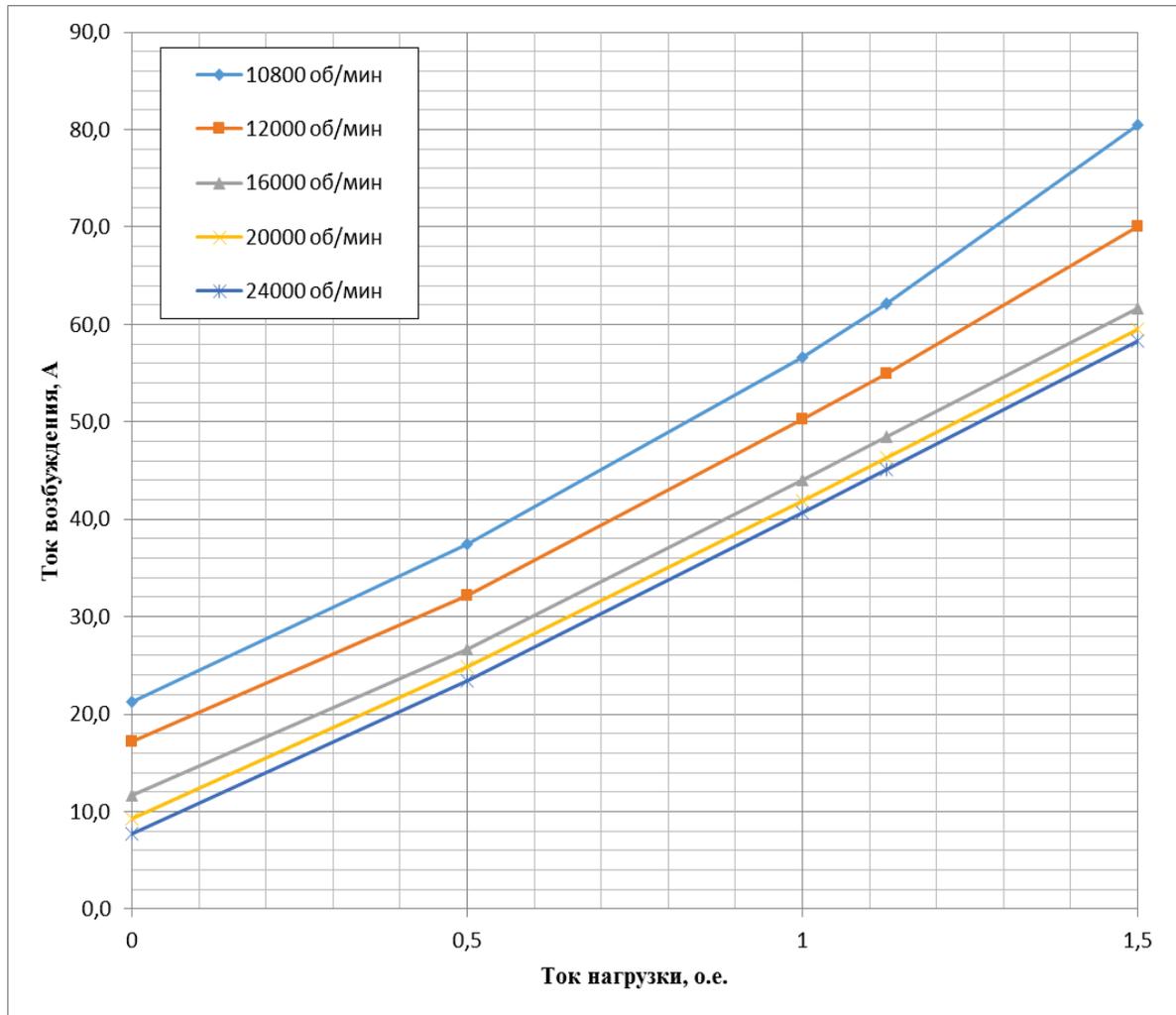


Рисунок 4.16 – Расчетные регулировочные характеристики основного генератора ГСР-90/120

Исходными параметрами для проектирования возбудителя как обращенной электрической машины, работающей на выпрямительную нагрузку были приняты постоянные напряжения и ток возбуждения на выходах вращающегося выпрямителя для режима работы на частоте вращения 10800 мин^{-1} , которые приведены в таблице 4.8. В качестве выпрямителя в проектируемом синхронном генераторе применяется блок вращающихся выпрямителей, собранный по

двухполупериодной схеме Ларионова с коэффициентами выпрямления по напряжению 2,34 и по току – 0,8.

Таблица 4.8 – Проектировочные параметры возбудителя

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ			
Мощность	$S_{ном}$	Вт	12,2
Напряжение	U	В	69,3
Ток якоря	$I_{я}$	А	75,0
Частота сети	f	Гц	720/1600
Частота вращения ротора	n	-	10800/2400
Число фаз	m	-	
Число пар полюсов	p	-	4
Коэффициент мощности	$\cos \varphi$	-	1,0
Сталь якоря	Vacodur S Plus		
Сталь индуктора	49К2ФА		
Провод якоря и индуктора	ПНЭТП		
ОСНОВНЫЕ РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ			
Диаметр якоря по зубцам (расточка)	D_a	м	0,092
Диаметр якоря по спинке (вала)	D_{ja}	м	0,06
Диаметр возбудителя по спинке индуктора (посадочный)	$D_{инв}$	м	0,142
Длина пакета якоря и индуктора	l_a	м	0,05
Полюсное деление	τ	м	0,0355
Рабочий зазор	δ	м (мм)	0,0008 (0,8)
Коэффициент полюсного перекрытия (конструктивный)	α_p	-	0,672
Число пазов на полюс и фазу	q	-	1
Число витков фазы	w	-	24
Шаг обмотки	y	-	3 (1 – 4)
РАСЧЕТНЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ			
Коэффициент полюсного перекрытия (расчетный)	α_i	-	0,722
Коэффициент распределения	K_p	-	1,0
РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ ЯКОРЯ			
ОБМОТОЧНЫЕ ДАННЫЕ			
Число зубцов якоря	z	-	24
Число проводников в пазу ОЯ	N	-	36
Число параллельных ветвей	a_1	-	1
Число параллельных проводов	a_2	-	6
Площадь проводника обмотки якоря	$Q_{мя}$	м ²	$0,312 \times 10^{-6}$
Размеры голого провода ОЯ	d_r	м	0,00063
Размеры изолированного провода ОЯ	$d_{из}$	м	0,00069
Средняя длина витка ОЯ	L_{cp}	м	0,263
Сопrotивление фазы обмотки якоря (20)	R_a	Ом	0,059
ПАЗ И ЗУБЕЦ			
Ширина зубца	b_z	м	0,0052

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
Высота зубца	hz	м	0,0055
Высота паза	$hп$	м	0,0055
Высота шлица паза	$hш$	м	0,0006
Ширина паза в верхней части	$bп1$	м	0,0055
Ширина паза в нижней части	$bп2$	м	0,0063
Высота ярма якоря	hja	м	0,0081
СОПРОТИВЛЕНИЯ И РЕАКТАНСЫ			
Полное индуктивное сопротивление рассеяния	X_l	Ом	0,17
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_d	Ом	1,14
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_q	Ом	0,685
РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ ИНДУКТОРА			
Число витков обмотки возбуждения	w_B	-	90
Размеры голого провода ОБ	$da_{\text{ГОВ}}$	м	0,00112
Размеры изолированного провода ОБ	$da_{\text{ИЗОВ}}$	м	0,00128
Площадь проводника ОБ	$Q_{\text{МОВ}}$	м ²	$0,985 \times 10^{-6}$
Средняя длина витка ОБ	$L_{\text{СРОВ}}$	м	0,175
Сопротивление фазы обмотки возбуждения (20)	R_B	Ом	1,122
Длина полюсной дуги	bp	м	0,036
Высота полюса	hmn	м	0,0145
Высота сердечника полюса	hm	м	0,0127
Ширина сердечника полюса	bm	м	16,4
Высота полюсного наконечника	$hp1$	м	0,0018
Высота ярма индуктора	hj	м	0,0087
МАССА АКТИВНЫХ ЧАСТЕЙ ВОЗБУДИТЕЛЯ			
Масса стали активных материалов	$G_{\text{стакт}}$	кг	3,216
Масса меди активных материалов	$G_{\text{макт}}$	кг	0,868
Масса активных материалов	$G_{\text{акт}}$	кг	4,084

Поверочные расчеты возбуждителя, проведенные с помощью аналитических методов для частоты вращения 10800 мин^{-1} , сведены в таблицу 4.9. Результаты расчетов показывают, что в статических режимах максимальный ток возбуждения возбуждителя составляет почти 24 А. Из этого был сделан вывод о том, что для регулирования напряжения необходимо разработать новый подвозбудитель и новый регулятор напряжения. Максимальный ток возбуждения возбуждителя у серийных регуляторов напряжения не превышает 10 А, а напряжение возбуждения подвозбудителя – 30 В.

Таблица 4.9 – Поверочный расчет возбудителя

Параметр	Номинальный режим	135 кВА	180 кВА	3-кратное КЗ
Напряжение фазы U_n , В	43,8	47,4	58,4	67,0
Ток фазы якоря I_f , А	50,0	54,1	66,7	75,4
Плотность тока якоря, А/мм ²	26,71	28,9	35,63	40,28
Мощность полная, кВА	6,57	7,69	11,7	14,9
Сумма основных потерь, кВт	1,31	1,54	2,38	3,5
КПД, %	82,9	82,9	82,7	78,2
Ток возбуждения $I_{вв}$, А	13,8	14,9	19,0	23,7
Плотность тока возбуждения, А/мм ²	14,0	15,1	19,29	24,1
Напряжение возбуждения $U_{вв}$, В	27,9	30,2	38,3	47,8

Исследования показали, что, как правило, мощность возбуждения возбудителя не превышает 1,0 кВт на минимальной частоте вращения для номинального режима. Однако для исследований экспериментального образца генератора ГСР-90/12 и создания необходимого запаса мощности при изменении частоты вращения для подвозбудителя именно для этого генератора была принята расчетная мощность с трехкратным запасом по мощности – 3,75 кВА. Для последующих проектов, включая высокооборотный синхронный генератор с номинальной мощностью 250 кВА, применяются подвозбудители меньшей мощности.

Результаты проектировочного расчета подвозбудителя приведены в таблице 4.10. Эскиз расточки подвозбудителя изображен на рисунке 4.17.

Таблица 4.10 – Расчетные параметры подвозбудителя

Наименование физической величины	Обозначение	Расчетное значение
Максимальная мощность, кВА	$P_{ном}$	3,75
Номинальное фазное напряжение, В	$U_{фном}$	44
Частота вращения, мин ⁻¹	$n_{ном}$	10800/24000
Число полюсов	$2p$	8
Материал стали статора		Сталь 2412
Материал стали ротора		Нержавеющая сталь 12X18
Основные параметры постоянных магнитов		
Марка магнита		КС25ДЦ-240
Остаточная индукция, Тл	B_r	1,1
Коэрцитивная сила по индукции, А/м	$H_{св}$	780000
Высота магнита, м	h_m	0,0044
Ширина магнита (max/min), м	b_m	0,0125
Длина одного магнита, м	$l_{пм}$	0,023
Число магнитов на одном полюсе	$N_{пмп}$	1

Наименование физической величины	Обозначение	Расчетное значение
Основные геометрические размеры		
Диаметр ротора, м	D_p	0,0446
Диаметр расточки статора, м	D_a	0,046
Длина воздушного зазора, м	δ	0,0007
Полусное деление, м	τ	0,0175
Коэффициент полусного перекрытия	α	0,67
Активная длина, м	l_a	0,023
Диаметр вала ротора, м	D_B	0,03
Основные геометрические размеры статора		
Число зубцов статора	z	24
Ширина зубца, м	b_{z1}	0,00232
Ширина паза мах, м	b_{z1}	0,0048
Ширина паза зубца, м	$b_{п2}$	0,004
Высота зубца, м	h_z	0,0056
Конфигурация паза		трапецеидальный
Высота шлица, м	$h_{ш}$	0,0005
Ширина шлица, м	$b_{ш}$	0,0016
Высота шлица под клин, м	$h_{шк}$	0,0006
Высота ярма статора, м	$h_{jя}$	0,0064
Параметры обмотки статора		
Обмоточный коэффициент	K_o	0,955
Коэффициент воздушного зазора	K_δ	1,00
Число фаз	w	3
Соединение фаз		звезда
Число пазов на полюс и фазу полное	q	1
Число сторон секций в пазу	$N_{ст}$	2
Число параллельных ветвей	a_1	1
Число параллельных проводов	a_2	1
Число проводников в пазу	N_a	16
Число витков в фазе	w_ϕ	64
Марка провода		ПНЭТ имид
Размеры провода голого, м	d	0,0008
Размеры провода изолированного, м	$d_{из}$	0,000861
Коэффициент заполнения паза	$K_{зп}$	0,408
Средняя длина витка, м	L_B	0,111
Активное сопротивление фазы при 20 °С, Ом	R_a	0,252
Индуктивное сопротивление рассеяния фазы, Ом	X_s	0,465
Индуктивное сопротивление фазы по оси d, Ом	X_d	0,681
Индуктивное сопротивление фазы по оси q, Ом	X_q	0,703
Шаг по пазам	y	3 (1 - 4)
Массово-габаритные характеристики		
Масса подвозбудителя, кг	$M_{стгм}$	0,5

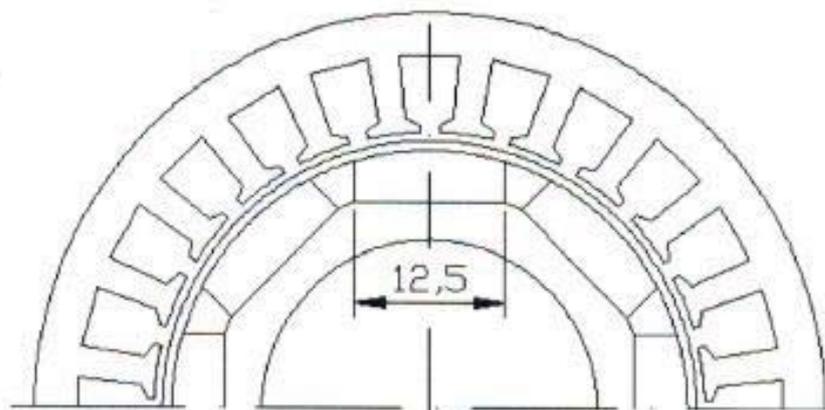


Рисунок 4.17 – Эскиз индуктора подвозбудителя

Поверочный расчет, по которому был произведен расчет энергетических характеристик подвозбудителя для частоты вращения 10800 мин^{-1} (1440 Гц). Результаты расчет приведены в таблице 4.11. Поверочные расчеты подвозбудителя показали, что вследствие применения большой полюсности (16 полюсов) существенно возрастают потери в стали и пульсационные потери, особенно в области высоких частот. Причем наибольшие потери выделяются в зубцах статора. В то же время увеличение числа полюсов привело к снижению активной длины генератора до 23 мм, что крайне необходимо для размещений генератора управления при общей компоновке машины.

Таблица 4.11 – Поверочный расчет подвозбудителя

Параметр	Номинальный режим	135 кВА	180 кВА	3-кратное КЗ
Напряжение фазы U_n , В	43,8	43,3	40,3	33,3
Ток фазы статора, I_f , А	3,75	4,26	7,59	14,5
Мощность полная, кВА	0,387	0,49	0,77	1,265
Сумма основных потерь, кВт	0,062	0,069	0,121	0,278
КПД, %	84,0	85,9	84,3	78,8

Таким образом, на этапе проектирования активной зоны генератора были проведены проектировочные и поверочные расчеты основного генератора, а также разработана геометрия активных элементов всех трех электрических машин, входящих в синхронный генератор ГСР-90/120.

С помощью численной модели генератора, рассмотренной ранее и состоящей из основного генератора и возбудителя, был проведен анализ

статического режима синхронного генератора ГСР-90/120. Параметры расчетной модели заданы в соответствии с расчетными режимами, приведенными в таблицах 4.5 и 4.7.

По результатам численного моделирования номинального режима среднеквадратическое значение первой гармоники напряжения составило 116,9 В. Сумма высших гармоник – 3,0%. Среднеквадратическое значение первой гармоники тока – 338,2 А. Ток возбуждения возбудителя составил 14 А.

Важнейшей характеристикой электрической машины, работающей в режиме генератора, является гармонический состав кривой ЭДС и напряжения, который регламентируется [26] и может быть достоверно получен только с помощью конечно-элементного анализа геометрической модели проектируемой машины. Гармонический состав напряжения холостого хода для предельных частот вращения приведен на рисунках 4.18 и 4.19. Видно, что наиболее важные гармонические 3, 5 практически подавлены, амплитуда 7-й практически составляет 1,5 В. Значение 11 гармонической составляющей не превышает 2,5 В на максимальной рабочей частоте вращения 24000 мин⁻¹.

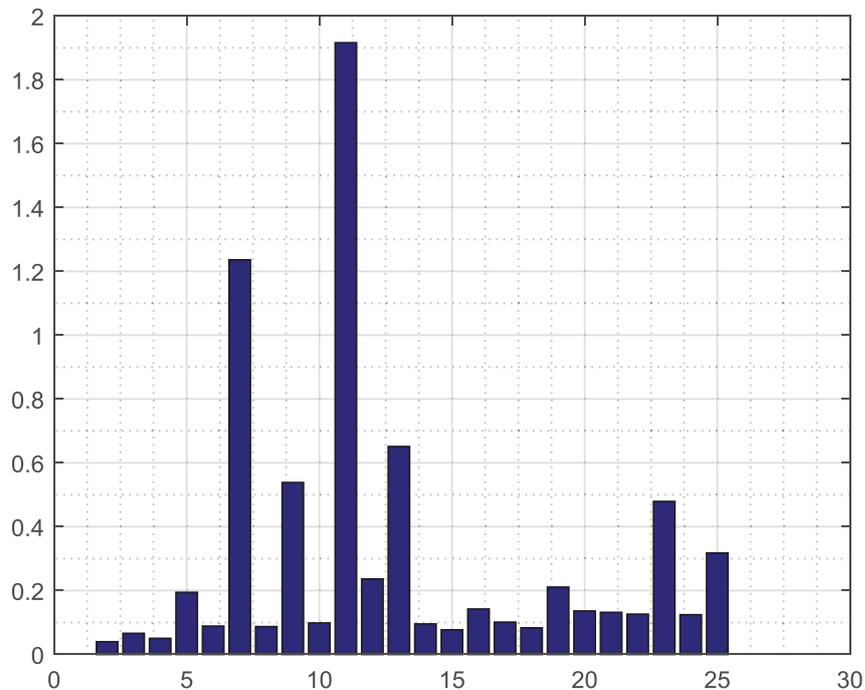


Рисунок 4.18 – Расчетные амплитуды высших гармонических составляющих напряжения холостого хода при $n = 10800$ мин⁻¹, В

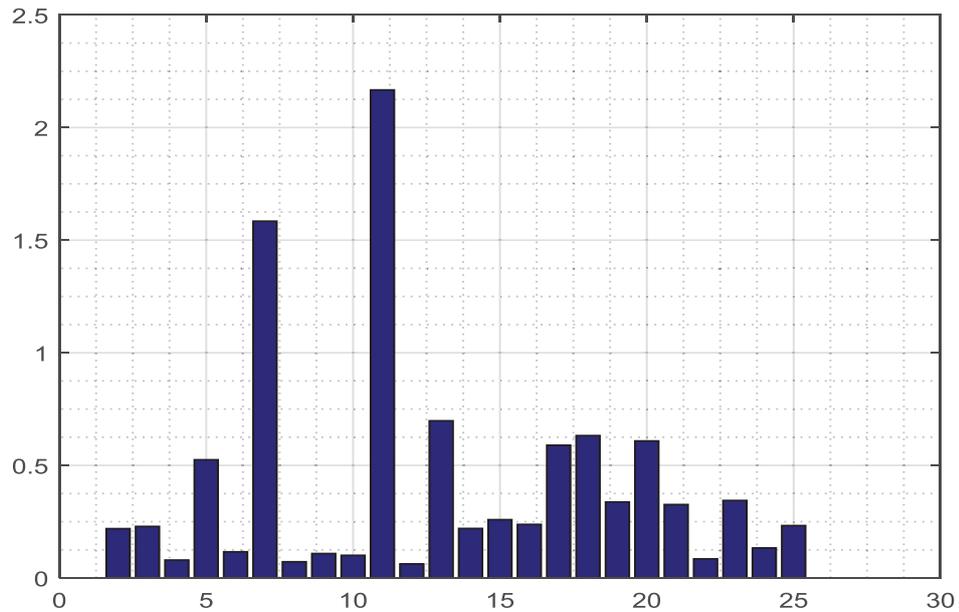


Рисунок 4.19 – Амплитуды высших гармонических составляющих напряжения холостого хода при $n = 24000 \text{ мин}^{-1}$, В

На этом же этапе проектирования было проведено моделирование рабочих режимов с помощью имитационно-динамической модели основного генератора и возбuditеля в программном пакете Matlab Simulink [85], исходные параметры этих машин для нее приведены в таблице 4.12 и 4.13.

Таблица 4.12 – Параметры основного генератора ГСР-90/120

Наименование параметра	Обозначение	Размерность	Значение
Полное индуктивное сопротивление рассеяния	X_l (360/800)	Ом	0,0317/0,0656
Полное индуктивное сопротивление рассеяния (относительное)	$X_{l\text{отн}}$ (360/800)	о.е.	0,0918/0,1898
Продольное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_{ad} (360/800)	Ом	0,94/2,09
Продольное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	$X_{ad\text{отн}}$ (360/800)	о.е.	2,72/6,04
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_d (360/800)	Ом	0,97/2,155
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	$X_{d\text{отн}}$ (360/800)	о.е.	2,81/6,24
Поперечное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_{aq} (360/800)	Ом	0,805/1,79
Поперечное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q (отн.)	$X_{aq\text{отн}}$ (360/800)	о.е.	2,33/5,178
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_q (360/800)	Ом	0,918/1,855

Наименование параметра	Обозначение	Размерность	Значение
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q (отн.)	$X_{qотн}$ (360/800)	о.е.	2,42/5,37
Сопротивление фазы обмотки якоря	$R_{аотн}$	о.е.	0,0244
Относительное активное сопротивление обмотки возбуждения	$R_{вотн}$	о.е.	0,0525
Относительное реактивное сопротивление рассеяния обмотки возбуждения	$X_{вотнf}$ (360/800)	о.е.	0,0887/0,197
Относительное реактивное сопротивление обмотки возбуждения	$X_{вотн}$ (360/800)	о.е.	2,948/6,24
Относительное реактивное сопротивление демпфера по оси d	X_{DD} (360/800)	о.е.	0,5977/1,32
Относительное реактивное сопротивление демпфера по оси q	X_{DQ} (360/800)	о.е.	0,08/0,18
Относительное активное сопротивление демпфера по оси d	R_{DD} (360/800)	о.е.	0,3244
Относительное активное сопротивление демпфера по оси q	R_{DQ} (360/800)	о.е.	0,0444
Относительное переходное реактивное сопротивление по оси d	$X^{\prime}D$ (360/800)	о.е.	0,171/0,38
Относительное сверхпереходное реактивное сопротивление по оси d	$X^{\prime\prime}D$ (360/800)	о.е.	0,1605/0,357
Относительное сверхпереходное реактивное сопротивление по оси q	$X^{\prime\prime}Q$ (360/800)	о.е.	0,1631/0,362
Относительное реактивное сопротивление обратного следования фаз	X_2 (360/800)	о.е.	0,1618/0,36

Таблица 4.13 – Параметры возбудителя ГСР-90/120

Наименование параметра	Обозначение	Размерность	Значение
Полное индуктивное сопротивление рассеяния	X_l (1080/2400)	Ом	0,56/1,0243
Полное индуктивное сопротивление рассеяния (относительное)	$X_{лотн}$ (1080/2400)	о.е.	0,417/0,928
Продольное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_{ad} (1080/2400)	Ом	3,485/5,79
Продольное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d (отн.)	$X_{adотн}$ (1080/2400)	о.е.	2,6/4,7
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_d (1080/2400)	Ом	4,04/7,75
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d (отн.)	$X_{dотн}$ (1080/2400)	о.е.	3,02/5,79

Наименование параметра	Обозначение	Размерность	Значение
Поперечное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_{aq} (1080/2400)	Ом	1,73/3,83
Поперечное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q (отн.)	$X_{aqотн}$ (1080/2400)	о.е.	1,288/2,86
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_q (1080/2400)	Ом	2,28/5,07
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q (отн.)	$X_{qотн}$ (1080/2400)	о.е.	1,73/3,79
Сопротивление фазы обмотки якоря (185) (отн.)	$R_{aотн}$	о.е.	0,0448
Относительное активное сопротивление обмотки возбуждения	$R_{вотн}$	о.е.	0,0147
Относительное реактивное сопротивление обмотки возбуждения	$X_{вотн}$ (1080/2400)	о.е.	2,88/6,25
Относительное переходное реактивное сопротивление по оси d	$X^{\prime}D$ (1080/2400)	о.е.	0,67/1,36

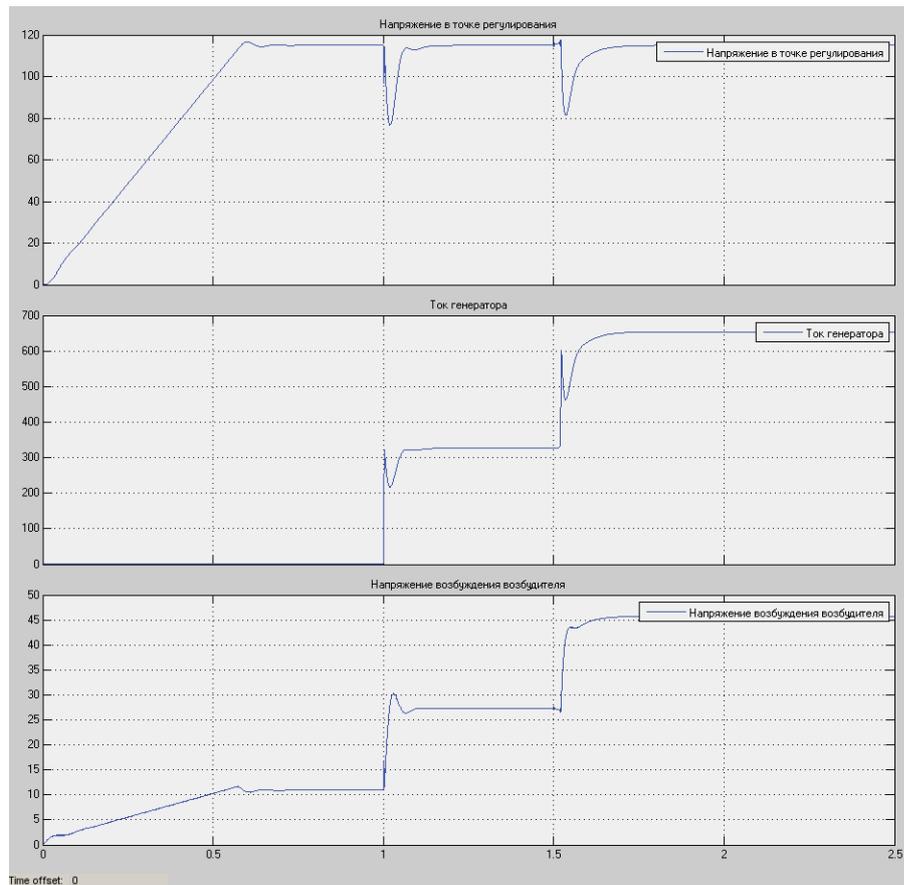


Рисунок 4.20 – Переходные параметры генератора ГСР-90/120 при частоте вращения 10800 мин^{-1}

Моделирование осуществлялось для следующих режимов работы: начальное возбуждение – холостой ход – номинал – двукратная перегрузка для частоты вращения 10800 мин^{-1} (рисунок 4.20).

Результаты моделирования с помощью совмещенной модели показали (рисунки 4.21 и 4.22), что длительность переходного процесса не превышает $0,07 \text{ с}$, а максимальная амплитуда напряжения не снижается ниже 80 В , а это означает, что спроектированный синхронный генератор ГСР-90/120 по своим качественным показателям соответствует как [26], так и стандарту [46].

Результаты динамического моделирования работы ГСР-90/120 показывают, что амплитуды знакопеременных забросов напряжения в течение основных переходных режимов не выходят за пределы нормативных требований:

- максимальная амплитуда напряжения – не более 330 В ;
- минимальная амплитуда напряжения – не более 80 В ;
- время переходного процесса – не более $0,1 \text{ с}$.

Однако для более точного определения параметров переходных процессов, особенно в части длительности их протекания, было проведено моделирование включения генератора на номинальную нагрузку с помощью совмещенной численной модели «основной генератор – возбудитель».

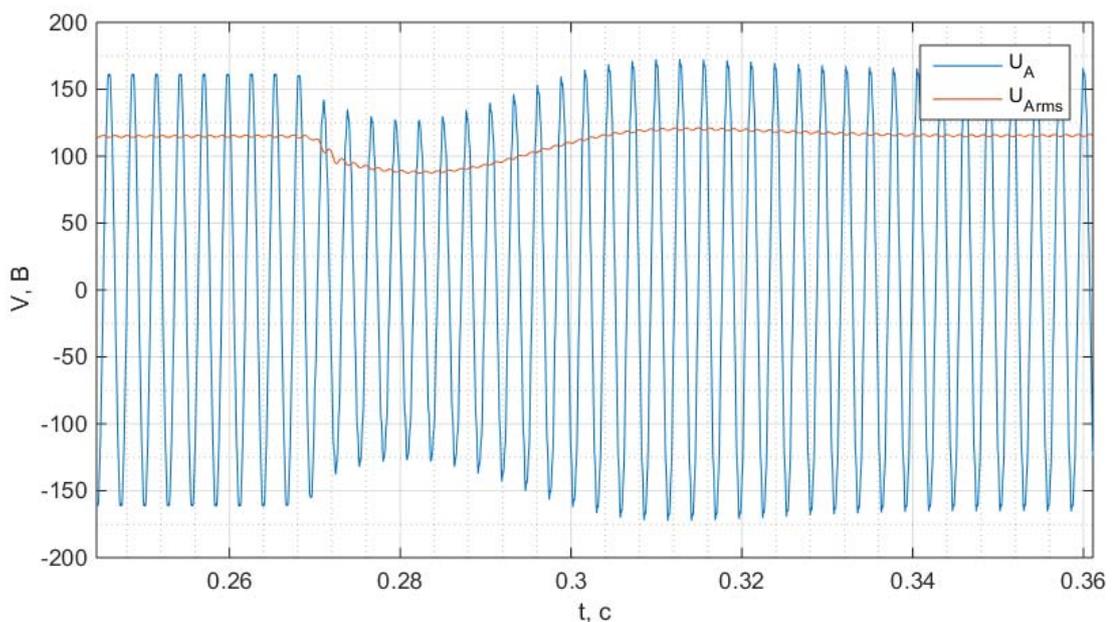


Рисунок 4.21 – Форма напряжения фазы А в точке регулирования

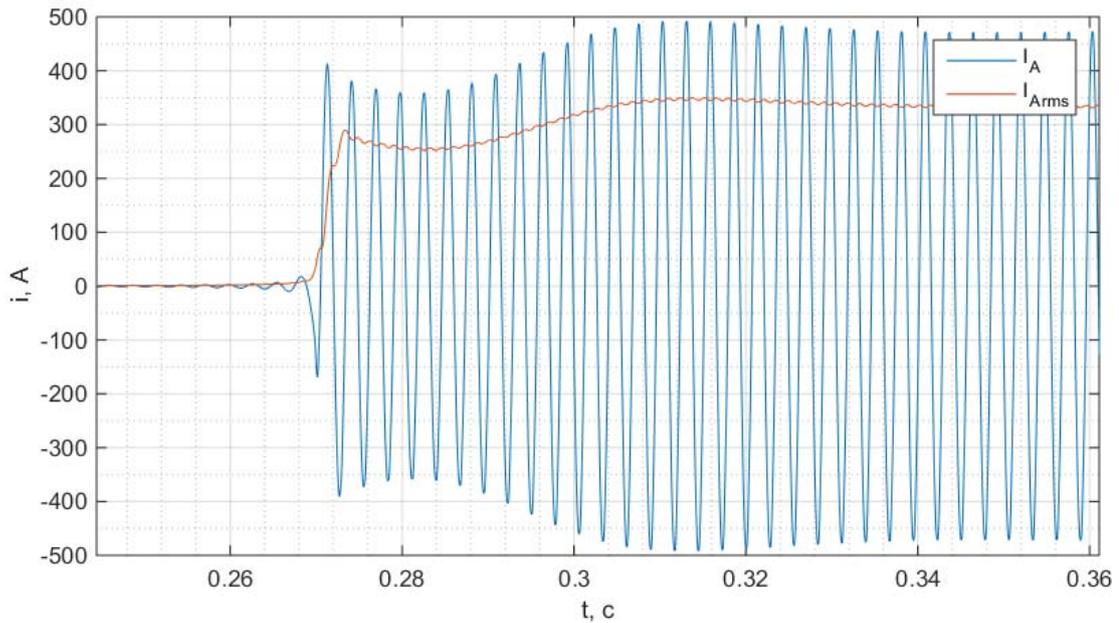


Рисунок 4.22 – Форма тока фазы А нагрузки

В результате проектирования активной зоны генератора ГСР-90/120 по разработанной методологии были получены не только основные геометрические параметры основного генератора, возбuditеля и подвозбудителя, но и проведен полный анализ статических и динамических характеристик с помощью методики, имитационного моделирования «основной генератор – возбuditель» в составе канала генерирования.

Результаты моделирования «сверху вниз» в программном пакете Matlab Simulink и «снизу вверх» на совмещенной численной модели основного генератора и возбuditеля показали, что спроектированный генератор полностью соответствует заданным требованиям в части статических и динамических характеристик.

Успешное моделирование динамических режимов работы генератора в составе канала генерирования позволило перейти к следующему этапу технического проектирования – к разработке 3D-модели ГСР-90/120. Первоначальная 3D-модель генератора в сборе приведена на рисунке 4.23.

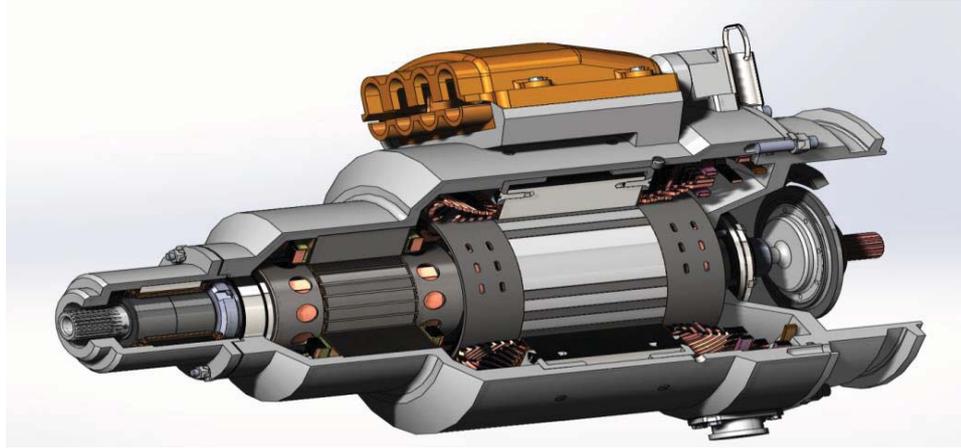


Рисунок 4.23 – Первоначальная 3D-модель синхронного генератора ГСР-90/120

Исследования механических характеристик и прежде всего критических частот вращения показали, что вблизи верхней границы рабочих частот вращения существует резонансная частота колебаний, равная 19335 мин^{-1} . Для повышения частоты колебания ротора без изменения размеров активных материалов можно было выделить два основных механизма – повышение жесткости опор или повышение жесткости ротора [50].

Наиболее простым в этом случае является изменение конструкции корпуса, так как жесткость опор прежде всего связана с жесткостью корпуса. В связи с чем был перепроектирован корпус генератора без изменения конструкции активных элементов и перекомпоновки составных частей. Окончательная 3D-модель экспериментального образца генератора ГСР-90/120 приведена на рисунке 4.24.

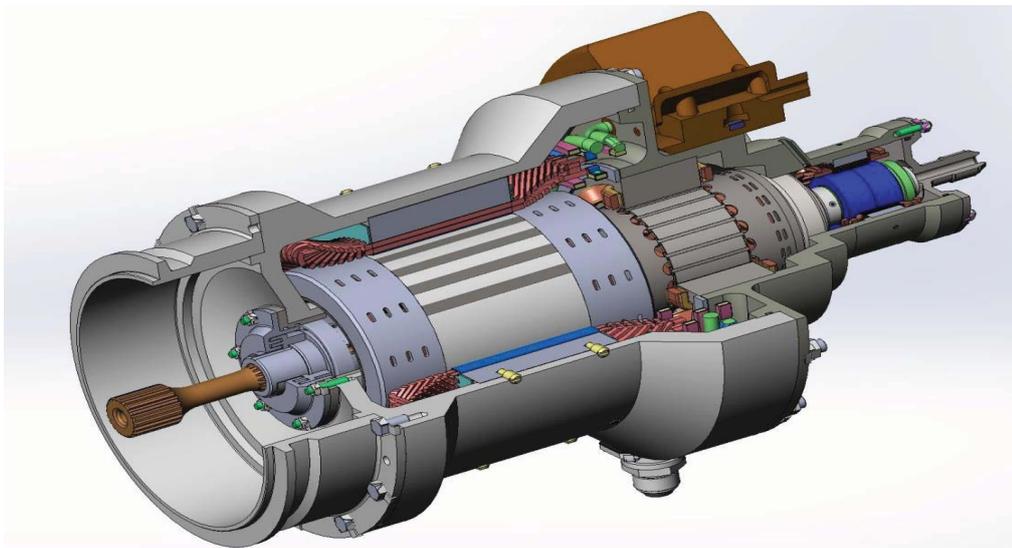


Рисунок 4.24 – Окончательная 3D-модель синхронного генератора ГСР-90/120

Кроме того, в ходе разработки трехмерной модели экспериментального образца генератора ГСР-90/120 для исключения выхода из строя во вращающемся выпрямителе новых выпрямительных диодов таблеточного типа, в конструкцию временно были введены серийные диоды штыревого типа 2Д432-50 (рисунок 4.25). Применение серийных диодов существенно усложнило конструкцию вращающегося выпрямителя, который был установлен внутри вала генератора.

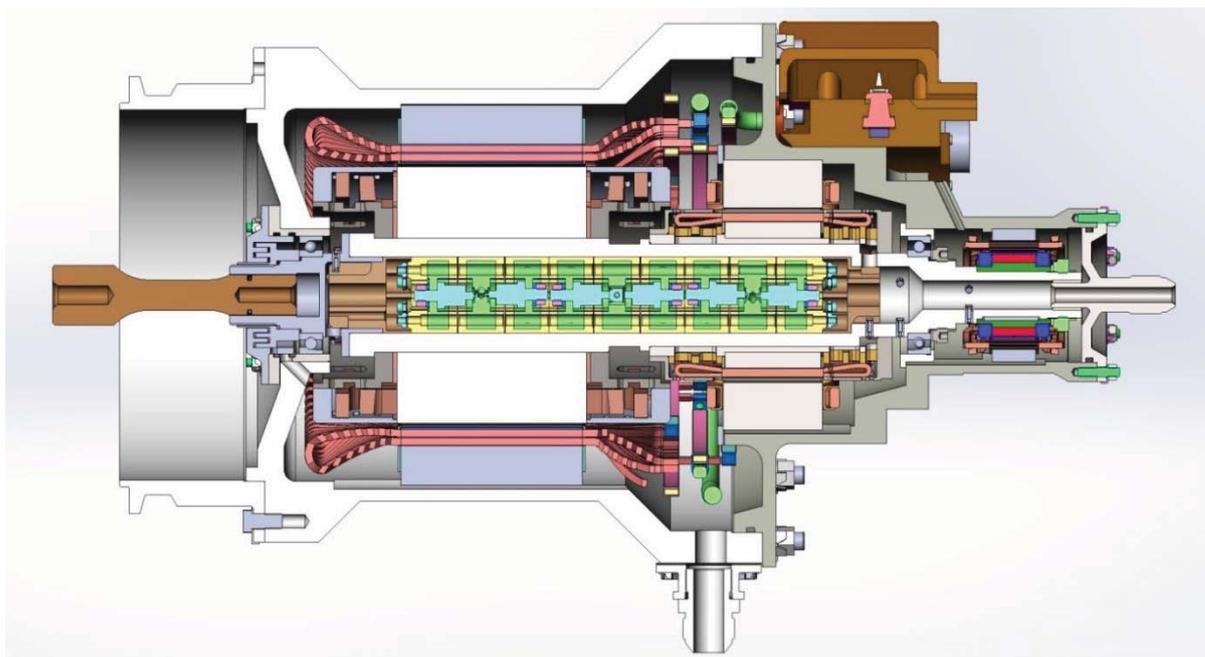


Рисунок 4.25 – Компоновка генератора ГСР-90/120 с серийными диодами

Таблица 4.14 – Критические частоты вращения ротора ГСР-90/120

	Первоначальная модель	Окончательная модель	ПД-14А максимальная частота на валу генератора
Первая изгибная	19335	22596	22035 мин ⁻¹
Первая крутильная	39776	39776	

Результаты расчетов критических частот вращения для двух вариантов исполнения корпуса генератора приведены в таблице 4.14. Как видно из этой таблицы, перепроектирование корпуса привело к увеличению критической частоты вращения до 22596 мин⁻¹. При этом для дальнейшего увеличения критической частоты вращения необходимо было разработать новый комплекс мер, позволяющих увеличить общую жесткость конструкции. Однако по данным ПАО «Иркут», максимальная частота вращения генератора, устанавливаемого на

коробке приводов маршевого двигателя ПД-14А, не будет превышать 22035 мин^{-1} . Поэтому для практических исследований было принято решение конструкцию экспериментального образца ГСР-90/120 зафиксировать и оставить в том исполнении, как она изображена на рисунке 4.25.

В ходе технического проектирования были произведены гидравлический и тепловой расчет разрабатываемого экспериментального образца генератора ГСР-90/120. Для гидравлического расчета в качестве исходных данных использовалась геометрическая модель ротора согласно разработанной 3D-модели. С помощью созданной модели была построена модель расчетной области, заполняющая внутреннюю полость ротора, моделируя тем самым объем, который отведен под масло. В ходе проектирования производилось несколько вариантов итерационных расчетов с различными расходами хладагента и давлениями на входе в вал. При этом при увеличении частоты вращения возрастает расход через вал за счет увеличения центробежных сил, одновременно нужно повышать и давление на входе в вал, чтобы избежать появления процесса кавитации. На рисунке 4.26 показан внутренний объем вала, заполненный маслом, и вектора скорости масла на выходе из форсунок, по которым можно оценить факел распыла.

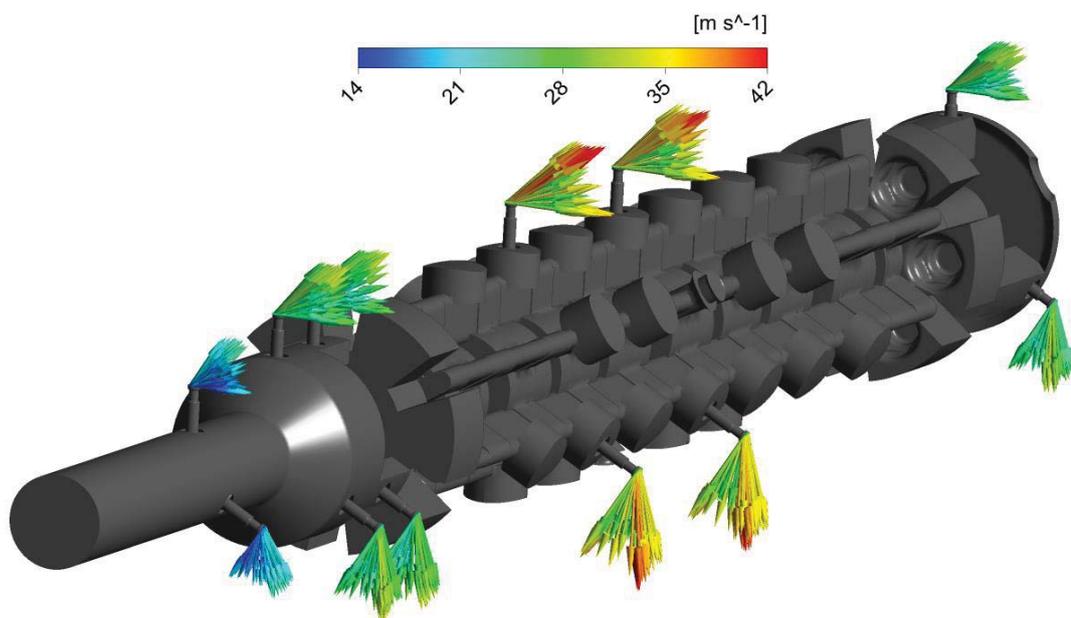


Рисунок 4.26 – Распределение векторов скорости на срезе сопла форсунки

Значения массовых и объемных расходов на выходе из форсунок приведены в таблице 4.15, всего на валу размещено шесть поясов из форсунок по три штуки в каждом. Значения расходов приведены для одной форсунки из каждого пояса.

Таблица 4.15 – Расчет расходов хладагента через форсунки генератора

Величина	Элемент	Значение
Массовый расход (кг/с)	Общий расход через все форсунки	0,5460
	Форсунка 1	0,0260
	Форсунка 2	0,0290
	Форсунка 3	0,0300
	Форсунка 4	0,0350
	Форсунка 5	0,0348
	Форсунка 6	0,0273
Объемный расход (л/мин)	Общий расход через 18 форсунок	39,95
	Форсунка 1	1,900
	Форсунка 2	2,123
	Форсунка 3	2,196
	Форсунка 4	2,558
	Форсунка 5	2,544
	Форсунка 6	1,994

Форсунки из первого пояса имеют чуть меньший расход и скорости истечения за счет того, что расположены в части вала с меньшим диаметром. Форсунки из шестого пояса имеют меньший расход по сравнению с форсунками из второго и третьего поясов за счет потерь полного давления по длине вала, вызванных гидравлическим сопротивлением.

По результатам расчета было установлено, что при частоте вращения 10800 мин^{-1} для обеспечения общего расхода масла через генератор $39,95 \text{ л/мин}$, необходимое давление на входе в вал составляет $3,95 \text{ атм}$.

При разбрызгивании масла из форсунок реализуется сложный режим течения (рисунок 4.27). У струи на начальном участке образуется стержневой режим течения, поток масла имеет ярко выраженное ядро с отрывом мелких капель на границах. На определенном расстоянии от среза сопла реализуется снарядный режим, струя распадается на части, характер этого процесса зависит от формы сопла, физических свойств рабочих тел, их относительной скорости, начальной турбулентности струи. Лобовые части обмотки находятся между

внутренним и наружным держателями, за счет этого они экранированы от непосредственного воздействия струй, что предохраняет обмотки от возможной эрозии электрической изоляции. Струи ударяют о поверхность внутреннего держателя, на которой образуется значительная турбулизация потока хладагента, из-за которой развиваются высокие значения коэффициента теплоотдачи. Через специальные окна в конструкции держателя хладагент под действием центробежных сил и процесса сноса в тангенциальном направлении из-за инерции попадает на лобовые части обмотки. Омывая их, масло попадает на внутреннюю поверхность наружного держателя и через специальные прорези выбрасывается на лобовые части обмотки статора основного каскада, проходит их и оседает на внутреннюю поверхность корпуса, откуда эвакуируется в картер.

При данной картине обтекания были получены распределения коэффициента теплоотдачи к маслу на поверхностях элементов. Данные распределения довольно неравномерны из-за сложной картины обтекания. Средние значения коэффициентов теплоотдачи по поверхности лобовых частей обмотки равны $\approx 1500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, которые приведены на рисунке 4.28.

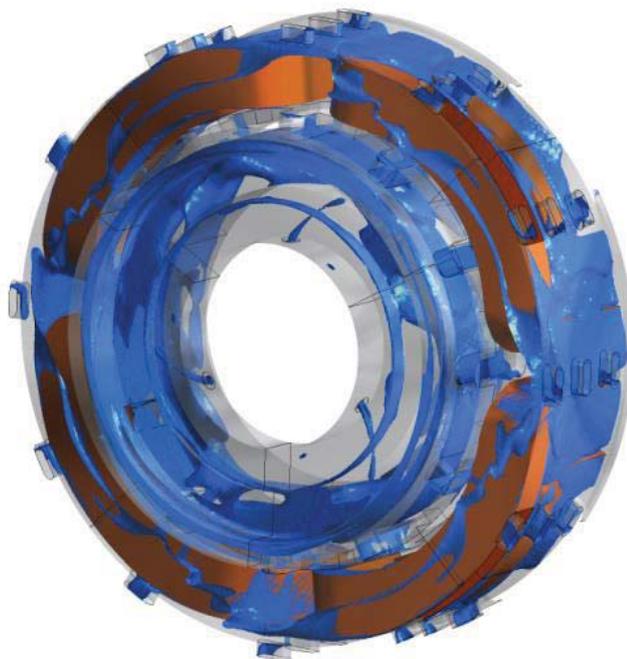


Рисунок 4.27 – Картина растекания масла в элементах индуктора основного генератора

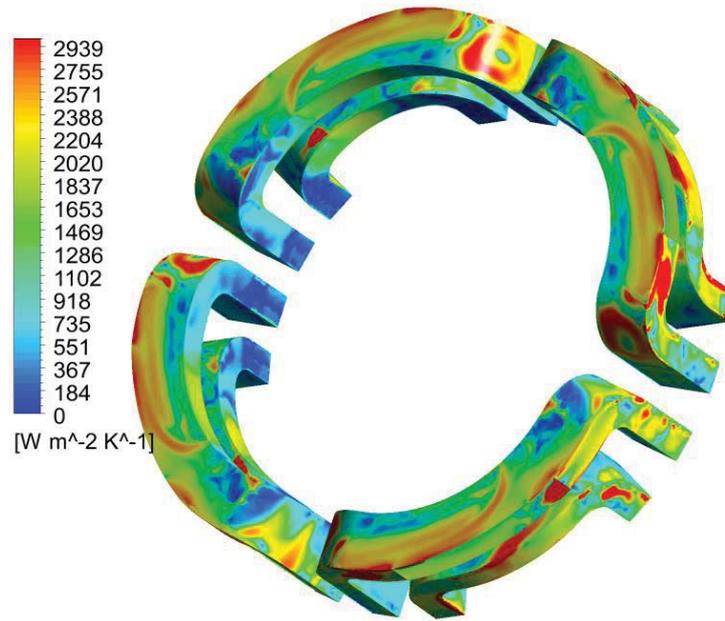


Рисунок 4.28 – Распределение коэффициентов теплоотдачи по поверхности лобовых частей

Для расчетов температур в элементах генератора использовались граничные условия третьего рода: распределение коэффициента теплоотдачи – как показано на рисунке 4.28, температура хладагента принята равной $120\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Расчеты были проведены для режима полторакратной пятиминутной перегрузки. По опыту проектирования подобных машин известно, что при такой длительности режима температура узлов агрегата практически успевает достигнуть новых равновесных значений. Поэтому проводились стационарные тепловые расчеты с данным тепловыделением, что позволяет оценить худший случай. А также для режима, соответствующего короткому замыканию (перегрузка 7 с), проводились нестационарные тепловые расчеты.

Любая обмотка с ее изоляцией представляет собой структуру со сложным распределением коэффициента теплопроводности [40], ее изоляция может быть представлена в виде теплового сопротивления, заданного на границе модели обмотки. Данное тепловое сопротивление было рассчитано с использованием эквивалентного коэффициента теплопроводности, который зависит от типа укладки, качества пропитки, теплопроводности изоляции провода и пропиточного

состава, периметра сечения провода. Теплопроводность пакета листов индуктора в осевом направлении задана эквивалентным коэффициентом теплопроводности, определенным по формуле для многослойной стенки $\lambda_{ст} = 3,6 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot^\circ\text{C})$.

Результаты теплового расчета в виде полей температур элементов представлены на рисунке 4.29. Максимальная температура (237°C) реализуется в пазовых частях обмотки, лобовые части имеют температуру ниже за счет непосредственного охлаждения маслом.

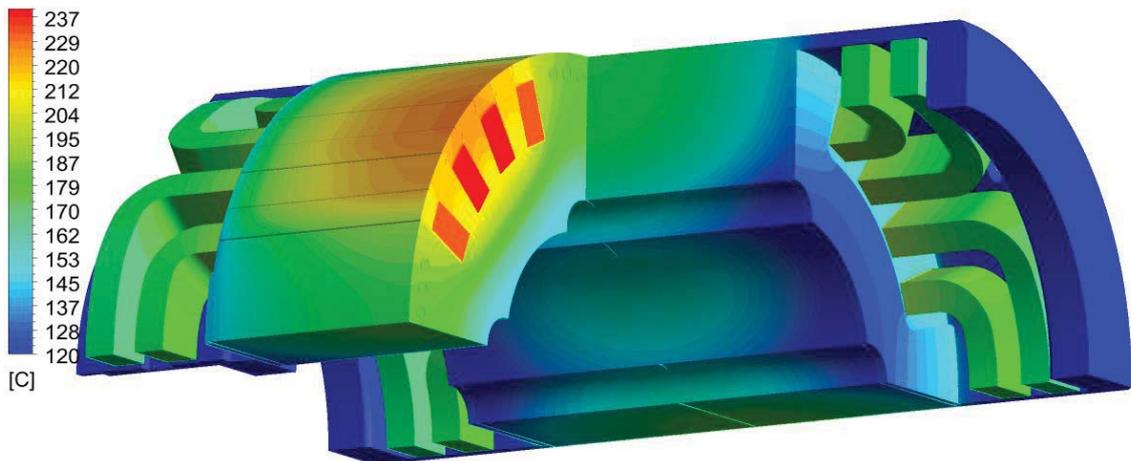


Рисунок 4.29 – Поле температур элементов ротора основного генератора, вид со стороны разреза

При этом необходимо отметить, что при использовании провода ПНЭТП с температурным индексом 220, его ресурс составит 5000...8000 ч, а при использовании ПНЭТП-Д с температурным индексом 240 ресурс достигает уже 20000 ч.

Согласно техническим требованиям суммарное время работы генератора в этом перегрузочном режиме не превышает 5130 мин или 88,5 часа.

Тепловые и гидравлические расчеты экспериментального образца ГСР-90/120 показали, что в полученном объеме тепловая мощность достигает предельных значений в самых нагруженных элементах – обмоточных проводах в индукторе основного генератора. Из этого можно сделать некоторый вывод о том, что полученные размеры генератора ГСР-90/120 являются близкими к

минимально достаточным размерам, обеспечивающим реализацию устойчивого теплового состояния машины во всех режимах ее работы.

После проведения тепловых и гидравлических расчетов, 3D-модель синхронного генератора ГСР-90/120 была «заморожена», а этап технического проектирования завершен. В дальнейшем по 3D-модели был разработан комплект рабочей конструкторской документации 8ЕЗ.117.079. По этой документации были изготовлены для проведения исследований два экспериментальных образца ГСР-90/120. Полная масса сухого генератора с корпусом, изготовленным из сплава АК-6, составила 56,0 кг.

Экспериментальный образец высокооборотного синхронного генератора ГСР-90/120 № 180101 изображен на рисунке 4.30.

Для получения объективной оценки разработанного экспериментального образца высокооборотного синхронного генератора ГСР-90/120 был проведен сравнительный анализ их удельных массовых показателей с наиболее современными синхронными генераторами такого типа. Для анализа выбирались генераторы переменной частоты вращения, данные о характеристиках которых есть в открытом доступе [8, 22, 50, 86]. Основные параметры авиационных синхронных генераторов переменной частоты вращения сведены в таблицу 4.16.



Рисунок 4.30 – Экспериментальный образец ГСР-90/120 № 180101

Таблица 4.16 – Сравнительные параметры синхронных генераторов

Тип генератора	Мощность $S_{ном}/S_{мах}$, кВА	Диапазон частот вращения для $S_{мах}$, мин ⁻¹	Кратность частоты вращения $Kп$	Масса сухого генератора $Mг$, кг	Удельная масса, кг/кВА	Материал корпуса
ГТ90НЖЧ12КВ	90/120	11760...12240	1,04	32,5	0,27	Магний
ГТ90НМ	90/180	9600...14400	1,5	48	0,27	Магний
GOODRICH	150/240	11100...23100	2,08	60,8	0,25	Магний
Honeywell for MC-21	120/180	10800...24000	2,22	53,7	0,30	Алюминий
Hamilton Sundstrand for MC-21	120/180	10800...24000	2,22	58,7	0,33	Алюминий
ГСП-90/120	120/180	10800...24000	2,22	56,0	0,317	Алюминий типа АК-6

Анализ таблицы 4.16 показывает, что разработанный синхронный генератор ГСП-90/120 при кратности частоты вращения 2,2 по удельной массе уступает генератору Honeywell for MC-21 и GOODRICH, но превосходит по удельной массе новый синхронный генератор для MC-21 (0,33 кг/кВА), которые поставляет компания UTS Hamilton Sundstrand. Таким образом, практическая реализация разработанной методологии проектирования высокооборотных трехкаскадных синхронных генераторов показала, что с ее помощью можно создавать авиационные генераторы, не уступающие по основным характеристикам лучшим образцам генераторов такого типа, созданных мировыми лидерами отрасли, включая UTS Hamilton Sundstrand и GOODRICH.

4.3. Оптимальное проектирование генератора ГТ250НЖ24

В настоящее время для нового пассажирского самолета Боинг 787, на котором были частично реализованы элементы полностью электрического самолета, применяются генераторы переменной частоты вращения, работающие в диапазоне частот 10800...24000 мин⁻¹ с номинальной мощностью 250 кВА [14]. Аналогов электрических машин такого типа пока в промышленности РФ в

настоящее время нет, поэтому было принято инициативное решение провести техническое проектирование высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением на номинальную мощность 250 кВА и максимальную мощность не менее 500 кВА.

Основные технические требования для проектирования такого генератора были приняты при исследованиях вариантов конфигурации системы электроснабжения для перспективного широкофюзеляжного дальнемагистрального пассажирского самолета с учетом опыта применения принципиально новой системы электроснабжения на самолете Боинг 787 [8]. В результате для проектирования были сформированы основные технические требования. Так, номинальные значения выходных параметров генератора приняты следующие:

- | | |
|-----------------------------|--|
| а) напряжение фазное | – 230 В; |
| б) частота | – 360...800 Гц; |
| в) диапазон частот вращения | – 10800...24000 мин ⁻¹ ; |
| г) номинальная мощность | – 250 кВА; |
| д) максимальная мощность | – не менее 375 кВА (длительность 5 с.); |
| е) число фаз | – 3; |
| ж) коэффициент мощности | – 0,8...1,0 (отстающий); |
| з) соединение фаз | – звезда с выведенной нейтралью на корпус; |
| и) порядок чередования фаз | – прямой А-В-С. |

Направление вращения генератора – по часовой стрелке со стороны присоединительного фланца. Генератор должен быть устойчивым к воздействию внешних факторов в соответствии с требованиями Квалификационными требованиями КТ-160G.

В начале проектирования необходимо было решить задачу определения основных геометрических размеров, а именно, внешнего диаметра ротора и его активной длины. Решение этой задачи осуществлялось с помощью критериальной математической модели, созданной для определения начальных геометрических размеров ротора синхронного генератора [10].

Для поиска оптимальных соотношений геометрии высокооборотного синхронного генератора с номинальной мощностью 250 кВА были установлены

граничные условия для главных размеров, исходя из накопленного опыта проектирования ближайших конструктивных аналогов меньшей мощности. Так, диаметр ротора должен быть не менее 140 мм и не более 215 мм, активная длина ротора лежит в пределах от 120 до 150 мм. Кроме того, в качестве начальных данных были приняты некоторые параметры, характерные для серийных авиационных генераторов с интенсивным жидкостным охлаждением: коэффициент полюсного перекрытия $\alpha=0,65$; коэффициент формы кривой $K_f=1,0$; обмоточный коэффициент $K_o=0,83$; линейная нагрузка $A=70000\dots75000$ А/м; индукция в воздушном зазоре $B_\delta=1,0$ Тл; число пар полюсов $p=2$. Для принятых параметров были произведены электромагнитные расчеты, а процесс поиска сведен к определению минимально возможной массы активных материалов как локального, критерия оптимальности. При этом все электромагнитные расчеты осуществлялись для минимальной рабочей частоты вращения – 10800 мин⁻¹.

Для определения оптимальных главных размеров в модели была установлена абсолютная точность для модели неградиентного случайного поиска, равная $0,00001$. Полученные в результате поиска расчетные варианты сведены в таблицу 4.17. Генератор получил наименование ГТ250НЖ24 – генератор трехфазный, мощность 250 кВА, нагнетательно- жидкостное охлаждение, 24000 мин⁻¹ максимальная частота вращения.

Таблица 4.17 – Варианты проектов синхронного генератора ГТ250НЖ24

Диаметр расточки, м	Активная длина, м	Масса ротора, кг	Масса активная генератора, кг	Коэфф. зап пр.листа	Критическая частота, мин-1	КПД, %	Ивкз, А	Uвкз, В	δ , мм
0,207	0,12	40,64	69,9	1,037	32633	82,27	163,47	430,3	1,5
0,204	0,121	40,18	69,29	1,07	32583	82,76	163,45	421,4	1,5
0,202	0,122	39,97	69,05	1,095	32462	82,8	163,5	419,27	1,5
0,199	0,124	39,09	68,2	1,132	32238	80,8	184	398	1,5
0,197	0,125	38,94	68	1,159	32237	80,8	184,05	396,5	1,5
0,195	0,129	38,87	68,5	1,186	31524	81	184,09	420,08	1,5
0,192	0,131	38,59	68,26	1,228	31233	81	184,17	416,15	1,5
0,19	0,134	38,9	68,95	1,258	30622	81,1	184,2	416,83	1,5
0,188	0,137	39,26	69,6	1,03	29947	81,17	184,2	417,5	1,5
0,178	0,145	36,2	66,57	1,5	30203	81,2	184,59	447,97	1,5

Диаметр расточки, м	Активная длина, м	Масса ротора, кг	Масса активная генератора, кг	Кэфф. зап пр.листа	Критическая частота, мин-1	КПД, %	Ивкз, А	Uвкз, В	δ, мм
0,168	0,145	28,3	57,29	1,7	33333	81,4	184,54	563,5	1,3

Из результатов, приведенных в таблице 4.17, видно, что наименьшей массой активных материалов обладает вариант № 11 (28,3 кг), с запасом прочности листа ротора 1,7 и критической частотой 33333 мин⁻¹. Но с точки зрения практической реализации наиболее подходит вариант № 10, который позволяет применить существующие диоды типа 2Д432 отечественного производства. Поэтому для однозначного определения главных размеров для диаметров 178 и 168 мм был произведен дополнительный расчет с помощью метода случайного поиска, при котором управляющими параметрами были определены следующие размеры: активная длина ротора, число пазов на полюс и фазу; величина рабочего зазора. В качестве функционала была принята масса активных материалов машины, в качестве ограничений – относительное реактивное сопротивление по оси d , максимальная мощность на возбуждение и электромагнитный коэффициент полезного действия. Результаты поиска оптимального варианта приведены в таблице 4.18.

Таблица 4.18 – Уточнение вариантов проекта генератора ГТ250НЖ24

Диаметр расточки, мм	Длина воздушного зазора, мм	Диаметр ротора, мм	Число пазов на полюс и фазу	Активная длина, мм	Линейная нагрузка, А/см	Мощность возбуждения, кВт	Хвотн (10800)	М активная, кг	КПД, %
168	1,3	165,4	5	145	823,78	103,99	4,527	57,28	81,4
168	1,5	165	6	130	988,54	77,025	3,87	54,78	86,83
178	1,3	175,4	6	160	466,5	30,12	2,017	65,48	86,8
178	1,3	175,4	7	140	544,25	40,5	2,36	58,51	85,56
178	0,9	176,2	7	133	544,25	40,45	3,058	55,064	86,1

Анализ результатов расчетов, приведенный в таблице 4.18, показывает, что наименьшей массой активных материалов обладает вариант № 2 (54,78 кг).

Однако у этого варианта есть два существенных недостатка – высокое значение линейной нагрузки и повышенная мощность возбуждения (77,025 кВт). Первый показатель требует интенсификации системы охлаждения – увеличения количества форсунок и повышения расходно-напорных характеристик насоса откачки. Второй показатель увеличивает мощность по сравнению с другими вариантами в 1,5...2,5 раза, а значит, приведет к увеличению габаритных размеров возбuditеля и, как следствие, массы всего генератора. При этом масса активных материалов у варианта № 5 превышает аналогичный показатель у варианта № 2 всего на 284 грамма.

Сравнительный анализ таблицы 4.18 показывает, что вариант генератора № 5 по линейной нагрузке не превышает аналогичных значений серийных синхронных генераторов ГТ120НЖЧ12 с частотой вращения 12000 мин^{-1} и может использовать аналогичную систему встроенных форсунок, разработанных для этих машин. По электромагнитным динамическим характеристикам новый генератор соответствует экспериментальному генератору ГСР-90/120, поэтому в составе канала генерирования для регулирования напряжения может использоваться блок регулирования защиты и управления БРЗУ-115ПЧ. Этот факт существенно сократит стоимость и сроки разработки системы генерирования мощностью 250 кВА с повышенным напряжением 230 В.

Исходя из приведенных результатов анализа, для проектирования были выбраны главные размеры синхронного высокооборотного генератора мощностью 250 кВА. Диаметр ротора этой машины составляет 176,2 мм при активной длине 133,0 мм, рабочий воздушный зазор равен 0,9 мм на одну сторону. Конструкция индуктора – неявнополюсный ротор с закрытыми пазами. Такая конструкция ротора существенно ухудшает естественные динамические характеристики генератора (рисунок 4.31).

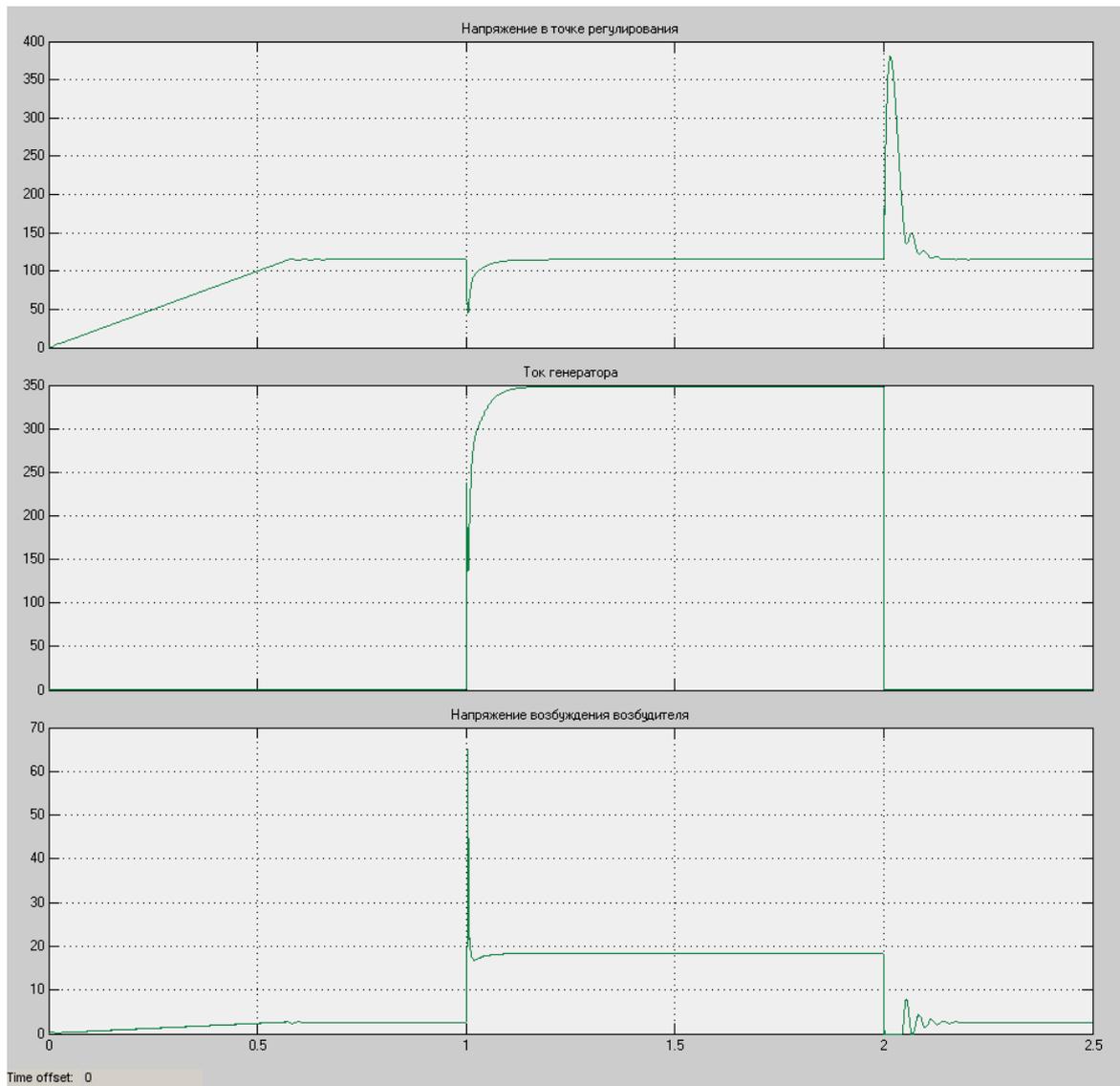


Рисунок 4.31 – Моделирование режимов холостой ход – номинал – холостой ход генератора с закрытыми пазами при 24000 мин^{-1}

Как видно из рисунка 4.31, заброс мгновенного значения напряжения фазы генератора при снятии нагрузки достигает практически 400 В. В то же время в результате проектирования высокооборотных синхронных генераторов ГСР-90/120 и ГТ125НЖЧ24 были разработаны и реализованы алгоритмы ограничения напряжения, которые обеспечивает система регулирования и защиты.

Для этой же конструкции ротора основного генератора был выполнен прочностной расчет вариантов пакета ротора для сплава 49К2ФА2 и сплава VACODUR S Plus. Предел текучести для указанных материалов составляет 345 и 800 МПа соответственно. В результате расчетов (рисунок 4.32) можно сделать

однозначный вывод: выбранные главные размеры обеспечивают прочность ротора неявнополюсной конструкции с закрытыми пазами при частоте вращения 24000 мин^{-1} при применении сплава VACODUR S Plus с запасом прочности 1,514.

Применение сплава 49K2ФА2 имеет ограничение по частоте вращения не более $18000...19000 \text{ мин}^{-1}$. Следует отметить, что синхронные генераторы на основе этого сплава могут с успехом применяться без привода постоянных оборотов на отечественных маршевых авиационных двигателях типа НК-25.

Таким образом, проведенные исследование показали, что выбранные главные размеры основного генератора, воздушный зазор и параметры обмотки (таблица 4.19, вариант № 5) позволяют спроектировать генератор мощностью 250 кВА с минимальной удельной массой. Основные параметры основного генератора указанной мощности, полученные в результате проектировочного электромагнитного расчета, приведены в таблице 4.19.

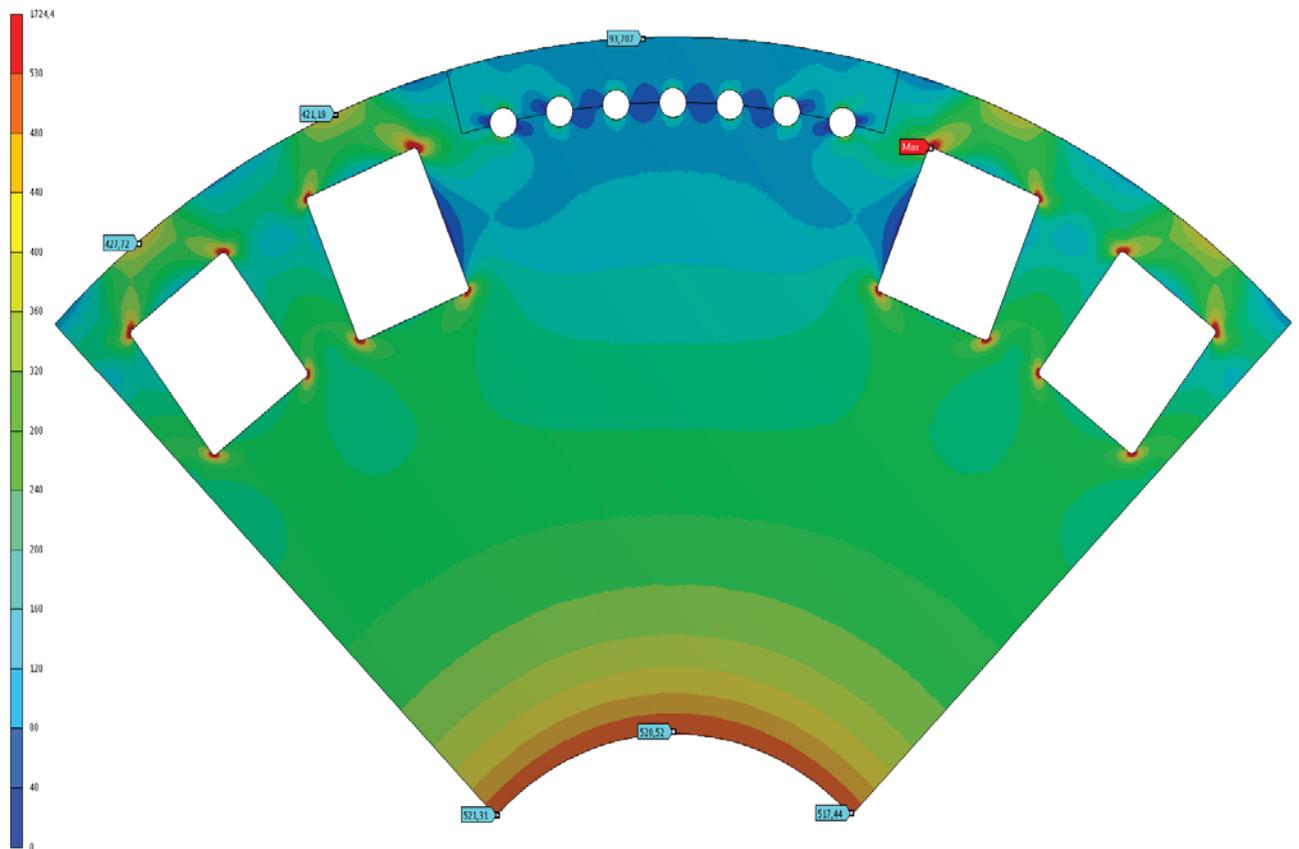


Рисунок 4.32 – Распределение механических напряжений в индукторе основного генератора с закрытыми пазами при 24000 мин^{-1}

Таблица 4.19 – Проектировочные параметры генератора ГТ250НЖ24

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ			
Мощность	$S_{ном}$	ВА	250000
Напряжение	U	В	120
Ток якоря	$I_{я}$	А	362,3
Частота сети	f	Гц	360/800
Частота вращения ротора	n	-	10800/24000
Число фаз	m	-	3
Число пар полюсов	p	-	2
Коэффициент мощности	$\cos \varphi$	-	0,8
Температура охл. среды	$t_{оср}$	°С	165
Расход требуемый	$Q_{т}$	г/с	
Расход заданный	$Q_{з}$	г/с	
Сталь якоря		49К2ФА	
Сталь индуктора		49К2ФА	
Провод якоря		ПНЭТП	
Провод индуктора		ПНЭТП	
ОСНОВНЫЕ РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ			
Диаметр якоря по зубцам (расточка)	D_a	м	0,178
Диаметр якоря по спинке	D_{ja}	м	0,2595
Диаметр индуктора	$D_{и}$	м	0,1762
Диаметр вала	$D_{в}$	м	0,800
Длина пакета якоря	l_a	м	0,133
Длина пакета индуктора	l_p	м	0,135
Полюсное деление	τ	м	0,14
Рабочий зазор	δ	м (мм)	0,0009 (0,9)
Коэффициент полюсного перекрытия (конструктивный)	α_p	-	0,642
Линейная нагрузка	A	А/см	544,25
Индукция в зазоре при холостом ходе	$B\delta$	Тл	
Относительный шаг обмотки	β	-	2/3
Число пазов на полюс и фазу	q	-	7
Число витков фазы	w	-	14
Шаг обмотки	y	-	14
Скос пазов	$\beta_{ск}$	-	0,0476
Число пазов на полюс	τ_z	-	21
Пазовое деление	τ_z	м	0,0067
РАСЧЕТНЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ			
Коэффициент полюсного перекрытия (расчетный)	α_i	-	0,7
Коэффициент распределения	K_p	-	0,9558
Коэффициент укорочения	K_y	-	0,866
Коэффициент скоса	$K_{ск}$	-	0,999
Коэффициент обмотки якоря	K_w	-	0,827
Коэффициент формы	K_f	-	1,051
Коэффициент формы поля по продольной оси d	K_a	-	0,9516

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
Коэффициент реакции якоря по продольной оси d	Kd	-	0,9516
Коэффициент реакции якоря по поперечной оси q	Kq	-	0,856
Коэффициент дифференциального рассеяния	$Kдр$	-	0,9516
Коэффициент воздушного зазора якоря	$K\delta 1$	-	1,183
Коэффициент воздушного зазора демпфера	$K\delta 2$	-	1
Коэффициент воздушного зазора	$K\delta$	-	1,183
Коэффициент заполнения стали якоря	$Kзся$	-	0,95
Коэффициент заполнения стали индуктора	$Kзси$	-	0,95
Коэффициент зубцов индуктора	γp	-	0,67
РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ ЯКОРЯ			
ОБМОТОЧНЫЕ ДАННЫЕ			
Число проводников в пазу ОЯ	N	-	2
Число параллельных ветвей	$a1$	-	2
Число параллельных проводов	$a2$	-	1
Площадь проводника обмотки якоря	$Q_{мя}$	$м^2$	$7,237 \cdot 10^{-6}$
Плотности тока (номинальная)	J_a	$А/мм^2$	25,0
Размеры голого провода ОЯ	$a_r \times b_r$	$м \times м$	$1,9 \cdot 10^{-3} \times 4 \cdot 10^{-3}$
Размеры изолированного провода ОЯ	$a_{из} \times b_{из}$	$м \times м$	$2,05 \cdot 10^{-3} \times 4,17 \cdot 10^{-3}$
Длина лобовой части ОЯ	$L_{лоб}$	$м$	0,131
Вылет лобовой части ОЯ	L_v	$м$	0,0354
Средняя длина витка ОЯ	$L_{ср}$	$м$	0,528
Сопrotивление фазы обмотки якоря (20)	R_a	$Ом$	0,00896
Сопrotивление фазы обмотки якоря (185)	R_{a1}	$Ом$	0,0154
Длина на выход провода из паза	B	$м$	0,008
Зазор между секциями соседних пазов в лобовой части	S	$м$	0,0008
ПАЗ И ЗУБЕЦ			
Ширина паза	$b_{п}$	$м$	0,00283
Высота зубца	h_z	$м$	0,0108
Высота шлица паза	$h_{ш}$	$м$	0,0008
Радиусы секторов под клин	h_z	$м$	0,0005
Ширина шлица паза	$b_{ш} = b_{п}$		открытый
Площадь паза	$S_{п}$	$м^2$	$2,57 \cdot 10^{-5}$
Ширина зубца в верхней части	b_{z1}	$м$	0,00463
Ширина зубца в нижней части	b_{z2}	$м$	0,00392
Зубцовый коэффициент	K_z	-	1,7
Высота ярма якоря	h_{ja}	$м$	0,03
Проводимость пазового рассеяния	$\lambda_{п}$	$Гн/м$	$1,597 \cdot 10^{-6}$
Проводимость рассеяния высших гармоник	λ_z	$Гн/м$	$0,81 \cdot 10^{-6}$
Проводимость рассеяния лобовых частей	$\lambda_{л}$	$Гн/м$	$1,578 \cdot 10^{-6}$

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
Суммарная проводимость высших гармоник	$\Sigma\lambda$	Гн/м	$3,9857 \cdot 10^{-6}$
СОПРОТИВЛЕНИЯ И РЕАКТАНСЫ			
Полное индуктивное сопротивление рассеяния	X_l (360/800)	Ом	0,0336/0,0746
Полное индуктивное сопротивление рассеяния (относительное)	X_{lotn} (360/800)	о.е.	0,0529/0,1175
Продольное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_{ad} (360/800)	Ом	1,908/4,24
Продольное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d (отн.)	X_{adotn} (360/800)	о.е.	3,00/6,678
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_d (360/800)	Ом	1,941/4,314
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d (отн.)	X_{dotn} (360/800)	о.е.	3,0577/6,795
Поперечное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_{aq} (360/800)	Ом	1,634/3,63
Поперечное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q (отн.)	X_{aqotn} (360/800)	о.е.	2,57/5,72
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_q (360/800)	Ом	1,667/3,705
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q (отн.)	X_{qotn} (360/800)	о.е.	2,626/5,836
Сопротивление фазы обмотки якоря	R_{aotn}	о.е.	0,0141
Относительное активное сопротивление обмотки возбуждения	R_{votn}	о.е.	0,0255
Относительное реактивное сопротивление рассеяния обмотки возбуждения	X_{votnf} (360/800)	о.е.	0,0759/169
Относительное реактивное сопротивление обмотки возбуждения	X_{votn} (360/800)	о.е.	3,0807/6,846
Относительное реактивное сопротивление демпфера по оси d	X_{DD} (360/800)	о.е.	0,3219/0715
Относительное реактивное сопротивление демпфера по оси q	X_{DQ} (360/800)	о.е.	0,0468/0,104
Относительное активное сопротивление демпфера по оси d	R_{DD} (360/800)	о.е.	0,1746
Относительное активное сопротивление демпфера по оси q	R_{DQ} (360/800)	о.е.	0,0259
Относительное переходное реактивное сопротивление по оси d	$X^{\prime}D$ (360/800)	о.е.	0,127/0,282
Относительное сверхпереходное реактивное сопротивление по оси d	$X^{\prime\prime}D$ (360/800)	о.е.	0,113/0,252
Относительное сверхпереходное реактивное сопротивление по оси q	$X^{\prime\prime}Q$ (360/800)	о.е.	0,0989/0,22
Относительное реактивное сопротивление обратного следования	X_2 (360/800)	о.е.	0,106/0,2355

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
фаз			
Постоянная времени обмотки возбуждения	$Td0$	с	0,0534/0,0468
Постоянная времени обмотки возбуждения переходного режима	$T'd0$	с	0,00222/0,00194
Постоянная времени сверхпереходного режима	$T''d0$	с	0,000277/0,000243
РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ ИНДУКТОРА			
Диаметр верхний по центрам ОВ	$D_{\text{овв}}$	м	0,166
Диаметр нижний по центрам ОВ	$D_{\text{овн}}$	м	0,1416
Диаметр по центрам демпферных стержней	$D_{\text{вдс}}$	м	0,166
Число витков обмотки возбуждения	$w_{\text{в}}$	-	64
Размеры голого провода ОВ	$a_{\text{гов}} \times b_{\text{гов}}$	м × м	$2,8 \cdot 10^{-3} \times 1,32 \cdot 10^{-3}$
Размеры изолированного провода ОВ	$a_{\text{изов}} \times b_{\text{изов}}$	м × м	$2,94 \cdot 10^{-3} \times 1,36 \cdot 10^{-3}$
Плотности тока (номинальная)	$J_{\text{в}}$	А/мм ²	18,4
Число виртуальных пазов	$Z_{\text{р}}$	-	24
Число обмотанных пазов	$Z_{\text{ор}}$	-	16
Число катушек на полюс	$N_{\text{к}}$	-	2
Число слоев ОВ по вертикали	$N_{\text{в}}$	м	8
Число слоев ОВ по горизонтали	$N_{\text{г}}$	м	4
Высота паза индуктора	$H_{\text{пи}}$	м	0,0125
Ширина паза индуктора	$B_{\text{пи}}$	м	0,0126
Высота шлица над пазом индуктора	$H_{\text{ши}}$	м	0,0047
Вылет лобовой части ОВ	$L_{\text{вов}}$	м	0,045
Средняя длина лобовой части ОВ	$L_{\text{лов}}$	м	0,17
Средняя длина витка ОВ	$L_{\text{сров}}$	м	1,1
Сопротивление фазы обмотки возбуждения (20)	$R_{\text{в}}$	Ом	1,648
Сопротивление фазы обмотки возбуждения (200)	$R_{\text{вт}}$	Ом	2,94
Длина полюсной дуги	$b_{\text{р}}$	м	0,0972
Высота сердечника полюса	$h_{\text{м}}$	м	0,0209
Ширина сердечника полюса max	$b_{\text{мmax}}$	м	0,0572
Ширина сердечника полюса min	$b_{\text{мин}}$	м	0,04277
Высота ярма индуктора	$h_{\text{я}}$	м	0,0272
Средняя длина магнитной силовой линии в индукторе	$L_{\text{я}}$	м	0,0842
Проводимость полного потока рассеяния индуктора	$\lambda_{\text{я}}$	Гн	$1,839 \cdot 10^{-7}$
Число стержней демпфера на полюс	$N_{\text{д}}$	-	4
Шаг демпфера	$t_{\text{зд}}$	м	0,007855
Диаметр отверстия для стержня	$D_{\text{отвд}}$	м	3,2
Диаметр стержня демпфера	$D_{\text{стд}}$	м	0,003
Ширина зубца демпфера	$b_{\text{зд}}$	м	0,00542
Ширина шлица демпфера	$b_{\text{шд}}$	м	-
Высота шлица демпфера	$h_{\text{шд}}$	м	0,0031

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
МАССА АКТИВНЫХ МАТЕРИАЛОВ ГЕНЕРАТОРА			
ЯКОРЬ			
Масса стали якоря	$G_{стя}$	кг	25,45
Масса меди якоря	$G_{мя}$	кг	3,0
Масса якоря	$G_{я}$	кг	28,45
ИНДУКТОР			
Масса стержней демпфера	$G_{стд}$	кг	0,203
Масса крайних листов демпфера	$G_{кд}$	кг	0,562
Масса стали сердечников полюсов	$G_{стп}$	кг	18,05
Масса меди обмотки возбуждения	$G_{мв}$	кг	7,889
Масса индуктора	$G_{инд}$	кг	26,7
ГЕНЕРАТОР			
Масса активных материалов генератора	$G_{акт}$	кг	55,152

По данным таблицы 4.19 был разработан эскиз расточки основного генератора (рисунок 4.33) для разработки конструкции, максимальный диаметр по статору составляет 259,46 мм, что на 35 % больше, чем у аналогичного параметра серийного генератора ГТ120НЖ12 (192,0 мм), мощность которого составляет 120 кВА.

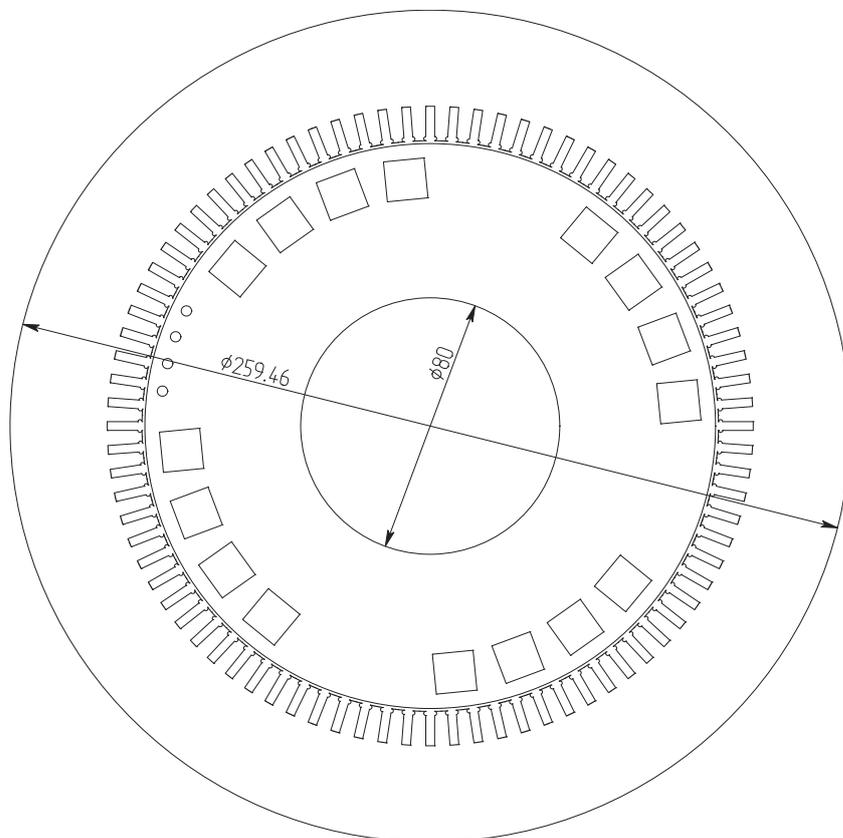


Рисунок 4.33 – Эскиз расточки основного генератора

Для спроектированной геометрической модели основного генератора были проведены поверочные расчеты с помощью аналитических методов расчета магнитного поля в электрической машине для частот вращения 10800 мин^{-1} (таблица 4.20) и 24000 мин^{-1} (таблица 4.21).

Таблица 4.20 – Расчет магнитной цепи при частоте вращения 10800 мин^{-1}

Параметр	Холостой ход	Номинальный режим	1,5 × 250кВА	3-кратное КЗ
Номинальное напряжение $U_n, \text{ В}$	230	230	230	-
Ток фазы статора, $I_f, \text{ А}$	0	362,3	543,5	1087
ЭДС фазы $E_f, \text{ В}$	230	241,85	247,85	0
Индукция в зазоре $B\delta, \text{ Тл}$	1,0	1,06	1,086	0,176
Полная МДС $\Sigma F, \text{ А}$	3227,1	7165,8	9975	15067
Ток возбуждения $I_v, \text{ А}$	25,21	55,98	77,93	117,71
Напряжение возбуждения $U_v, \text{ В}$	74,155	164,7	229,2	346,22
Мощность возбуждения $P_v, \text{ кВт}$	0,1870	9,218	17,861	40,754

Таблица 4.21 – Расчет магнитной цепи при частоте вращения 24000 мин^{-1}

Параметр	Холостой ход	Номинальный режим	1,5 x 250кВА	3-х кратное КЗ
Номинальное напряжение $U_n, \text{ В}$	230	230	230	-
Ток фазы статора $I_f, \text{ А}$	0	362,3	543,5	1087
ЭДС фазы $E_f, \text{ В}$	230	252,0	263,35	0
Индукция в зазоре $B\delta, \text{ Тл}$	0,453	0,497	0,52	0,614
Полная МДС $\Sigma F, \text{ А}$	868,7	6077	8819	16095
Ток возбуждения $I_v, \text{ А}$	6,787	47,5	68,9	125,75
Напряжение возбуждения $U_v, \text{ В}$	22,6	158,22	229,6	419,0
Мощность возбуждения $P_v, \text{ кВт}$	0,153	7,512	15,821	52,27

При проведении поверочных расчетов были получены составляющие потерь синхронного генератора, по которым был произведен расчет энергетических характеристик для частот вращения 12000 мин^{-1} (400 Гц) и 24000 мин^{-1} (800 Гц). Результаты расчетов приведены в таблице 4.22. Здесь крайне важно отметить, что несмотря на увеличение частоты перемагничивания стали при увеличении частоты переменного тока с 360 до 800 Гц потери в стали снижаются с 3,17 до

2,3 кВт. Это связано с тем, что индукция в зубцах и спинке якоря при увеличении частоты вращения снижается с 1,83 до 0,85 Тл. Магнитная цепь машины в этом случае не насыщена.

Таблица 4.22 – Энергетические характеристики генератора

Параметр	Значение $f=360$ Гц	Значение $f=800$ Гц
Потери в меди обмотки возбуждения, Вт	16590,0	11932,0
Потери в меди якоря, Вт	6079,1	6943,4
Потери в стали якоря, Вт	3172,0	2309,5
Механические потери, Вт	4500	12500
Суммарные потери, Вт	33375,0	33800,0
Полная мощность, Вт	283375,5	28380,0
Коэффициент мощности	1,0	1,0
Активная мощность, Вт	250000	25000
КПД, %	88,2	88,0

На этом же этапе проектирования были построена статическая регулировочная характеристика.

Данные для построения регулировочной характеристики приведены в таблице 4.23, графическое изображение – на рисунке 4.34. Как видно из этого рисунка, нагрузочная характеристика при 10800 мин^{-1} (360 Гц) имеет слабо выраженный изгиб, показывая, что магнитная цепь не насыщается значительно при увеличении тока возбуждения для компенсации реакции якоря от возрастающей нагрузки для этого режима.

Таблица 4.23 – Данные для построения регулировочной характеристики

Ток фазы якоря I_a , А	Ток возбуждения I_b , А / $10\ 800 \text{ мин}^{-1}$	Ток возбуждения I_b , А / 24000 мин^{-1}
0,0	25,2	6,78
362,32	55,98	47,48
543,48	77,93	68,9
1086,96	117,7	125,75

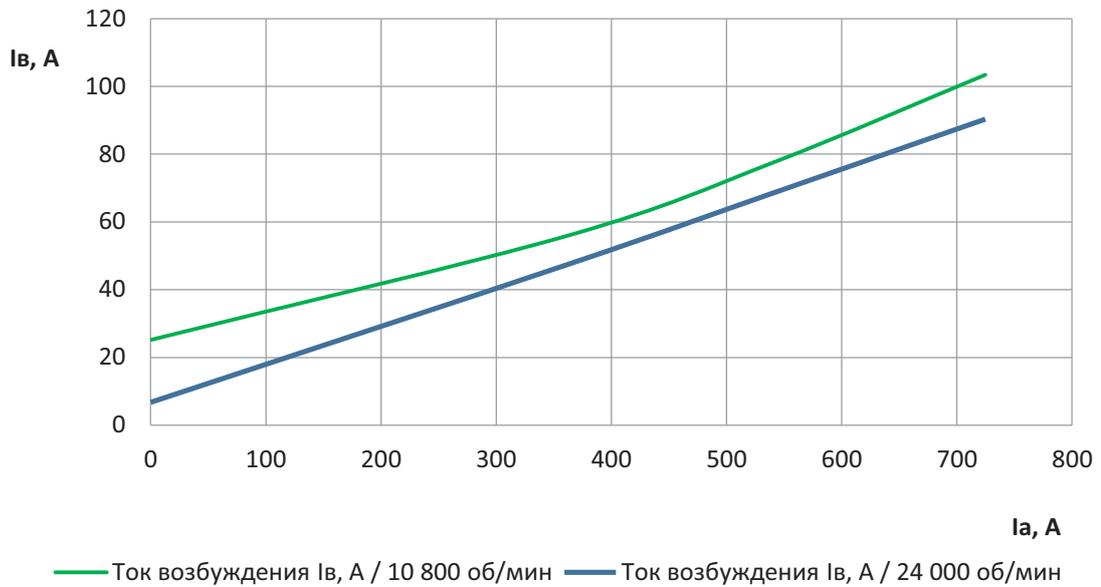


Рисунок 4.34 – Регулировочная характеристика генератора

Результаты проектирования основного генератора являются исходными данными для проектирования возбудителя. Исходными параметрами для проектирования возбудителя как обращенной электрической машины, работающей на выпрямительную нагрузку, были приняты постоянные напряжения и ток возбуждения на выходах вращающегося выпрямителя для режима работы на частоте вращения 10800 мин^{-1} (таблице 4.24).

В качестве выпрямителя в проектируемом синхронном генераторе по аналогии с генераторами меньшей мощности будет применяться блок вращающихся выпрямителей, собранный по двухполупериодной схеме Ларионова с коэффициентами выпрямления по напряжению 2,34 и току 0,8. Исходные данные для расчета возбудителя по переменному току (напряжению и тока фазы) приведены в таблице 4.25.

Таблица 4.24 – Параметры основного генератора для проектирования возбудителя

Режим	Напряжение фазы, В	Ток, А	Мощность, кВт	Ток возбуждения	Напряжение возб., В
Холостой ход	230,00	0,00	0,0	25,20	74,09
Номинал	230,00	347,22	250,0	55,98	164,58
1,5 номинала	230,00	520,83	375,0	77,93	229,11
3-кратное КЗ	0,00	1041,66	0	117,70	346,04

Таблица 4.25 – Параметры для возбудителя ГТ250НЖ24

Режим	Напряжение фазы, В	Ток фазы возбудителя, А	Мощность, кВт
Холостой ход	31,7	19,66	1,87
Номинал	70,33	43,67	9,21
1,5 номинала	97,91	60,79	17,85
3-кратное КЗ	147,88	91,81	40,73

С использованием данных таблицы 4.24 был проведен проектировочный электромагнитный расчет возбудителя основного генератора. Расчетные параметры возбудителя, полученные в результате проектировочного электромагнитного расчета, приведены в таблице 4.26.

Таблица 4.26 – Проектировочные параметры возбудителя ГТ250НЖ24

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ			
Мощность	$S_{ном}$	Вт	9200
Напряжение фазы	U	В	70,37
Ток фазы якоря	$I_{я}$	А	43,7
Частота сети	f	Гц	1080/2400
Частота вращения ротора	n	-	10800/24000
Число фаз	m	-	3
Число пар полюсов	p	-	6
Коэффициент мощности	$\cos \varphi$	-	1,0
Температура охл. среды	$t_{оср}$	°С	150
Расход требуемый	$Q_{т}$	г/с	
Расход заданный	$Q_{з}$	г/с	
Сталь якоря		Vacodur S Plus	
Сталь индуктора		49К2ФА	
Провод якоря		ПНЭТП	
Провод индуктора		ПНЭТП	
ОСНОВНЫЕ РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ			
Диаметр якоря по зубцам (расточка)	D_a	м	0,132
Диаметр индуктора внутренний	D_i	м	0,133
Диаметр якоря по спинке (вала)	D_{ja}	м	0,05
Диаметр возбудителя по спинке индуктора (посадочный)	$D_{инв}$	м	0,190
Длина пакета якоря	l_a	м	0,038
Длина пакета индуктора	l_p	м	0,038
Полюсное деление	τ	м	0,0346
Рабочий зазор	δ	м (мм)	0,0005 (0,5)
Коэффициент полюсного перекрытия (конструктивный)	α_p	-	0,65
Линейная нагрузка	A	А/см	607,0
Индукция в зазоре при холостом ходе	B_{δ}	Тл	0,84

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
Относительный шаг обмотки	β	-	2/3
Число пазов на полюс и фазу	q	-	1,0
Число зубцов якоря	z	-	36
Число витков фазы	w	-	48
Шаг обмотки	y	-	2 (1-3)
Скос пазов	$\beta_{ск}$	-	-
Число пазов на полюс	τz	-	3
Пазовое деление	τz	м	0,0115
РАСЧЕТНЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ			
Коэффициент полюсного перекрытия (расчетный)	α_i	-	0,7
Коэффициент распределения	K_p	-	1,0
Коэффициент укорочения	K_y	-	0,866
Коэффициент скоса	$K_{ск}$	-	1,0
Коэффициент обмотки якоря	K_w	-	0,866
Коэффициент формы	K_f	-	0,975
Коэффициент формы поля по продольной оси d	K_a	-	1,081
Коэффициент реакции якоря по продольной оси d	K_d	-	0,849
Коэффициент реакции якоря по поперечной оси q	K_q	-	0,495
Коэффициент дифференциального рассеяния	$K_{др}$	-	0,0512
Коэффициент воздушного зазора якоря	$K_{\delta 1}$	-	1,0
Коэффициент воздушного зазора демпфера	$K_{\delta 2}$	-	1,0
Коэффициент воздушного зазора	K_{δ}	-	1,0
Коэффициент заполнения стали якоря	$K_{зся}$	-	0,95
Коэффициент заполнения стали индуктора	$K_{зси}$	-	0,95
РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ ЯКОРЯ			
ОБМОТОЧНЫЕ ДАННЫЕ			
Число проводников в пазу ОЯ	N	-	16
Число параллельных ветвей	a_1	-	1
Число параллельных проводов	a_2	-	2
Площадь проводника обмотки якоря	$Q_{мя}$	м ²	$1,0936 \times 10^{-6}$
Плотности тока (номинальная)	J_a	А/мм ²	21,3
Размеры голого провода ОЯ	d_r	м	0,00118
Размеры изолированного провода ОЯ	$d_{из}$	м	0,001284
Длина лобовой части ОЯ	$L_{лоб}$	м	0,0494
Вылет лобовой части ОЯ	L_v	м	0,00914
Средняя длина витка ОЯ	$L_{ср}$	м	0,1557
Сопrotивление фазы обмотки якоря (20)	R_a	Ом	0,0448
Сопrotивление фазы обмотки якоря (185)	R_{at}	Ом	0,091
ПАЗ И ЗУБЕЦ			
Ширина зубца	b_z	м	0,006

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
Высота зубца	h_z	м	0,018
Высота паза	$h_{п1}$	м	0,015
Высота шлица паза	$h_{ш}$	м	0,003
Площадь паза	$S_{п1}$	м ²	$55,2 \times 10^{-6}$
Ширина паза в верхней части	$b_{п1}$	м	0,005
Ширина паза в нижней части	$b_{п2}$	м	2,37
Зубцовый коэффициент	K_z	-	2,1097
Высота ярма якоря	h_{ja}	м	0,023
Проводимость пазового рассеяния	$\lambda_{п1}$	Гн/м	$0,826 \times 10^{-6}$
Проводимость рассеяния высших гармоник	λ_z	Гн/м	$1,82 \times 10^{-6}$
Проводимость рассеяния лобовых частей	$\lambda_{л1}$	Гн/м	$0,218 \times 10^{-6}$
Суммарная проводимость высших гармоник	$\Sigma \lambda$	Гн/м	$2,86 \times 10^{-6}$
СОПРОТИВЛЕНИЯ И РЕАКТАНСЫ			
Полное индуктивное сопротивление рассеяния	$X_{л1}$ (1080/2400)	Ом	0,56/1,0243
Полное индуктивное сопротивление рассеяния (относительное)	$X_{л0тн}$ (1080/2400)	о.е.	0,417/0,928
Продольное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_{ad} (1080/2400)	Ом	3,485/5,79
Продольное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d (отн.)	$X_{ad0тн}$ (1080/2400)	о.е.	2,6/4,7
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d	X_d (1080/2400)	Ом	4,04/7,75
Продольное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси d (отн.)	$X_{d0тн}$ (1080/2400)	о.е.	3,02/5,79
Поперечное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_{aq} (1080/2400)	Ом	1,73/3,83
Поперечное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q (отн.)	$X_{aq0тн}$ (1080/2400)	о.е.	1,288/2,86
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q	X_q (1080/2400)	Ом	2,28/5,07
Поперечное синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по оси q (отн.)	$X_{q0тн}$ (1080/2400)	о.е.	1,7/3,79
Сопротивление фазы обмотки якоря (185) (отн.)	$R_{a0тн}$	о.е.	0,0448
Относительное активное сопротивление обмотки возбуждения	$R_{в0тн}$	о.е.	0,0147
Относительное реактивное сопротивление обмотки возбуждения	$X_{в0тн}$ (1080/2400)	о.е.	2,88/6,25
Относительное переходное реактивное сопротивление по оси d	$X'D$ (1080/2400)	о.е.	0,67/1,36
Постоянная времени обмотки возбуждения	T_{d0}	с	0,0028
Постоянная времени обмотки	$T'd_0$	с	0,00062

НАИМЕНОВАНИЕ ПАРАМЕТРА	ИНДЕКС	РАЗМЕРНОСТЬ	ЧИСЛЕННОЕ ЗНАЧЕНИЕ
возбуждения переходного режима			
РАЗМЕРЫ И ПАРАМЕТРЫ ИНДУКТОРА			
Число витков обмотки возбуждения	w_B	-	135
Размеры голого провода ОВ	$da_{\text{гов}}$	м	0,00085
Размеры изолированного провода ОВ	$da_{\text{изов}}$	м	0,000942
Площадь проводника ОВ	$Q_{\text{мов}}$	м ²	$5,67 \times 10^{-7}$
Плотности тока (номинальная)	J_B	А/мм ²	6,9
Число катушек на полюс	Nk	-	1
Число слоев ОВ по вертикали	N_B	м	15
Число слоев ОВ по горизонтали	N_{Γ}	м	9
Средняя длина витка ОВ	$L_{\text{сров}}$	м	0,1046
Сопrotивление фазы обмотки возбуждения (20)	R_B	Ом	5,237
Сопrotивление фазы обмотки возбуждения (200)	R_{Bt}	Ом	6,49
Длина полюсной дуги	bp	м	0,0225
Высота полюса	h_{mn}	м	0,0205
Высота сердечника полюса	hm	м	0,0185
Ширина сердечника полюса	bm	м	0,015
Высота полюсного наконечника	$hp1$	м	0,002
Высота ярма индуктора	hj	м	0,008
Средняя дина магнитной силовой линии в индукторе	L_j	м	0,0476
Проводимость полного потока рассеяния индуктора	λ_j	Гн/м	$7,31 \times 10^{-8}$
МАССА АКТИВНЫХ МАТЕРИАЛОВ ВОЗБУДИТЕЛЯ			
ЯКОРЬ			
Масса ярма якоря	G_a	кг	1,67
Масса зубцов	G_z	кг	0,95
Масса стали якоря	$G_{\text{стя}}$	кг	2,63
Масса меди якоря	$G_{\text{мя}}$	кг	0,486
Масса якоря	G_y	кг	3,084
ИНДУКТОР			
Масса стали сердечников полюсов	$G_{\text{стп}}$	кг	1,05
Масса меди обмотки возбуждения	$G_{\text{мв}}$	кг	1,0
Масса индуктора	$G_{\text{инд}}$	кг	3,27
Масса активных материалов генератора	$G_{\text{акт}}$	кг	6,35

По результатам проектировочного расчета возбудителя была разработана геометрическая модель расточки якоря возбудителя, эскиз которой приведен на рисунке 4.35.

Поверочные расчеты возбудителя, проведенные с помощью аналитических методов расчета магнитного поля в электрической машине для частоты вращения 10800 мин^{-1} , сведены в таблицу 4.27. Результаты расчетов показывают, что в

статических режимах мощность, необходимая для возбуждения возбудителя, не превышает 300 В, а ток возбуждения – не превышает 10 А.

Этот показатель позволяет для отработки регулирования напряжения генератора в ходе отработки и испытаний использовать регуляторы типа БРЗУ-115ПЧ или БРЗУ-ОСГ, а также серийные БРЗУ115ВА2С.

Таблица 4.27 – Расчет магнитной цепи возбудителя при $n = 10800 \text{ мин}^{-1}$

Номинальное напряжение $U_{фв}$, В	70,36	97,91	129,6	147,9
Ток фазы статора, $I_{фв}$, А	43,67	60,79	80,45	91,8
Ток возбуждения $I_{вв}$, А	3,73	4,84	6,46	8,0
Напряжение возбуждения $U_{вв}$, В	27,95	36,25	48,35	59,85
Мощность возбуждения $P_{вв}$, Вт	104,36	175,5	312,17	480,0

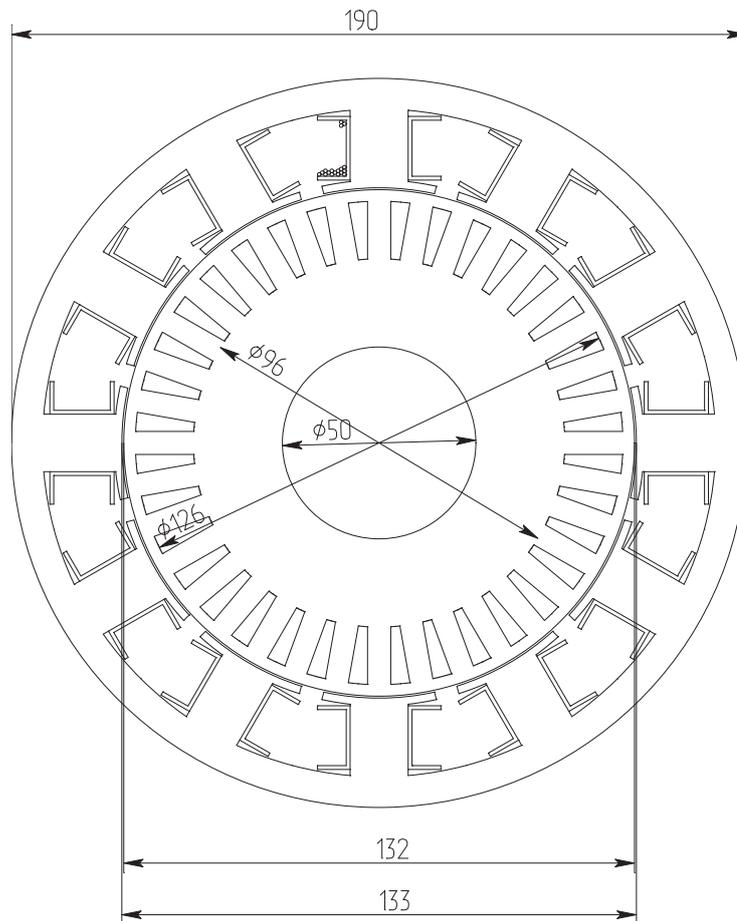


Рисунок 4.35 – Эскиз расточки возбудителя

Энергетические характеристики возбудителя синхронного генератора для частот вращения $10800 \dots 24000 \text{ мин}^{-1}$ (2400 Гц) сведены в таблицу 4.28.

Таблица 4.28 – Энергетические характеристики возбудителя

Параметр	Значение $f=1080$ Гц	Значение $f=2400$ Гц
Потери в меди обмотки возбуждения, Вт	104,34	59,1
Потери в меди якоря, Вт	521,3	375,0
Потери в стали якоря, Вт	1478,0	1077,5
Суммарные потери, Вт	2318,2	2022,1
Полная мощность, Вт	11535,0	8652,8
КПД, %	79,9	76,6

Подвозбудитель предназначен для снабжения электропитанием БРЗУ, который регулирует ток возбуждения индуктора возбудителя в зависимости от нагрузки на основном генераторе и его частоты вращения. Основные параметры подвозбудителя приведены в таблице 4.29. Эскиз расточки подвозбудителя в целом изображен на рисунке 4.36. При этом необходимо отметить, что для этих генераторов был спроектирован подвозбудитель малой мощности, который может работать в отдельных режимах с серийными БРЗУ115В02С.

Таблица 4.29 – Расчетные параметры подвозбудителя ГТ250НЖ24

Наименование физической величины	Обозначение	Расчетное значение
Номинальная мощность, кВт	$P_{\text{ном}}$	0,9
Номинальное фазное напряжение, В	$U_{\text{фном}}$	30
Частота вращения, мин ⁻¹	$n_{\text{ном}}$	10800...24000
Число полюсов	$2p$	8
Режим работы		Длительный
Материал стали статора		Сталь 2412
Толщина листов статора, м	$\Delta_{\text{ст}}$	0,00018
Материал стали ротора		Нержавеющая сталь 12Х18
Толщина листов ротора, м	$\Delta_{\text{р}}$	0,00018
Основные параметры постоянных магнитов		
Марка магнита		НмБ 310/160
Материал магнита		Сплав «неодим-железо-бор»
Остаточная индукция, Тл	B_r	1,3
Коэрцитивная сила по индукции, А/м	$H_{\text{св}}$	920000
Высота магнита, м	$h_{\text{м}}$	0,0005
Ширина магнита (max/min), м	$b_{\text{м}}$	10,11/8,15
Длина одного магнита, м	$l_{\text{пм}}$	25,0
Число магнитов на одном полюсе	$N_{\text{пмп}}$	1
Основные геометрические размеры		
Диаметр ротора, м	$D_{\text{р}}$	0,104
Диаметр расточки статора, м	$D_{\text{а}}$	0,105
Длина воздушного зазора, м	δ	0,0005
Полюсное деление, м	τ	0,0206
Коэффициент полюсного перекрытия	α	0,648
Активная длина статора, м	$l_{\text{а}}$	0,025

Наименование физической величины	Обозначение	Расчетное значение
Активная длина ротора, м	l_p	0,025
Высота бандажной перемычки, м	$h_{\text{бк}}$	0,002
Диаметр вала ротора, м	D_B	0,05
Основные геометрические размеры статора		
Число зубцов статора	z	48
Ширина зубца, м	b_{z1}	0,002
Ширина паза мах, м	b_{z1}	0,00572
Ширина паза мин, м	$b_{п2}$	0,00496
Высота зубца, м	h_z	0,007
Конфигурация паза		трапецеидальный
Площадь паза, мм ²	$S_{\text{п}}$	35,2
Высота шлица, м	$h_{\text{ш}}$	0,0004
Ширина шлица, м	$b_{\text{ш}}$	0,00144
Высота шлица под клин, м	$h_{\text{шк}}$	0,0003
Высота ярма статора, м	$h_{\text{я}}$	0,005
Параметры обмотки статора		
Коэффициент укорочения	K_y	1,0
Коэффициент распределения	K_p	1,0
Коэффициент скоса	$K_{\text{ск}}$	0,955
Обмоточный коэффициент	K_o	0,955
Коэффициент воздушного зазора	K_{δ}	1,00125
Число фаз		3
Соединение фаз		звезда
Число пазов на полюс и фазу полное	q	1
Число сторон секций в пазу	$N_{\text{ст}}$	2
Число параллельных ветвей	a_1	1
Число параллельных проводов	a_2	1
Число проводников в пазу	N_a	22
Число витков в фазе	$w_{\text{ф}}$	176
Марка провода		ПНЭТ имид
Сечение провода, мм ²	$S_{\text{пр}}$	5,675
Размеры провода голого, м	d	0,00085
Размеры провода изолированного, м	$d_{\text{из}}$	0,000942
Коэффициент заполнения паза	$K_{\text{зп}}$	0,436
Вылет обмотки статора, м	$l_{\text{выл}}$	0,0134
Средняя длина витка, м	L_B	0,127
Активное сопротивление фазы при 20 °С, Ом	R_a	0,693 (1,053 при 150°С)
Индуктивное сопротивление рассеяния фазы, Ом	X_s	3,036/6,86
Индуктивное сопротивление фазы по оси d, Ом	X_d	8,26/18,5
Индуктивное сопротивление фазы по оси q, Ом	X_q	7,9/17,7
Шаг по пазам	y	3 (1 - 4)
Массо-габаритные характеристики		
Масса генератора, кг	$M_{\text{стгм}}$	2,16

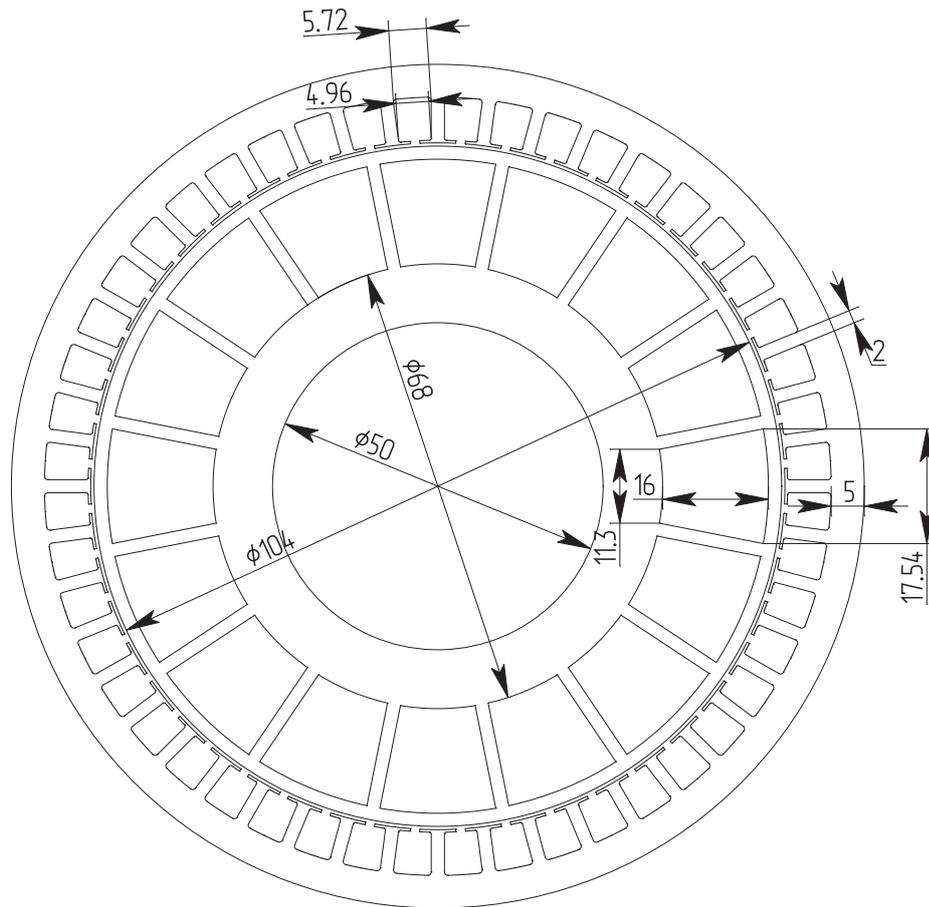


Рисунок 4.36 – Эскиз расточки подвозбудителя

Энергетические характеристики подвозбудителя синхронного генератора ГТ250НЖ24 в статических режимах работы на частотах вращения 10800 мин^{-1} (1440 Гц) и 24000 мин^{-1} (3200 Гц) приведены в таблице 4.30.

Таблица 4.30 – Энергетические характеристики подвозбудителя

Параметр	Значение $f=1440 \text{ Гц}$	Значение $f=3200 \text{ Гц}$
Потери в меди якоря, Вт	128	143
Потери в стали якоря, Вт	48	155
Пульсационные потери в индукторе, Вт	50,7	168
Суммарные потери, Вт	128,55	467
Полная мощность, Вт	952	1192
Коэффициент мощности	1,0	1,0
КПД, %	76,25	60,9

Проверочные расчеты спроектированного генератора управления для крайних частот вращения были проведены с помощью метода конечных элементов. Внешние характеристики, полученные в результате расчета, приведены на рисунке 4.37. Из графиков видно, что данная машина с

применением магнитов на основе сплава неодима железа и бора типа НмБ310 [108] спроектирована с некоторым запасом.

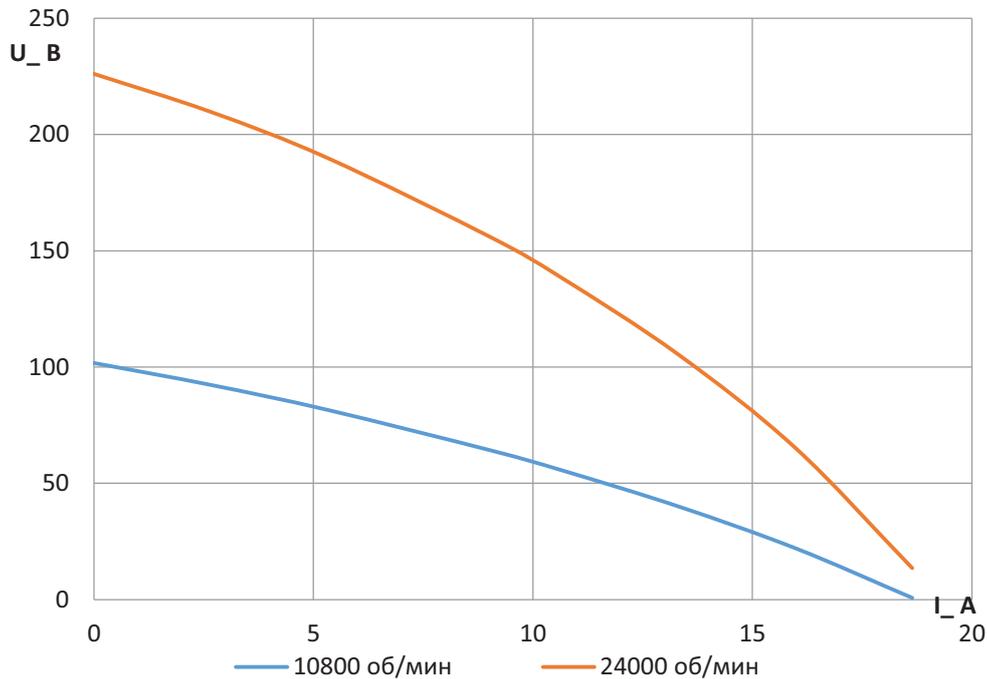


Рисунок 4.37 – Внешние характеристики подвозбудителя

Синхронный генератор ГТ250НЖ24 построен на основе традиционных подходов к конструированию авиационных трехкаскадных серийных генераторов. В то же время основным конструктивным отличием нового генератора является консольное расположение не только подвозбудителя, но и возбудителя за задним подшипником. Такое расположение в условиях высоких частот вращения позволяет более равномерно нагружать передний и задний подшипники, а следовательно, продлить их срок службы, а значит, и повысить ресурс всего синхронного генератора (рисунок 4.38).

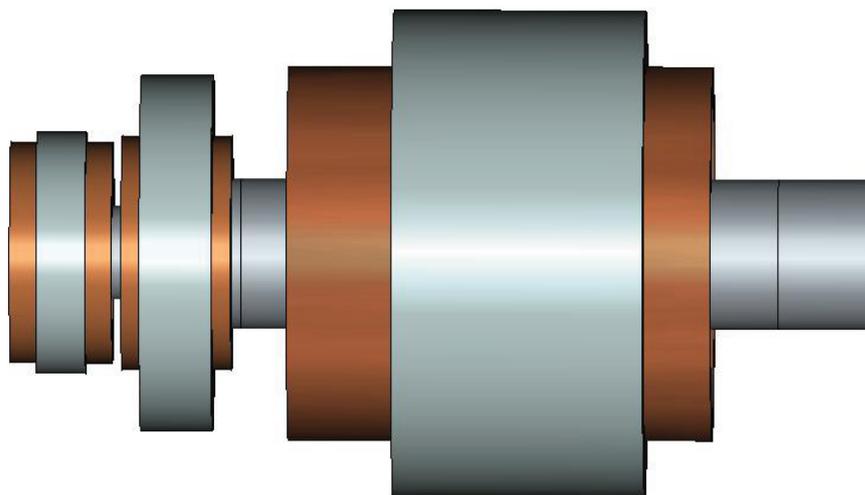


Рисунок 4.38 – Компоновка синхронного генератора ГТ250НЖ24

Вал по аналогии с американским генератором и генератором ГСР-90/120 выбран полым и большого диаметра – 80 мм. Материал деталей вала – сталь типа 30ХГСА или титановый сплав типа ВТ-14. Вал является разборным по конструкции, что обеспечивает установку в него блока вращающихся выпрямителей.

Система охлаждения генератора – жидкостная, распылительного типа, разработанная по аналогии с генераторами ГСР-90/120 и ГТ120НЖЧ12. Подача охлаждающего масла к распылительным форсункам на валу ротора производится через внешний трубопровод к входному штуцеру и далее, в полость вала. При разработке конструкции для обеспечения прочности расчетным путем были определены посадки для основных узлов:

1. Индуктор основного генератора – 60Н8(+0,046/0), вал под индуктором – 60u8(+0,133/+0,087) с накаткой на валу Ra1,6.
2. Якорь возбуждителя – 44Н7(+0,025/0), вал под пакетом якоря возбуждителя – 44s7(+0,068/0,043) с накаткой на валу Ra1,6.
3. Индуктор подвозбудителя – 25Н7(+0,021/0), вал – 25s7(+0,056/+0,035) с накаткой на валу Ra1,6.
4. Подшипники на валу 40h5(+0,064/+0,048) Ra0,63.

Выбор посадок производился из условия, чтобы при наименьшем натяге была обеспечена прочность каждого соединения и передача нагрузки, а при

наибольшем натяге – прочность деталей узлов. Выбранные посадки были проверены опытным путем при изготовлении экспериментальных образцов генераторов ГСР-90/120.

3D-модель высокооборотного синхронного генератора повышенной мощности ГТ250НЖ24 приведена на рисунке 4.39.

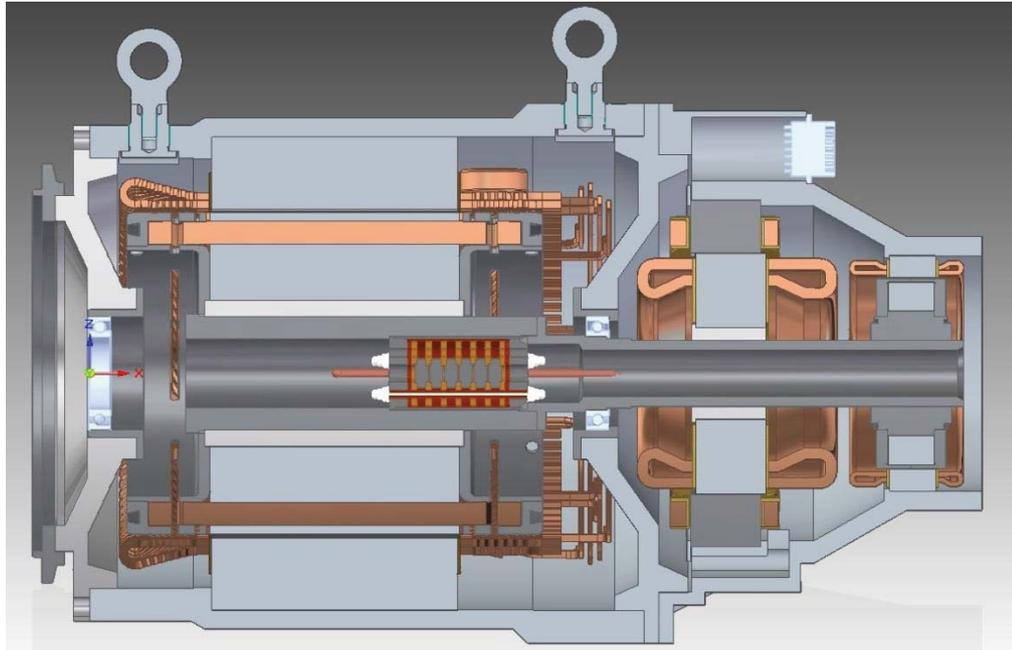


Рисунок 4.39 – 3D-модель синхронного генератора ГТ250НЖ24 (вид 1)

Выводы по главе 4

1. Разработанная методология проектирования трехкаскадных высокооборотных синхронных генераторов была апробирована впервые при разработке синхронного генератора ГСР-40ПЧ для системы электроснабжения нового легкого военно-транспортного самолета Ил-112В. Применение методов оптимального проектирования согласно разработанной методологии проектирования позволило снизить массу генератора на 3,4 кг и сократить время его проектирования.

2. Разработка экспериментального образца высокооборотного синхронного генератора ГСР-90/120 с номинальной мощностью 120 кВА и максимальной

мощностью 180 кВА, а также его более мощной модификации ГТК1205НЖ24 (максимальная мощность 250 кВа), произведена полностью по алгоритмам, разработанным в соответствии с новой методологией проектирования. Экспериментальный образец ГСР-90/120 изготовлен в АО «УАПО» и проходит исследовательские испытания.

3. Разработанная методология оптимального проектирования позволила создать до уровня полноценной 3D-модели новый высокооборотный генератор ГТ250НЖ24 с максимальной мощностью 500 кВА, не уступающий по основным характеристикам генератору Hamilton Sundstrand Corporation, установленному на маршевых двигателях самолета Боинг 787, что позволило существенно сократить отставание от конкурентов в области создания таких генераторов.

4. Разработанная методология оптимального проектирования может применяться и для проектирования различных электрических машин, включая генераторы для самолетов и вертолетов других типов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертационной работе решена проблема создания системы проектирования высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением, отличающихся высокими удельными характеристиками с параметрами и показателями качества электроэнергии, удобными для эффективного преобразования в первичных системах электроснабжения и питания бортового многофункционального оборудования, имеющая существенное значение для эффективного применения авиационной техники. Приведены научно обоснованные технические решения по созданию авиационных высокооборотных синхронных генераторов повышенной мощности, внедрение которых вносит значительный вклад в повышение эффективности эксплуатации воздушных судов государственной и гражданской авиации России.

В работе получены следующие основные результаты:

1. Разработана концептуальная основа системного комплексного решения проблемы создания электромеханических преобразователей энергии летательных аппаратов нового поколения путем применения технологий имитационного моделирования и раскрытия механизмов внутренних потенциальных свойств высокооборотных синхронных генераторов, интеллектуальных систем поверочных расчетов авиационных систем электроснабжения.

Основные положения сводятся к следующему:

- 1.1 На основе развития концепции «более электрического самолета» определена проблема и сформулированы новые задачи системного улучшения качества систем электроснабжения путем создания информационно-технической системы разработки мощных источников электрической энергии на основе синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением, которая включает интеллектуальную подсистему поверочных расчетов авиационных систем электроснабжения.

1.2 На основе системного подхода сформулирована многоплановая задача согласования летно-технических, эксплуатационно-технических свойств систем электроснабжения и методологически обоснованы направления создания мощных электромеханических преобразователей энергии воздушных судов путем реализации требуемых свойств авиационных систем электроснабжения по улучшению удельных массо-энергических характеристик.

1.3 Результатом оптимального проектирования высокооборотных синхронных генераторов является полная их конструкция в 3D-модели с установленными атрибутами элементов модели, что позволило перейти к применению интеллектуальных систем проектирования и методологий электрических машин.

2. Разработаны и углублены ориентированные на практическое применение теоретические основы и методы комплексного системного обеспечения разработки мощных источников электрической энергии на основе синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением, базирующиеся на формализации систем электроснабжения как технических систем, задач и методов поверочных расчетов с высокой степенью достоверности.

2.1 На основе системного подхода сформулированы задачи выбора рациональных технических решений трехкаскадных генераторов с электромагнитным возбуждением и исследованы алгоритмы и методы проектирования трехкаскадных генераторов с электромагнитным возбуждением, включая электромагнитные, тепловые, гидравлические и механические расчеты, отличающиеся степенью детализации параметров, геометрии машины, а также временем расчета.

2.2 Получены условия разрешения задачи обеспечения точности поверочных расчетов электрических машин, основанные на совместном использовании аналитических и полевых расчетов.

2.3 Выявлены и оценены закономерности электромагнитных процессов, протекающих в высокооборотных авиационных синхронных генераторах

переменного электрического тока, создание которых возможно только с помощью подходов и методов оптимального проектирования.

2.4 Обоснована процедура имитационного моделирования, которая предполагает двухуровневое моделирование с помощью совмещенной численной модели основного генератора и возбудителя, включенной в итерационный цикл с имитационно-динамической моделью на основе уравнений Парка–Горева.

2.5 На основе системного подхода разработан метод учета функциональных и конструктивных ограничений, накладываемых в процессе проектирования высокооборотных синхронных генераторов как на управляемые параметры, так и на промежуточные величины с помощью штрафных и барьерных функций специального вида, что позволяет использовать методы безусловной оптимизации.

2.6 Разработана аналитическая модель целевого функционала оценки качества высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением, представляющая собой совокупность рациональных значений технических параметров генератора, наиболее значимым из которых являются удельная мощность или обратная ей величина – удельная масса, и предложен минимизированный набор независимых управляемых параметров, полностью описывающих технический облик электрической машины.

2.7 Разработана методология оптимального проектирования высокооборотного синхронного генератора, основанная на общепринятых принципах и методах проектирования электрических машин, которая определяет технический проект как основной этап разработки изделия. Методология содержит два взаимосвязанных процесса – поиск оптимального варианта синхронного генератора на каждом из этапов проектирования и имитационное моделирование режимов работы с помощью разработанной геометрии машины для анализа качества ее работы в составе системы генерирования.

3. В прикладных задачах основное внимание уделено разработке и реализации новых технологий имитационного моделирования; методам поиска рациональных и оптимальных технических решений; разработке и созданию

методологий моделирования и проектирования электрических машин, позволяющих создавать системы генерирования электрической энергии воздушных судов нового поколения.

3.1 На основе методологии оптимального проектирования для воздушных судов государственной и гражданской авиации созданы:

- опытный образец высокооборотного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением ГСР-40НЧ для самолета нового поколения Ил-112В, обладающий высокими массо-энергетическими удельными характеристиками;

- экспериментальный образец высокооборотного синхронного генератора

ГСР-90/120 с номинальной мощностью 120 кВА для нового самолета типа МС-21, который по основным характеристикам не уступает синхронным генераторам американской корпорации Hamilton Sundstrand, предварительно устанавливаемым на этом воздушном судне;

- полные 3D-модели синхронных генераторов различной мощности во исполнение заказа Министерства промышленности и торговли РФ в течение 2015–2016 гг., включая системы электроснабжения самолетов, разработки фирмы «Гражданские самолеты Сухого» типа SSJ;

- технический проект синхронного генератора с электромагнитным возбуждением с номинальной мощностью 250 кВА и максимальной мощностью 500 кВА, который работает в диапазоне частот вращения от 10800 мин^{-1} до 24000 мин^{-1} . Данная электрическая машина действующих аналогов в России не имеет.

3.2 Разработана система проектирования высокооборотного синхронного генератора переменного тока переменной частоты широкого диапазона, позволяющая:

- однозначно определять допустимую область основных размеров активных элементов конструкции синхронного генератора с электромагнитным

возбуждением для максимальной частоты вращения, которая составляет не менее 24000 мин^{-1} ;

– создавать высокооборотные синхронные генераторы с удельной массо-энергетической характеристикой не более $0,25 \text{ кг/кВА}$, что достигнуто в конструкции генератора ГТ250НЖ24 и не уступает аналогичной электрической машине Hamilton Sundstrand Corporation, установленной на маршевых двигателях самолета Боинг 787;

– осваивать производство высокооборотных синхронных генераторов с электромагнитным возбуждением практически на любом серийном предприятии, производящем серийно электрические машины других типов.

3.3 Результаты исследований подтверждают возможность решения задач по созданию систем генерирования электроэнергии в централизованных и децентрализованных авиационных системах электроснабжения с заданным качеством.

Практическая реализация системы оптимального проектирования высокооборотных синхронных генераторов, теоретико-методические основы их разработки и реализации в условиях создания воздушных судов нового поколения подтверждает их актуальность, научную значимость и высокую эффективность.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Исмагилов, Ф.Р. Общие вопросы проектирования технических объектов в электротехнике [Текст]: учеб. пособие / Ф.Р. Исмагилов. – М.: Изд-во МАИ, 2003. – 125 с.
2. Электрические машины и устройства на основе массивных высокотемпературных сверхпроводников [Текст] / Л.К. Ковалев [и др.]. – М.: Изд-во ФИЗМАТЛИТ, 2010. – 395 с.
3. Биротативный генератор для противообледенительной системы винтовентилятора [Текст]: монография / С.М. Мусин [и др.]. – Уфа: УГАТУ, 2015. – 100 с.
4. Волокитина, Е.В. Вентильные генераторы и стартер-генераторы в концепции электрифицированного самолета: современное состояние вопроса [Текст] / Е.В. Волокитина, С.Б. Головизнин // Электроника и электрооборудование транспорта. – 2005. – №5. – С. 25–31.
5. More Electric Aircraft [Электронный ресурс]. URL:<https://more-electric-aircraft.iqrc.de>. (дата обращения 22.11.2016).
6. Калий, В.А. Современные тенденции развития авиационных генераторов переменного тока [Текст] / В.А. Калий // Труды XV Международной конференции «Электромеханика, Электротехнологии, Электротехнические материалы и Компоненты», Республика Крым, Алушта. – 2014.
7. Кутахов, В.П. Полностью электрический самолет [Текст] / В.П. Кутахов, В.А. Каргапольцев, С.А. Воронович // Авиапонарама. – Москва, 2009. – № 2. – С. 14-17.
8. Бортовое оборудование дальнемагистрального высокотехнологичного самолета BOEING 787 DREAMLINER [Текст] / ФГУП НИАО. – Москва, 2005. – 45 с.
9. Гладков, Д.И. Негradientный метод случайного поиска в задачах оптимизации [Текст] / Д.И. Гладков. – Научно-методические материалы. М.: ВВИА им. проф. Н. Е. Жуковского, 1978. – 105 с.

10. Калий, В.А. Определение начальных размеров авиационного высокооборотного синхронного генератора с помощью неградиентного метода случайного поиска Гладкова Д.И. [Текст] / В.А. Калий // Труды научно-технической конференции «Электрификация летательных аппаратов». – Москва, 2016. – С.252–257.

11. Электрический самолет: концепция и технологии [Текст] / А.В. Левин [и др.]. – Уфа: УГАТУ, 2014. – 388 с.

12. Определение технического облика и создание экспериментальных образцов перспективных авиационных систем и агрегатов с опережающим научно-техническим уровнем, обеспечивающим конкурентоспособность перспективных ЛА в будущем [Текст]: отчет о НИР / АО «Технодинамика». – Регистрационный номер № 106/4 – Б.М.: Б.И., 2015. – 100 с.

13. Системы электроснабжения летательных аппаратов [Текст] / С.М. Мусин [и др.]. – М.: ВУНЦ ВВС, 2010. – 428 с.

14. Кушнерев, В.В. Электротехнические комплексы самолетов нового поколения [Текст] / В.В. Кушнерев // Датчики и системы. – 2002. – № 7. – С. 29–34.

15. Левин, А.В. Полностью электрифицированный самолет от концепции к реализации [Текст] / А.В. Левин, И.И. Алексеев // Авиационная промышленность. – 2006. – № 2. – С.24–31.

16. Оценка эффективности и реализуемости концепции «Полностью электрического самолета» (ПЭС) для перспективного БСМС [Текст]: Отчет о НИР/ ФГУП «ЦАГИ», Жуковский, 2006. – 38 с.

17. Федосеев, А.Ф. Современное состояние и перспективы развития электрического оборудования самолетов [Текст] / А.Ф. Федосеев // Автоматика и электромеханика. – М.: Изд-во «Наука», 1973. – С.61-72.

18. Cavagnino, A. Integrated generator for more electric engine: Design and testing of a scaled-size prototype [Текст] / A. Cavagnino, Z. Li, A. Tenconi, S. Vaschetto // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2013. – Vol. 49. Issue 5. – С. 2034–2043.

19. Kuderko, D. Energy system “electric” aircraft - concept, technology, practice [Текст] / D. Kuderko, V. Shirmanov, V. Kaliy // More Electric Aircraft Europe, Hamburg, Germany 2016.

20. Mitcham, A.J. Permanent Magnet Modular Machines: New design Philosophy [Текст] / A.J. Mitcham, J.J.A. Cullen // Electrical Drive Systems for the More Electric Aircraft one-Day Seminar. – 2005. – С. 1–8.

21. Пассажирский самолет МС-21: летно-технические характеристики. Справка. [Электронный ресурс]. URL: <http://www.rian.ru/spravka/20080714/113960566.html>. (дата обращения 21.07.2014).

22. Технический отчет специалистов [Текст] / раздел 2, группа 4F. 2009. – 28 с.

23. Система электроснабжения для самолета ШФДМС [Текст]: отчет о НИР / АО «Технодинамика». – Регистрационный номер № 106/5 – Б.М.: Б.И., 2016. – 46 с.

24. Ковалев, К.Л. Новые типы сверхпроводниковых электрических машин [Текст] / К.Л. Ковалев // Сверхпроводимость: исследования и разработки. – 2002. – № 11. – С. 22–35.

25. Электрооборудование летательных аппаратов [Текст]: учебник для вузов. В 2-х томах. Т 1. / под редакцией С.А. Грузкова. – М.: Издательство МЭИ, 2005 г. – 568 с.

26. ГОСТ РВ 110-2003. Система разработки и постановки продукции на производство. Военная техника. Документация отчетная научно-техническая на научно-исследовательские работы, аванпроекты и опытно-конструкторские работы. - М.: Стандартинформ, 2003. – 22 с.

27. КТ-160G/14G. Квалификационные требования. Авиационный регистр Межгосударственного авиационного комитета. Книги 1, 2, 3. – М.: НИИАО, 2015. – 120 с.

28. Зонтов, В.М. Системы электроснабжения летательных аппаратов [Текст] / В.М. Зонтов, Б.В. Куприн. – М.: Издательство ВВИА им. проф. Н.Е. Жуковского, 1988. – 395 с.

29. Popow, O.S. Elementy teorii systemów – systemy dynamiczne [Текст] / O.S. Popow // Politechnika Szczecińska, Wydział Informatyki, Szczecin. – 2005.
30. Oszkar Biro. On the Use of the Magnetic Vector Potential in the Finite Element Analysis of Three-Dimensional Eddy Currents. [Текст] / Oszkar Biro, Kurt Preis // IEEE Transactions on Magnetics. – 1989. – Vol. 25, No. 4. – P. 3145–3159.
31. Харитонов, С.А. Система генерирования электрической энергии типа «переменная скорость – постоянная частота» на базе синхронного генератора с возбуждением от постоянных магнитов и инверторов напряжения [Текст] / С.А. Харитонов, Д.В. Коробков, М.А. Маслов // Электротехника. – 2008. – № 6. – С. 27–32.
32. Математическая модель электромагнитного расчета синхронного генератора с электромагнитным возбуждением [Текст]: технический отчет 8Е0.012.524 / СЧ НИР / АО «Технодинамика». – Регистрационный номер № 18 – Б.М.: Б.И., 2015. – 50 с.
33. Бут, Д. А. Бесконтактные электрические машины [Текст] / Д.А. Бут. – М.: Высшая школа, 1990. – 415 с.
34. Зечихин, Б.С. Автоматизированный расчет синхронного генератора с постоянными магнитами [Текст] / Б.С. Зечихин. – М.: МАИ, 1991. – 47 с. Зечихин, Б.С. Электрические машины летательных аппаратов. [Текст] / Б.С. Зечихин. – М.: Машиностроение, 1983. – 149 с.
35. Фисенко, В.Г. Численные расчеты электромагнитных полей в электрических машинах на основе метода конечных элементов [Текст]: учеб. пособие / В.Г. Фисенко. – М.: Издательство МЭИ, 2002. – 43 с.
36. Зечихин, Б.С. Электрические машины летательных аппаратов [Текст] / Б.С. Зечихин. – М.: Машиностроение, 1983. – 149 с.
37. Исмагилов, Ф.Р. Электромеханические системы с высокооэрцитивными магнитами [Текст] / Ф.Р. Исмагилов, А.А. Герасин, И.Х. Хайруллин, В.Е. Вавилов. – М.: Машиностроение, 2014. – 262 с.

38. Теоретические основы электротехники [Текст]: в 2-х томах. Т. 1 / под ред. Ю.Г. Иванишина. – М.: Издание ВВИА им. проф. Н.Е. Жуковского. 2005. – 605 с.
39. Гамынин, Н.С. Динамика быстродействующего гидравлического привода [Текст] / Н.С. Гамынин, Ю.К. Жданов, А.Л. Климашин. – М.: Наука, 1995. – 80 с.
40. Науменко, В.И. Авиационные электрические машины с интенсивным охлаждением [Текст] / Науменко В.И., Ключков О.Г. – М.: Машиностроение, 1977. – 128 с.
41. Науменко, В.И. Конструирование авиационных электрических машин летательных аппаратов [Текст] / В.И. Науменко. – М.: МАИ, 1987. – 52 с.
42. Балагуров, В.А. Проектирование специальных электрических машин переменного тока [Текст] / В.А. Балагуров. – М.: Высшая школа, 1982. – 272 с.
43. Калий, В.А. Совмещенная численная модель основного генератора и возбuditеля авиационного синхронного генератора с электромагнитным возбуждением [Текст] / Калий В.А., Щупаков А.С. // Вестник УГАТУ. – 2016. – № 4 (74). – С. 80–83.
44. Копылов, И.П. Электрические машины [Текст] / И.П. Копылов. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 360 с.
45. Харитонов, С.А. Энергетические характеристики нелинейных электрических цепей с вентилями. Геометрические аналогии [Текст]: учеб. пособие / С.А. Харитонов. – Н.: НГТУ, 1998. – 167 с.
46. MIL-STD-704F. Aircraft Electrical Power Characteristics. – USA: Department of Defense Interface Standard, 2004. – 38 с.
47. Исмагилов, Ф.Р. Основы проектирования высокооборотных электромеханических преобразователей энергии с высокооэрцитивными магнитами [Текст] / Ф.Р. Исмагилов, И.Х. Хайруллин, В.Е. Вавилов. – М.: Инновационное машиностроение, 2016. – 222 с.

48. Вавилов, В.Е. Методология проектирования высокооборотных генераторов для микротурбинных установок [Текст] / В.Е. Вавилов // Вопросы электромеханики. Труды ВНИИЭМ. – 2016. – Т. 146. – № 3. – С. 16-23.

49. Мусин, С.М. Электротехническая совместимость бортового авиационного оборудования как внешний воздействующий фактор [Текст] / С.М. Мусин, В.А. Калий // Материалы XIV Всероссийской научно-технической конференции «Научные чтения по авиации, посвященные памяти Н.Е. Жуковского» / Сборник докладов. – М.: Издательский дом Академии им. Н.Е. Жуковского, 2017. – 592 с.

50. Рябуха, В.И. Оптимизация проектирования электрических машин [Текст] / В.И. Рябуха. – Л: Издательство Ленинградского университета, 1984. – 129 с.

51. Слюсарь Ю.Б. О ходе работ по созданию новых гражданских самолетов. Выступление на первом заседании Авиационной Коллегии при Правительстве РФ 06.03.2017 [Электронный ресурс]. // Aviation Explorer. URL: <https://www.aex.ru> (дата обращения 05.05.2017).

52. Гольдберг, О.Д. Проектирование электрических машин: учебник для вузов [Текст] / О.Д. Гольдберг. – М.: Высшая школа, 1984. – 431 с.

53. Копылов, И.П. Математическое моделирование электрических машин [Текст] / И.П. Копылов. – М.: Высшая школа, 1987. – 536 с.

54. Иванов-Смоленский, А.В. Электрические машины. [Текст] / А.В. Иванов-Смоленский. – М: Энергия, 1980. – 928 с.

55. Иванов-Смоленский, А.В. Электромагнитные поля и процессы в электрических машинах, и их физическое моделирование. [Текст] / А.В. Иванов-Смоленский. – М.: Энергия, 1969. – 304 с.

56. Науменко, В.И. Конструирование источников и преобразователей энергии [Текст] / В.И. Науменко. – М.: МАИ, 1986. – 76 с.

57. Поспелов, Л.И. Конструкции авиационных электрических машин [Текст] / Л.И. Поспелов. – М. Энергоиздат, 1982. – 314 с.

58. Методика расчета синхронных генераторов. Общая часть [Текст] – М.: МАЗ «Дзержинец», 1971. – 67 с.
59. Специальные электрические машины [Текст]: учеб. пособие для вузов. / под ред. А.И. Бертинова. – М.: Энергоиздат, 1982. – 552 с
60. Костенко, М.П. Электрические машины [Текст]: в 2-х частях Часть II / М.П. Костенко, Л. М. Пиотровский. – Л.: Энергия, 1965. – 704 с.
61. Горев, А.А. Переходные процессы синхронной машины. [Текст] / А.А. Горев. – Л.: Госэнергоиздат, 1950. – 552 с.
62. Кононенко, Е.В. Электрические машины [Текст]: специальный курс, учебное пособие для вузов / Е.В. Кононенко, Г.А. Сипайлов, К.А. Хорьков. – М.: Высшая школа, 1975. – 279 с.
63. Бинс, К. Анализ и расчет электрических и магнитных полей [Текст] / К. Бинс, П. Лауренсон. – М.: Энергия, 1970. – 376 с.
64. Бинс, К. Анализ и расчет электрических и магнитных полей [Текст] / К. Бинс, П. Лауренсон. – М.: Энергия, 1970. – 376 с.
65. Аветисян, Дж. Оптимальное проектирование электрических машин на ЭВМ [Текст] / Дж. Аветисян, В.С. Соколов, В.Х. Хан. – М.: Энергия, 1976. – 208 с.
66. Терзян, А.А. Автоматизированное проектирование электрических машин [Текст] / А.А. Терзян. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 255 с.
67. Мнев, Р.Д. Генератор синхронный бесконтактный с расширенным диапазоном частот вращения. Алгоритм управления при внешнем возмущении [Текст] / Мнев Р.Д., Калий В.А. Методика расчета – М.: Технодинамика, 2015. – 17 с.
68. Борисов, К.Н. Электропривод летательных аппаратов. Основы авиационного электропривода [Текст]: учеб. для авиац.вузов и фак. / К.Н. Борисов, В.Д. Нагорский. – М.: Оборонгиз, 1967. – 436 с.
69. Вентцель, Е.С. Теория вероятностей [Текст] / Е.С. Вентцель. – М.: Наука, 1969. – 576 с.

70. Геминтерн, В.И. Системы автоматизированного проектирования электрических машин [Текст] / В.И. Геминтерн, А.М. Нахамкин, Е.В. Радкина. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 286 с.

71. Полковников, В.А. Расчет основных параметров исполнительных механизмов следящих приводов летательных аппаратов [Текст] / В.А. Полковников, А.В. Сергеев. – М.: Машиностроение, 1988. – 188 с.

72. Сухарев, А.Г. Курс методов оптимизации [Текст]: учебное пособие / А.Г. Сухарев, А.В. Тимохов, В.В. Федоров – 2 изд. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2005. – 368 с.

73. Герман-Галкин, С.Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем [Текст] / С.Г. Герман-Галкин. – С.-П.: КОРОНА принт, 2001. – 320 с.

74. Реклейтис Г. Оптимизация в технике [Текст]: в 2-х томах. Т. 1 / Г. Реклейтис, А. Рейвиндран, К. Рэгсдел. – М.: Мир, 1986. – 348 с.

75. Реклейтис Г. Оптимизация в технике [Текст]: в 2-х томах. Т. 2 / Г. Реклейтис, А. Рейвиндран, К. Рэгсдел. – М.: Мир, 1986. – 320 с.

76. Наседкин, Л.П. Оптимизация электрических машин малой мощности [Текст] / Л.П. Наседкин. – Л.: ЛЭТИ, 1982. – 80 с.

77. Терзян, А.А. Системы автоматизированного проектирования электрических машин [Текст] / А.А. Терзян. – М.: «Энергия», 1988. – 75 с.

78. Левин, А.В. Проектирование и обеспечение требуемого качества конструкции электрических агрегатов авиационной техники нового поколения [Текст]: дис. ... д-ра техн. наук: 05.07.02, 05.09.03 / Левин А. В. – М., 2004. – 306 с.

79. Батищев, Д.И. Поискные методы оптимального проектирования [Текст] / Д.И. Батищев. – М.: Советское радио, 1975. – 248 с.

80. Растригин, Л.А. Адаптация случайного поиска [Текст] / Л.А. Растригин, К.К. Рипа, Г.С. Тарасенко. – Рига: Зинатне, 1978. – 239 с.

81. Хуторецкий, Г.М. Проектирование турбогенераторов [Текст] / Г.М. Хуторецкий, М.И. Токов, Е.В. Толвинская. – Л.: Энергоатомиздат, 1987. – 256 с.
82. ГОСТ РВ 15.203-2001. Система разработки и постановки продукции на производство. Военная техника. Порядок выполнения опытно-конструкторских работ по созданию изделий и их составных частей. Основные положения. – М.: Стандартинформ, 2001. – 22 с.
83. ГОСТ Р 15.301-2016. Система разработки и постановки продукции на производство. Продукция производственно-технического назначения. Порядок разработки и постановки продукции на производство. – М.: Стандартинформ, 2016. – 11 с.
84. ГОСТ 2.120-2013. Единая система конструкторской документации. Технический проект. – М.: Стандартинформ, 2013. – 6 с.
85. Калий, В.А. Имитационное моделирование преобразователей электроэнергии для определения их параметров на этапе поверочного расчета [Текст] / В.А. Калий // Вопросы электромеханики. Труды ВНИИЭМ. – 2016. – Т. 151. – № 2. – С. 3-7.
86. Electrical Power System RFI of LRWBCA. COMAC & UAK [Текст]. – 2015. – Р. 19
87. Калужский, Д.Л. Электрические машины с комбинированным возбуждением на транспорте [Текст] / Д.Л. Калужский, В.В. Бирюков. Транспорт: наука, техника, управление. – 2017. – № 2. – С. 3-8.
88. Батищев, Д.И. Поисковые методы оптимального проектирования [Текст] / Д.И. Батищев. – М.: Советское радио, 1975. – 248 с.
89. Важнов, А. И. Основы теории переходных процессов синхронной машины [Текст] / А.И. Важнов. – М.: Госэнергоатомиздат, 1960. – 312 с.
90. Важнов, А.И. Переходные процессы в машинах переменного тока [Текст] / А.И. Важнов. – Л.: Энергия, 1980. – 256 с.

91. Дикарев, Е.А. Оптимальное проектирование электрических машин постоянного тока с беззубцовым якорем. [Текст] / Е.А. Дикарев. – Воронеж, 1985. – 80 с.
92. Зечихин, Б.С. Электрические машины летательных аппаратов. [Текст] / Б.С. Зечихин. – М.: Машиностроение, 1983. – 149 с.
93. Ледовский, А.Н. Электрические машины с высококоэрцитивными постоянными магнитами [Текст] / А.Н. Ледовский. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 168 с.
94. Москаленко, В.В. Автоматизированный электропривод. [Текст] / В.В. Москаленко. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 416 с.
95. Рябуха, В.И. Оптимизация проектирования электрических машин [Текст] / В.И. Рябуха. – Л: Издательство Ленинградского университета, 1984. – 129 с.
96. Стреттон, Дж.А. Теория электромагнетизма [Текст] / Дж.А. Стреттон. – М.: Высшая школа, 1960. – 541 с.
97. Торопцев, Н.Д. Авиационные асинхронные генераторы. [Текст] / Н.Д. Торопцев. – М.: Транспорт, 1970. – 204 с.
98. Балагуров, В.А. Бесконтактные двигатели постоянного тока [Текст] / В.А. Балагуров, Ф.Ф. Галтеев. – М.: Энергия, 1975. – 480 с.
99. Балагуров, В.А. Электрические генераторы с постоянными магнитами. [Текст] / В.А. Балагуров, Ф.Ф. Галтеев. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
100. Брускин, Д.Э. Электрические машины и микромашины [Текст] / Д.Э. Брускин, А.Е. Зорохович. – М.: Высшая школа, 1990. – 528 с.
101. Волков, Н.И. Электрические устройства автоматики [Текст] / Н.И. Волков, В.Г. Миловзоров. – М.: Машиностроение, 1986. – 335 с.
102. Калантаров, П.М. Расчет индуктивностей [Текст] / П.М. Калантаров, Л.А. Цейтлин. – Л.: Энергия, 1970. – 488 с.
103. Коген-Дален, В.В. Расчет и испытания систем с постоянными магнитами [Текст] / В.В. Коген-Дален, Е.В. Комаров. – М.: Энергия, 1977. – 248 с.

104. Крымов, Б.Г. Исполнительные устройства систем управления летательных аппаратов [Текст] / Б.Г. Крымов, Л.В. Рабинович, В.Г. Стебельцов. – М.: Машиностроение, 1987. – 261 с.

105. Нейман, Л. Д. Теоретические основы электротехники [Текст]: учебник для вузов. В 2-х т. Том 1 / Нейман Л. Д., Демирчан К. С. – 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоиздат. Ленингр. отд-ние, 1981. – 536 с.

106. Овчинников, И.Е. Бесконтактные двигатели постоянного тока [Текст] / И.Е. Овчинников, Н.И. Лебедев. – Л.: Наука. Ленинградское отделение, 1979. – 270 с.

107. Орлов, И.Н. Системы автоматизированного проектирования электромеханических устройств [Текст] / И.Н. Орлов, С.И. Маслов. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 296 с.

108. Постоянные магниты [Текст]: справочник / под ред. Ю.Н. Пятина– М.: Энергия, 1980. – 488 с.

109. Оптимизация и исследования электрических машин [Текст]: сб. статей АН МССР. – Кишинев: Штиинца, 1982. – 299 с.

110. Редукторы электрических машин [Текст]: справочник / под ред. Ю.А. Державца– Л.: Машиностроение, 1985. – 232 с.

111. Универсальный метод расчета электромагнитных процессов в электрических машинах [Текст] / под ред. А.В. Иванова-Смоленского. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 214 с.

112. Машинные методы математических вычислений [Текст] / Дж. Форсайт [и др.]. – М.: Мир, 1980. – 575 с.

113. Электрооборудование летательных аппаратов [Текст]: учебник для вузов. В 2-х томах. Т 1. / под редакцией С.А. Грузкова. – М.: Издательство МЭИ, 2008 г. – 552 с.

114. Веников, Г.В. Тенденции и перспективы развития бортовых электрических генераторов [Текст] / Г.В. Веников, О.Г. Ключков // Авиационная промышленность. – 1991. – № 2. – С. 23–29.

115. Власов, А.И. Исследования по определению оптимальных параметров и структуры системы электроснабжения полностью электрифицированного самолета [Текст] / А.И. Власов // Электроника и электрооборудование транспорта. – 2010. – № 4. – С. 2–7.

116. Волокитина, Е.В. Исследования по созданию системы генерирования и запуска маршевого двигателя в концепции полностью электрифицированного самолета [Текст] / Е.В. Волокитина // Электроснабжение и электрооборудование. – 2011. – № 4. – С. 29–33.

117. Гарганеев, А.Г. Техничко-экономические оценки создания самолета с полностью электрифицированным оборудованием [Текст] / А.Г. Гарганеев, С.А. Харитонов // Доклады ТУ-СУРа. – 2009. – № 2 (20). – С. 179–184.

118. Геча, В.Я. Комплексная математическая модель высокоскоростного электрогенератора [Текст] / В.Я. Геча, А.Б. Захаренко, И.А. Мещихин [и др.] // Вопросы электромеханики. Труды НПП ВНИИЭМ. – 2011. – Т. 122. – № 3. – С. 3–10.

119. Горюнов, А.И. Метод структурного и параметрического синтеза и анализа энергоустановок [Текст] / А.И. Горюнов, Р.Р. Ямалиев, Д.А. Ахмедзянов // Молодой ученый. – 2011. – №2. – Т.1. – С. 16–19.

120. Исмагилов, Ф. Р. Процессы в бесконтактных магнитоэлектрических генераторах при коротком замыкании [Текст] / Ф.Р. Исмагилов, И.Х. Хайруллин, В.Е. Вавилов // Электро. Электротехника. Электроэнергетика. Электротехническая промышленность. – 2014. – № 3. – С. 14–17.

121. Зечихин, Б.С. Расчетные коэффициенты синхронных машин с редкоземельными магнитами [Текст] / Б.С. Зечихин, С.В. Журавлев, Д.А. Ситин // Электричество. – 2009. – № 3. – С. 35–40.

122. Левин, А.В. Стартер-генераторная система со встроенным в авиадвигатель электромашинным агрегатом для полностью электрифицированного самолета [Текст] / А.В. Левин, И.И. Алексеев, Э.Я. Лившиц // Авиационная промышленность. – 2007. – № 1. – С. 50–52.

123. Cronin, M.J. Electronic / electric technologies benefits study. [Текст] / M.J. Cronin, W.W. Howison // NASA-LRC (Lockheed NAS-1-16199, 1982). New York. – 230 p.

124. System and method for fault protection for permanent magnet machines: пат. US 7276871 B2 [Текст] / E. Ganev, M.L. Bansal, W.H. Warr; заявитель и патентообладатель Honeywell International, Inc. – US 11/189,177; заявл. 25.07.2005; опубл. 2.10.2007.

125. Khan, M.A. Design of PM Wind Generator, Optimised for Energy Capture over a Wide Operating Range [Текст] / M.A. Khan, P. Pillay // IEEE International Conference on Electric Machines and Drives. – 2005. – P. 1501–1506.

126. Shahat, A. Spacecraft flywheel high-speed pm synchronous motor design (classical&genetic) [Текст] / A. Shahat, A. Keyhani, H. Shewy // Journal of Theoretical and Applied Information Technology. – 2010. – Vol.13. Issue 1. – P. 83–100.

127. Yang Cao. The Future of Nanodielectrics in the Electrical Power Industry [Текст] / Patricia C. Irwin, Karim Younsi // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – Vol. 11? No. 5 – 2004. – С. 797–807.

128. ГОСТ Р 54073-2017. Системы электроснабжения самолетов и вертолетов. Общие требования и нормы качества электроэнергии. – М.: Стандартинформ, 2010. – 33 с.

129. ГОСТ Р 54130-2010. Качество электрической энергии. Термины и определения. – М.: Стандартинформ, 2010. – 22 с.

130. Математическая модель электромагнитного расчета магнитоэлектрического генератора [Текст]: технический отчет 8Е0.012.523 / СЧ НИР / АО «Технодинамика». – Регистрационный номер № 17 – Б.М.: Б.И., 2015. – 35 с.

131. Устройство электропитания постоянным током транспортного судна [Текст]: пат. 150254 Рос. Федерация: МПК H02P 9/04, B60L 11/08, B63H 21/00, B63H 21/14, B63H 21/16 / Калий В.А., Савченко М.С., Резниченко А.В., Скварский П.А.; заявители и патентообладатели Калий В.А., Савченко М.С., Резниченко

А.В., Скварский П.А. – № 2014121830/07; заявл. 29.05.2014; опубл. 10.02.2015, Бюл. № 4.

132. Индукторный генератор с комбинированным возбуждением [Текст]: пат. 165187 Рос. Федерация: МПК H02K 19/16 / Калий В.А., Ситин Д.А., Панихин М.В., Мисютин Р.Ю., Вирясов С.С., Черкасов К.А.; заявитель и патентообладатель Акционерное общество "Технодинамика" – № 2015155324/07; заявл. 23.12.2015; опубл. 10.10.2016, Бюл. № 28.

133. Emadi A. Aircraft power systems: technology, state of the art and future trends [Текст] / A. Emadi, M. Ehsani // IEEE Aerospace and Electronic Systems Magazine. – 2000. – Vol. 15, Issue 1 – P. 28–32.

134. Design and best of four channel for electromechanical flight control actuation [Текст]. Final report № 85-17 294. Sundstrand energy Systems.

135. Кузьмичев Р. В. Генератор в системе электроснабжения самолета с повышенным уровнем электрификации [Электронный ресурс]. URL: <http://www.uacrussia.ru/ru/common/img/news/con/Kuzmichev.pdf> (дата обращения 15.08.2013).